



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

ESTUDO DO CONTATO ENTRE MATERIAL DA
PEÇA E SUPERFÍCIE DE FOLGA DA
FERRAMENTA DE USINAGEM.

MÁRCIO AURÉLIO DA SILVA

Uberlândia, 27 de Fevereiro de 2014

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**ESTUDO DO CONTATO ENTRE MATERIAL DA PEÇA E
SUPERFÍCIE DE FOLGA DA FERRAMENTA DE USINAGEM.**

Tese apresentada à
Universidade Federal de Uberlândia por:

MÁRCIO AURÉLIO DA SILVA

Como parte dos requisitos para obtenção do título de
Doutor em Engenharia Mecânica

Orientador: Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva (UFU)

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva	- (UFU)
Prof. Dr. Álisson Rocha Machado	- (UFU)
Prof. Dr. Cleudmar Amaral de Araújo	- (UFU)
Profa. Dra. Izabel Fernanda Machado	- (Poli - USP)
Prof. Dr. Durval Uchoas Braga	- (UFSJ)

Uberlândia, 27 de Fevereiro de 2014

S586e Silva, Márcio Aurélio da, 1975-
2014 Estudo do contato entre material da peça e superfície de folga da
ferramenta de usinagem / Márcio Aurélio da Silva. - 2014.
125 f. : il.

Orientador: Marcio Bacci da Silva.

Tese (doutorado) – Universidade Federal de Uberlândia, Programa
de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Usinagem - Teses. 3. Ferramen-
tas para cortar metais - Teses. 4. Engenharia - Modelos - Teses. I. Silva,
Márcio Bacci da, 1964- II. Universidade Federal de Uberlândia. Progra-
ma de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU: 621

Aos meus filhos Maria Eduarda e Márcio Júnior
à minha esposa Ana Paula,
aos meus pais, Jesus e Marlene
e a Deus

AGRADECIMENTOS

Ao professor Márcio Bacci da Silva pela orientação, apoio, disponibilidade, incentivo e confiança depositada na realização deste trabalho.

Ao professor Fran Sérgio Lobato pela contribuição para o desenvolvimento do trabalho.

À Universidade Federal de Uberlândia, pela infra-estrutura e oportunidade.

Aos colegas de trabalho, Marcelo Nascimento e Mauro Paipa, pela contribuição neste trabalho de pesquisa.

A todos os colegas do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) pela amizade e importantes discussões e sugestões que contribuíram para realização deste trabalho.

Ao Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM – UFU), ao professor Raslan e a técnica Ângela pelo apoio na preparação das micrografias e medição da microdureza.

À Faculdade de Engenharia Mecânica e a Coordenação do Curso de Pós-Graduação da UFU, pela oportunidade de realização deste trabalho.

À Faculdade Presidente Antônio Carlos (UNIPAC/Araguari) e a Escola Estadual Dona Eleonora Pieruccetti, pelo apoio dado para a realização deste trabalho.

A todos aqueles que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho.

A Capes pelo apoio financeiro.

SUMÁRIO

SUMÁRIO.....	iv
LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS.....	vi
RESUMO	ix
ABSTRACT	xi
1. INTRODUÇÃO	1
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
2.1 TORNEAMENTO E CORTE ORTOGONAL.....	3
2.2 MECANISMO DE FORMAÇÃO DO CAVACO	5
2.3 INTERFACE FERRAMENTA/CAVACO	6
2.4 RELAÇÕES CINEMÁTICAS E GEOMÉTRICAS NO CORTE ORTOGONAL	11
2.5 FORÇAS E POTÊNCIAS DE CORTE	13
2.5.1 Força de Usinagem no Corte Ortogonal (Bidimensional)	13
2.5.2 Força de Usinagem no Corte Oblíquo (Tridimensional).....	15
2.5.3 Fatores que Influenciam a Força de Usinagem.....	17
2.5.4 Pressão Específica de Corte	18
2.5.5 Potência de Usinagem	21
2.6 TENSÕES E DEFORMAÇÕES EM USINAGEM	21
2.7 FORÇA RESIDUAL OU SULCAMENTO.....	24
2.8 MODELAGEM E SIMULAÇÃO.....	32
2.8.1 Metodologia de Superfície de Respostas.....	33
2.8.2 O Algoritmo de Evolução Diferencial.....	34
2.8.3 Similitude em Engenharia.....	35
3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	37
3.1 ENSAIOS DE USINAGEM NO TORNEAMENTO	38
3.1.1 Ferramentas Utilizadas no Torneamento	39
3.1.2 Medição do Raio de Arredondamento da Aresta da Ferramenta Utilizada no Torneamento	40
3.1.3 Máquina Ferramenta Utilizada no Torneamento	41
3.1.4 Ensaios de Quick-Stop.....	41

3.2 ENSAIOS DE USINAGEM NO CORTE ORTOGONAL.....	42
3.2.1 Medição do Raio de Arredondamento da Aresta da Ferramenta Utilizada no Corte Ortogonal.....	43
3.2.2 Máquina Ferramenta Utilizada no Corte Ortogonal Simulado	44
3.2.3 Ferramentas Utilizadas no Corte Ortogonal Simulado	45
3.3 MATERIAL USINADO	45
3.4 ANÁLISE METALOGRÁFICA.....	48
3.5 MEDIÇÃO DA MICRODUREZA	49
4. RESULTADOS E DISCUSSÕES	50
4.1 FORÇA RESIDUAL NO TORNEAMENTO.....	50
4.2 FORÇA DE USINAGEM.....	54
4.3 PRESSÃO ESPECÍFICA DE CORTE	56
4.4 GRAU DE RECALQUE E ÂNGULO DE CISALHAMENTO.....	58
4.5 PLANEJAMENTO COMPOSTO CENTRAL	59
4.6 ENSAIOS DE QUICK-STOP	61
4.7 FORÇA RESIDUAL NO CORTE ORTOGONAL SIMULADO.....	65
4.7.1 Comparação das Forças de Corte no Corte Ortogonal Simulado e no Torneamento.....	67
4.7.2 Pressão Específica de Corte e Contato entre o Material da Peça e as Superfícies da Ferramenta de Usinagem.....	68
4.7.3 Análise Estatística de Significância do Efeito da Velocidade de Corte, Ângulo de Folga e Espessura Indeformada de Cavaco na Força de Corte.....	79
4.7.4 Otimização Usando o Algoritmo de Evolução Diferencial.....	82
4.8 MODELAGEM MATEMÁTICA.....	85
4.8.1 Delineamento dos Experimentos e Tabelas de Leituras Feitas.....	88
4.8.2 Determinação das Equações Componentes	90
4.8.3 Determinação das Equações Preditivas.....	92
4.8.4 Comparação Entre Forças Experimentais e Preditas.....	94
5. CONCLUSÕES	97
6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	103
7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	104

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

Letras Latinas

ap.....	profundidade de corte
A.....	área da secção de corte
ABNT.....	Associação Brasileira de Normas Técnicas
APC.....	aresta postiça de corte
A_I	área de contato na superfície de folga da ferramenta
A_{II}	área de contato na superfície de arredondamento da ferramenta
A_{III}	área de contato na superfície de saída da ferramenta
b.....	largura de corte
CNC.....	Comando numérico computadorizado
CV.....	Coeficiente de Variabilidade
DIN.....	Deustches Institutes fur Normung e. V.
DP.....	Desvio Padrão
ED.....	Evolução Diferencial
f.....	avanço
F_c	força de corte
F_f	força de avanço
F_n	força normal
F_p	força passiva
F_t	força tangente
F_u	força de usinagem
F_{cm}	força de corte média
FoFo.....	ferro fundido cinzento
F_O	função objetivo
gl.....	graus de liberdade
h.....	espessura de corte
h_m	mínima espessura indeformada de cavaco
h'	espessura do cavaco
HSS.....	aço rápido

HV.....	dureza vickers
IC.....	intervalo de confiança
k_s	pressão específica de corte
LPE.....	limite de estabilidade
$L_{\min}$	limite mínimo
$L_{\max}$	limite máximo
MEV.....	microscópio eletrônico de varredura
MSR.....	metodologia de superfície de resposta
p	valor crítico amostral
PCC.....	planejamento composto central
P_c	potência de corte
P_f	potência de avanço
QSD.....	dispositivo de parada rápida
R^2	coeficiente de correlação
Rc.....	Grau de recalque
r_e	raio de arredondamento da ferramenta
t	estatística do teste t de Student
TiN.....	Nitreto de Titânio
Vc.....	velocidade de corte
V_{cav}	velocidade do cavaco
Vz.....	velocidade de cisalhamento

Letras Gregas

ϕ	ângulo de cisalhamento do plano primário
α_0	ângulo de folga da ferramenta
λ	ângulo de inclinação
χ_r	ângulo de posição
γ_0	ângulo de saída da ferramenta
δ	deformação em usinagem
μ_e	energia efetiva
τ_s	tensão cisalhante
σ_s	tensão normal

RESUMO

Da Silva, M. A., (2014), Estudo do Contato entre Material da Peça e Superfície de Folga da Ferramenta de Usinagem. Tese de Doutorado. Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia.

Sabe-se que as operações de micro usinagem são muito suscetíveis a excessivas forças de corte e vibrações, o que pode ser prejudicial para a ferramenta e a peça. Neste caso, faz-se necessário o desenvolvimento e o aprimoramento de metodologias para entender e otimizar os modelos implementados para os mecanismos de remoção de material em micro escala. O objetivo principal deste trabalho é analisar o contato entre a superfície usinada da peça e a superfície de folga durante a micro usinagem, além de verificar o efeito de parâmetros e condições de corte no comprimento de contato, a recuperação elástica da peça e as forças de corte residuais, propondo um modelo matemático para sua predição. Nesta análise foram usinados aço ABNT 1045, ferro fundido cinzento GH - 190, alumínio da série 1000 e alumínio 3030, em operação de simulação do corte ortogonal e torneamento cilíndrico externo, com ferramentas de aço rápido e de metal duro revestido. Verificou-se o efeito dos parâmetros de corte: velocidade, espessura indeformada de cavaco, raio de arredondamento da ferramenta e ângulo de folga da ferramenta nas componentes da força de usinagem e pressão específica de corte.

Para cada operação foi obtida a força de corte residual, bem como a espessura mínima indeformada de cavaco, utilizando a metodologia de extrapolação a zero. Foram obtidas amostras de ensaios de quick-stop para análise metalográfica e microdureza.

Os resultados encontrados com as metodologias utilizadas mostraram que no torneamento as forças residuais variaram entre 57 N a 83 N, e a pressão específica de corte entre 2.593 N/mm^2 e 3.306 N/mm^2 , sugerindo que o cavaco começaria a se formar para espessuras indeformadas superiores ao intervalo de $6 \mu\text{m}$ a $10 \mu\text{m}$. O corte ortogonal simulado, sugeriu uma variação das forças residuais entre 19 N e 31 N, pressão específica de corte entre 997 N/mm^2 e 1.045 N/mm^2 e formação de cavaco para espessuras indeformadas superiores ao intervalo de $6 \mu\text{m}$ a $10 \mu\text{m}$.

Para ambos os materiais analisados, menores espessuras indeformadas proporcionaram aumentos significativos na pressão específica de corte, sugerindo a existência de um trabalho plástico redundante resultante do sulcamento e do deslizamento da peça na superfície de folga da ferramenta, cuja deformação exige um gasto suplementar de energia, que vem a superar aquela produzida na remoção de material. Menores espessuras indeformadas de cavaco, proporcionaram um percentual relativo a área de contato atribuída à superfície de folga superiores a 60% da área de contato total durante o corte, reduzindo significativamente com o aumento da mesma, que atingiu valores mínimos superiores a 20%, percebendo-se então, a influência marcante do contato na superfície de folga com a variação da espessura indeformada de cavaco.

O modelo matemático apresentado para prever as forças de corte na simulação do corte ortogonal mostrou um erro relativo médio na ordem de 10% e no torneamento na ordem de 18%.

Palavras chave: Micro-usinagem, Torneamento, Pressão específica de corte, Força de corte residual, Similitude.

ABSTRACT

Da Silva, M. A., (2014), **Study of Contact between Workpiece Material and Surface Clearance Tool Machining**. Doctoral Thesis. School of Mechanical Engineering, Federal University of Uberlândia.

It is known that micro machining operations are very susceptible to excessive shear forces and vibrations which may be damaging the tool and the workpiece. In this case it is necessary development and improvement of methodologies to understand and optimize the models implemented mechanisms for material removal in micro scale. The main objective of this work is to analyze the contact between the machined surface of the workpiece and the clearance surface during micro machining , and verify the effect of parameters and cutting conditions in the contact length , elastic recovery of the workpiece and the residual cutting forces proposing a mathematical model for its prediction. This analysis were machined AISI 1045, cast iron GH - 190 , 1000 series aluminum and aluminum 3030 , in operation simulation of orthogonal cutting and turning cylindrical external tools HSS and carbide coated . It is the effect of cutting parameters : speed, undeformed chip thickness , rounding radius of the tool and clearance angle of the tool in the machining force components and specific cutting pressure.

For each operation was obtained residual shearing force and the minimum undeformed chip thickness using the method of extrapolation to zero. Samples were obtained from tests of quick -stop for metallographic analysis and microhardness.

The results obtained with the methods used for turning showed that the residual forces ranging from 57 N to 83 N , the specific pressure between the cutting $2,593 \text{ N/mm}^2$ and $3,306 \text{ N/mm}^2$, suggesting that the chips begin to form undisturbed over the range of thicknesses of $6 \mu\text{m}$ to $10 \mu\text{m}$. The orthogonal cutting simulation , suggested a variation of the residual forces between 19 N and 31 N , specific cutting pressure between 997 N/mm^2 and $1,045 \text{ N/mm}^2$ and chip formation undisturbed for thicknesses over the range of $6 \mu\text{m}$ to $10 \mu\text{m}$.

For both materials analyzed, smaller undeformed thicknesses provided significant increase in specific cutting pressure, suggesting the existence of a redundant plastic work resulting from plowing and sliding part off the loose surface of

the tool, whose deformation requires an additional expenditure of energy, which overcome that produced in the removal of material. Smaller undeformed thicknesses of the chip provided a relative percentage of contact area attributed to loose surface over 60% of the total contact area during cutting process, reducing significantly with the increase of the same one, which reached minimum values over 20%, realizing then the great influence of contact on the loose surface with the variation of the undeformed thickness of the chip.

The mathematical model for predicting the cutting forces in orthogonal cutting simulation showed an average relative error of the order of 10 %, and turning on the order of 18%.

KEY WORDS: Micromachining, Turning, Specific cutting pressure, Residual cutting force, Similitude.

CAPÍTULO 1

1. INTRODUÇÃO

Em processos de fabricação pode-se modelar componentes miniaturizados em operações de micro usinagem a partir de uma grande variedade de materiais em engenharia. Todavia, esta operação caracteriza um grande desafio devido a imprecisões dimensionais, além de baixa produtividade. Para fins de seleção dos parâmetros ideais na usinagem, o comportamento da remoção de material durante as operações de micro-usinagem precisam ser entendidos e implementados em modelos (Malekian et al, 2011).

O que difere a micro da macro usinagem em operação de corte é o pequeno valor da espessura indeformada de cavaco, que nas aplicações de micro usinagem, é comparável em tamanho ao raio de arredondamento da ferramenta, o que resulta em altos ângulos de saída negativos, além de deformações elástico-plásticas dos materiais. Diante da possibilidade da existência de uma espessura mínima, a partir da qual não se consegue formação do cavaco, pode existir um limite mínimo de penetração da ferramenta para que ocorra a usinagem. Abaixo da mínima espessura indeformada de cavaco, o processo de corte é dominado por sulcamento, isto é, deformação plástica do material sem a formação de cavaco, tornando ineficazes os métodos convencionais de previsão de superfícies e forças no processo de micro usinagem (Malekian et al, 2011).

Se o material a ser usinado for considerado um plástico perfeito, poderá haver alguma deformação elástica envolvida no processo. Na verdade, a temperatura na zona de fluxo e a alta taxa de deformação afetam o comportamento do material durante o corte. Devido aos elevados valores das taxas de tensão durante a usinagem, não existe nenhum modo de testar um material sob tais condições, pois o comportamento fundamental do material é desconhecido. Entretanto para a maioria dos materiais maleáveis durante o corte pode-se considerar uma deformação elástica, que sugere um contato da superfície usinada com a superfície de folga da ferramenta, isto significa que a ferramenta precisa penetrar em uma profundidade específica dentro do material antes de começar a cortá-lo, ou seja, existe uma profundidade mínima que dependerá de muitos fatores, mas principalmente das propriedades do material. Para valores menores do que este

mínimo o material não cortará, será apenas deformado elasticamente (Da Silva et al, 2011).

As forças de corte convencionais dos macro modelos, tais como Merchant e teorema de Oxley (Roth et al., 1972), são difíceis de aplicar na predição de forças de micro corte devido ao efeito da mínima espessura indeformada de cavaco. Segundo Albrecht (1960), deve-se considerar uma parcela de força residual. Esta força se deve ao contato entre a superfície da peça usinada e a superfície de folga da ferramenta. Além disso, acredita-se que esta é independente da velocidade de avanço, podendo ser calculada por meio de extrapolação de uma curva de força de corte para uma velocidade de avanço zero.

Finalmente, sabe-se que as operações de micro usinagem são muito suscetíveis a excessivas forças de corte e vibrações, o que pode ser prejudicial para a ferramenta e a peça. Neste caso faz-se necessário o desenvolvimento e o aprimoramento de metodologias para entender e otimizar os modelos implementados para os mecanismos de remoção de material em micro escala.

O objetivo geral desta tese é analisar o contato entre superfície usinada da peça e a superfície de folga durante a micro usinagem, além de verificar o efeito de parâmetros e condições de corte no comprimento de contato, recuperação elástica da peça e forças de corte residuais, propondo um modelo matemático para sua predição. Cabe enfatizar que, individualmente, as metodologias utilizadas no cálculo das forças de corte residuais propostas nesta tese, não foram desenvolvidas neste trabalho. Entretanto, o acoplamento destas metodologias constitui uma metodologia que pode ser considerada nova na medida em que poucos trabalhos em termos de dissertações e teses têm sido propostos nesta direção.

Esta tese possui a estrutura conforme segue. O Capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica envolvendo os assuntos abordados no trabalho. O Capítulo 3 apresenta os equipamentos, materiais utilizados e os parâmetros analisados. O Capítulo 4 apresenta os resultados e discussões. Já no Capítulo 5 são apresentadas as conclusões. As sugestões para trabalhos futuros são descritas no capítulo 6 e no capítulo 7 são apresentadas as referências bibliográficas.

CAPÍTULO 2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Serão abordados neste capítulo assuntos que proporcionarão fundamentos teóricos no que diz respeito as forças de usinagem no torneamento do aço ABNT 1045, do alumínio série 1000 e do ferro fundido cinzento GH - 190 e sua relação com velocidade de corte, espessura indeformada de cavaco e ângulo de folga, bem como alguns aspectos relativos a pressão específica de corte e as forças residuais durante a micro-usinagem destes materiais. Serão apresentadas as metodologias utilizadas no desenvolvimento e otimização dos modelos implementados para os mecanismos de remoção de material.

2.1 TORNEAMENTO E CORTE ORTOGONAL

O torneamento é um processo mecânico de usinagem destinado a obtenção de superfícies de revolução com o auxílio de uma ou mais ferramentas monocortantes. Para tanto, a peça gira em torno do eixo principal de rotação da máquina e a ferramenta se desloca simultaneamente segundo uma trajetória coplanar com o eixo referido.

A forma mais simplificada de um processo de usinagem é uma cunha cortante se movimentando à uma determinada profundidade num material homogêneo e isotrópico e é conhecida como corte ortogonal.

No corte ortogonal a aresta cortante é reta, normal à direção de corte e normal também à direção de avanço, de maneira que a formação do cavaco pode ser considerada como um fenômeno bidimensional, o qual se realiza num plano normal à aresta cortante, ou seja, no plano de trabalho [Norma ABNT NBR 6162/1989]. A figura 2.1 apresenta dois exemplos de usinagem aproximando-se do corte ortogonal nos processos de torneamento e de fresamento.

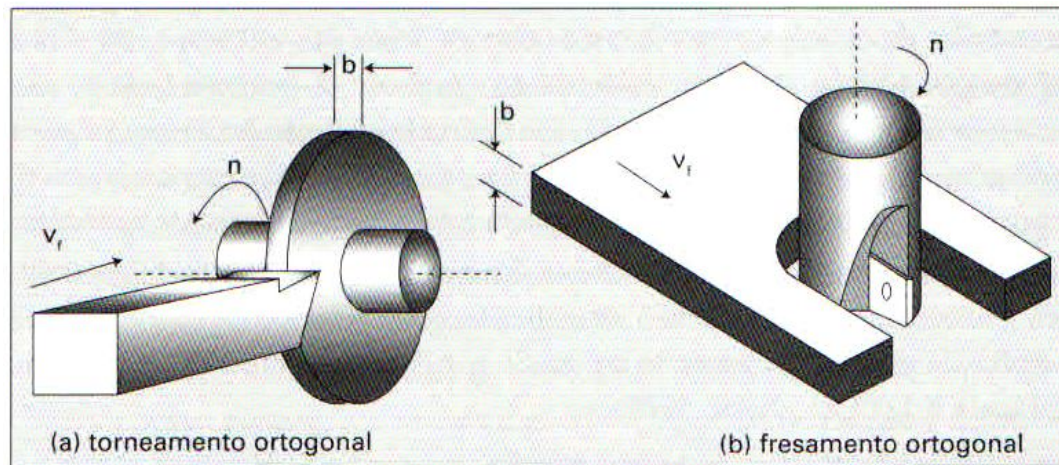


Figura 2.1 - Exemplos de corte ortogonal em processos de torneamento e de fresamento (Machado et al, 2011).

Além das simplificações citadas, são feitas as seguintes considerações que permitem um tratamento matemático simplificado do corte ortogonal e que pode ser estendido para outras operações de usinagem.

- os cavacos formados são contínuos, sem formação de aresta postiça de corte (APC).
- não existe contato entre a superfície de folga da ferramenta e a peça usinada.
- a espessura de corte (h), equivale ao avanço (f), é pequena em relação à largura de corte b .
- a aresta de corte é maior que a largura de corte b .
- a largura de corte b e a largura do cavaco b' são idênticas.
- a aresta de corte é idealmente afiada e perpendicular ao plano de trabalho.

Com todas estas simplificações e considerações o corte ortogonal costuma ser representado como mostra a figura 2.2.

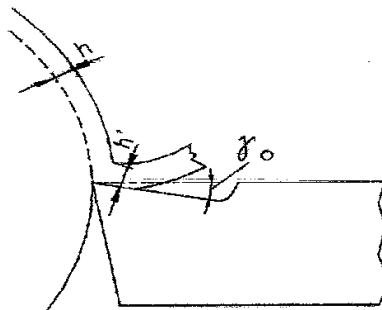


Figura 2.2 - O corte Ortogonal (Machado e Da Silva, 2004).

Este modelo é usado para estudar o mecanismo de formação do cavaco, os fenômenos envolvidos e as forças atuantes no processo.

2.2 MECANISMO DE FORMAÇÃO DO CAVACO

O mecanismo de formação do cavaco pode ser explicado considerando o volume de metal representado pela seção “klmn”, da figura 2.3, se movendo em direção a cunha cortante.

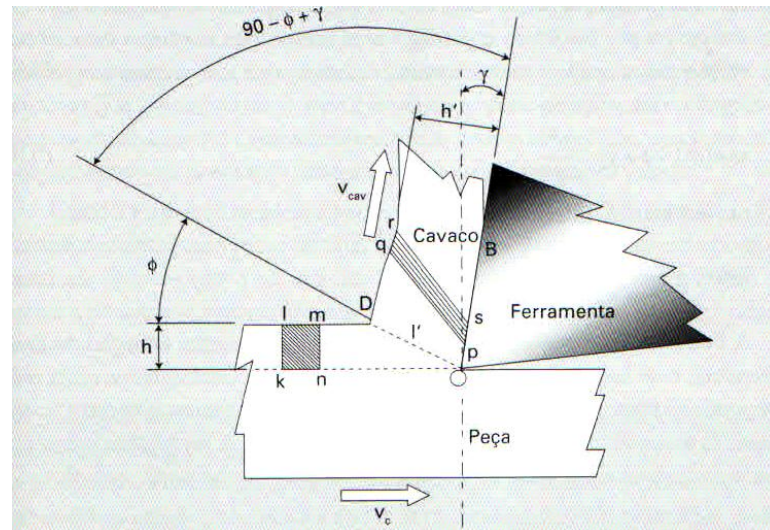


Figura 2.3 - Modelo para o mecanismo de formação de cavacos em corte ortogonal (Machado et al, 2011).

A ação da ferramenta contra a peça se assemelha com um ensaio de compressão. Considerando o volume de material klmn, quando este atingir a superfície de saída da ferramenta, inicia-se o processo de compressão. Assim o material passa pelo regime elástico, atinge o regime plástico e sofre cisalhamento.

No teste de compressão o cisalhamento ocorre normalmente à 45°. No corte ortogonal este ângulo será diferente, pois as condições são diferentes. De uma forma simplificada, o mecanismo de formação do cavaco pode ser resumido da seguinte forma: a ação da ferramenta recalca o volume “klmn”. Neste ponto o metal começa a sofrer deformações elásticas. Com o prosseguimento do processo o limite de escoamento é vencido e o metal passa a se deformar plasticamente. Deformações plásticas continuam acontecendo até que as tensões não são mais suficientes para manter este regime. Assim fica definido uma zona de cisalhamento primária.

Após o material entrar no regime plástico, o avanço da ferramenta faz com que as tensões ultrapassem o limite de resistência do material, ainda dentro da zona

de cisalhamento primária, promovendo a ruptura, que se inicia com a abertura de uma trinca no ponto “O” e que pode se estender até o ponto “D”. A extensão de propagação da trinca, que depende principalmente da ductilidade (ou fragilidade) do material da peça, vai determinar o tipo do cavaco, isto é, contínuo ou descontínuo. Após passar pela região de cisalhamento primária, ao volume de material “klmn” só resta movimentar-se por sobre a superfície de saída da ferramenta e sair como um componente, ou lamela do cavaco. Entretanto, ao atravessar a zona de cisalhamento primária ele se deforma plasticamente para um novo formato “pqrs”. O cavaco, na maioria dos casos, ao atravessar a superfície de saída da ferramenta sofre ainda altíssimas deformações plásticas cisalhantes, numa pequena região junto à interface com a ferramenta, desenvolvendo ali altíssimas temperaturas, o que compromete a resistência das ferramentas; esta região é definida como zona de cisalhamento secundária como indicado na figura 2.4.

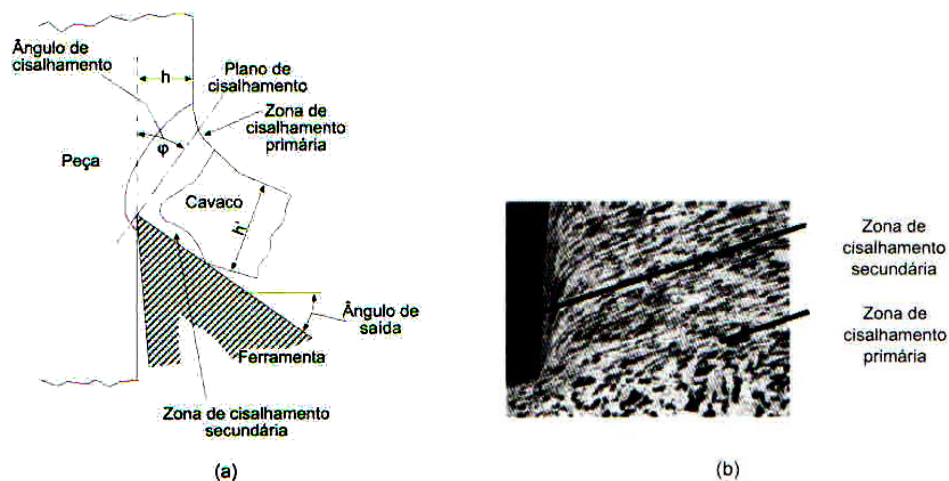


Figura 2.4 - Zonas de cisalhamento primária e secundária: a) Trent (1991),
b) Chern (2005).

2.3 INTERFACE FERRAMENTA/CAVACO

O processo de formação do cavaco pode então ser considerado como um processo cíclico dividido nas seguintes etapas:

- recalque
- deformação plástica
- ruptura
- movimento sobre a superfície de saída da ferramenta.

A última etapa do ciclo distingue a formação do cavaco do processo de ruptura. No processo de remoção do cavaco a deformação mais severa acontece na área do cavaco que entra em contato com a ferramenta, esta área é denominada como interface cavaco-ferramenta. Na literatura, esta interface está dividida em duas zonas. A primeira é a zona de aderência que Trent e Wright (2000) descreveram como “íntimo contato”, presente ao longo de uma grande proporção da zona de contato cavaco-ferramenta. Nesta condição acontecem altíssimas deformações no material do cavaco, que ocorrem em taxas muito elevadas, dentro do corpo do cavaco, numa região denominada “zona de fluxo”. A segunda é a zona de escorregamento que se apresenta na periferia da zona de aderência, onde o contato passa a ser menos intenso devido a uma diminuição nas forças de ligação entre o cavaco e a ferramenta, menores tensões de compressão atuam nessa região, permitindo assim o deslizamento do cavaco na interface (Machado et al, 2011)

Analisando minuciosamente o processo de formação do cavaco, é possível entender as grandezas que influenciam na energia necessária para o corte. Segundo Trent e Wright (2000), “grandes quantidades de energia são necessárias para deformar plasticamente o material a ser removido da peça, nos planos de cisalhamento primário e secundário”. Ferraresi (1977) também destaca esta importância, afirmando: “para uma explicação científica das diferentes grandezas relacionadas com a usinagem dos metais, tais como desgaste da ferramenta e suas causas, força de corte, aresta postiça de corte, etc., é necessário um estudo detalhado do processo de formação do cavaco”.

O mecanismo de corte de um metal é muito complexo, e a formação de cavacos é geralmente descrita com um modelo de três zonas de cisalhamento, conforme observa-se na figura 2.5.



Figura 2.5 - Modelo das três zonas de cisalhamento no corte dos metais (Adaptado de Jacobson e Wallén, 1988).

Dentre a maioria destes complicadores estão os fenômenos de zona estagnada, conhecida como aresta postiça de corte (APC). O processo de deformação é semelhante ao atrito de escorregamento, mas com a área de contato real quase igual a área de contato aparente e essencialmente localizada no interior do cavaco e não na interface (Jacobson e Wallén, 1988). No entanto, (Form e Beglinger, 1972) afirmaram que “Deve-se entender claramente que a APC é a demarcação de uma zona estagnada, mas nem sempre uma zona estagnada é uma APC”.

De acordo com Form e Beglinger (1970), durante o movimento do cavaco, o material continua a acumular-se na parte superior da zona de metal estagnado, formando assim uma zona de estagnação secundária. A figura 2.6 mostra a dimensão aproximada da zona de metal estagnado, obtida pela extrapolação à peça de trabalho e pelo limite do cavaco no interior do material, que flui para a ferramenta. Se a zona secundária de metal estagnado segue para o ponto z, o material é separado da peça de trabalho na forma de cavaco, o que se consegue por uma única fenda contínua, uma vez que, não há uma tangente comum para ambos os sentidos de fluxo.

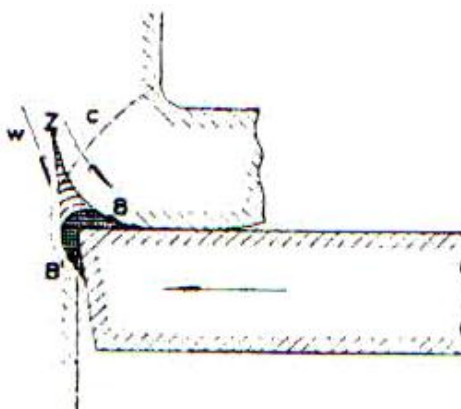


Figura 2.6 - Material acumulado na parte superior da zona primária de metal estagnado, para formar a zona de estagnação secundária (Form e Beglinger, 1970).

Aumentando a altura da zona de metal estagnado total, os pontos de separação B e B' também se moverão para cima, como ilustrado na figura 2.7.

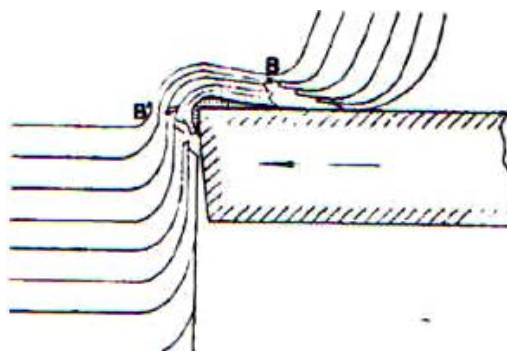


Figura 2.7 - Movimento ascendente da fenda entre os pontos B e B', devido ao acúmulo de material (Form e Beglinger, 1970).

Além disso, a zona de metal estagnado formada, desempenha um papel importante na usinagem. Pode-se observar ainda que, na face inclinada da ferramenta existe a formação de uma pequena região de metal estagnado no arredondamento da ferramenta durante o corte. Em micro-usinagem, como o raio de arredondamento da aresta da ferramenta é maior que a profundidade de corte, estas aplicações indicam a importância da compreensão do mecanismo de corte considerando o raio de arredondamento das ferramentas (Ozturk e Altan, 2012).

Seguindo este contexto, uma técnica muito utilizada para análise do processo de deformação em usinagem é a micrografia da raiz do cavaco. Esta micrografia ilustrará como está acontecendo a deformação, dependendo dos parâmetros de corte. A dificuldade da obtenção desta raiz é a interrupção no corte. Embora existam máquinas de controle numérico computadorizado com movimentos de avanço que superam os 5000 mm/min, esta velocidade é insuficiente quando comparada com a velocidade de formação do cavaco que facilmente supera os 12000 mm/min, nos materiais mais difíceis de usinar (Da Silva et al, 2011).

Uma alternativa na obtenção da interrupção no corte em velocidades maiores é o uso de um quick-stop. Este dispositivo tem a finalidade básica de afastar a ferramenta ou a peça em uma velocidade de, pelo menos, duas a três vezes superior à velocidade de corte do material (Machado et al, 2011). Observa-se na literatura diferentes propostas de QSD (Quick Stop Device), entre eles pode-se destacar (Hastings, 1957; Ellis et al, 1969; Philip, 1971; Brown, 1976) QSD de acionamento por explosivos, (Vorm, 1976; Black e James, 1981; Yeo et al, 1992) QSD de acionamento por impacto de martelo e alguns trabalhos mais recentes com acionamentos alternativos tais como; eletromagnético (Wu et al, 2006) e meramente

mecânico (Chern, 2005). As figura 2.8 e 2.9 mostram dois exemplos desses dispositivos.

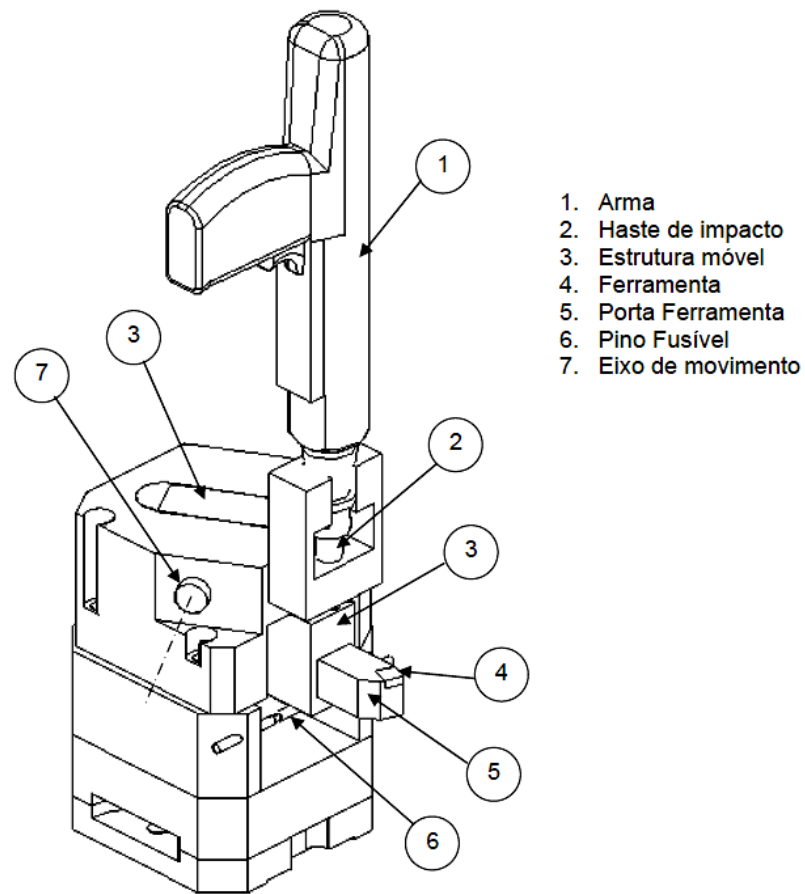


Figura 2.8 - Dispositivo de Quick-Stop adaptado a uma arma de fogo (Da Silva et al, 2011).

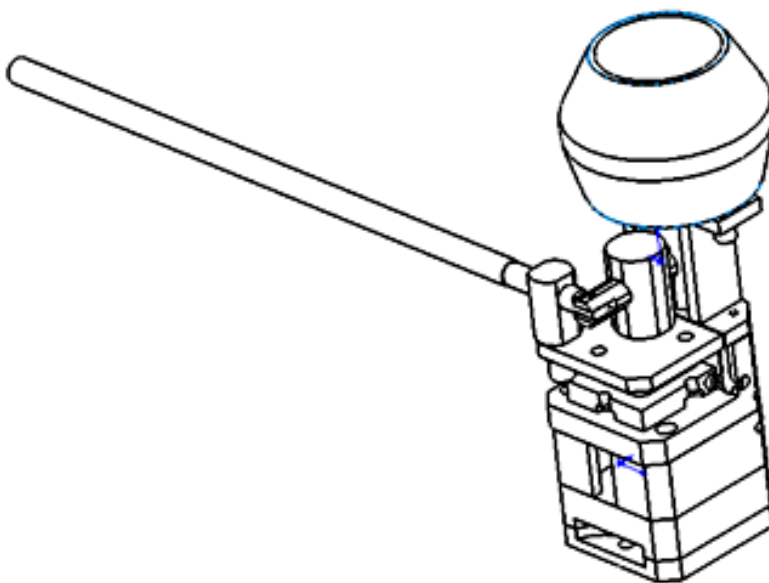


Figura 2.9 - Dispositivo de Quick-Stop com acionamento pneumático (Nascimento et al, 2012).

2.4 RELAÇÕES CINEMÁTICAS E GEOMÉTRICAS NO CORTE ORTOGONAL

Durante um ciclo de formação do cavaco, a etapa de deformação plástica acontece por um determinado período, o que define uma zona de cisalhamento primária (figura 2.4). O ângulo φ é definido como sendo o ângulo formado entre esse plano de cisalhamento primário e o plano de corte (figura 2.4 (a)); (Trend,1991).

O ângulo de cisalhamento φ pode ser obtido através do ângulo de saída γ e do grau de recalque, definido pela relação:

$$R_c = \frac{h'}{h} \quad (2.1)$$

E tirando o valor de φ , tem-se:

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{\cos \gamma}{R_c - \operatorname{sen} \gamma} \quad (2.2)$$

Como o material é recalcado para que o cavaco se forme, há uma desaceleração deste quando passa pela região de cisalhamento. A figura 2.10 mostra a relação geométrica entre as velocidades envolvidas, ou seja, de saída do cavaco (V_{CAV}) e de cisalhamento (V_Z) em relação à velocidade de corte (V_C).

O valor do grau de recalque, R_c , e portanto do ângulo de cisalhamento, φ , é uma boa indicação da quantidade de deformação dentro da zona de cisalhamento primária. Pequenos valores de φ (altos valores de R_c) significarão grande quantidade de deformação no plano de cisalhamento primário, e vice-versa (Machado e da Silva, 2004). O grau de recalque e o ângulo de cisalhamento podem ser utilizados como uma medida da dificuldade de usinagem de um material. Assim, materiais mais difíceis de usinar teriam altos valores de R_c . No entanto, o grau de recalque também está relacionado com a ductilidade do material da peça.

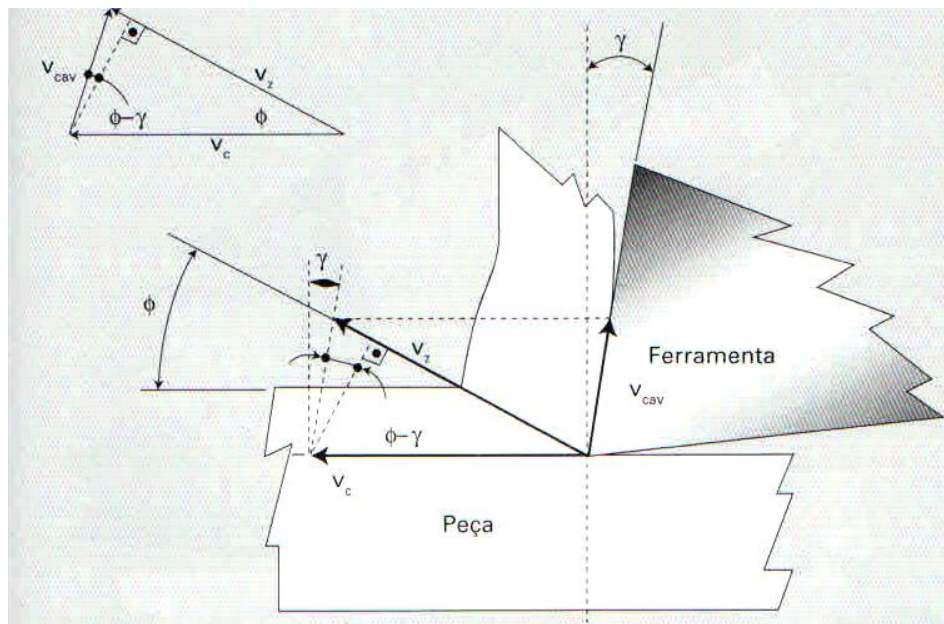


Figura 2.10 – velocidades no corte ortogonal (Machado et al, 2011).

A quantidade de deformações que ocorrem na região primária é raramente menor que dois para espessuras de cavaco relativamente pequenas (fator de recalque $R_c = 2,0$), podendo alcançar valor igual ou superior a cinco à medida que aumenta o fator de recalque (Lucas, Weingaertner e Bernardini, 2005).

Okoshi (1929) mostrou que o ângulo de cisalhamento (ϕ) depende do material usinado, bem como do ângulo de saída da ferramenta, conforme pode-se observar na figura 2.11.

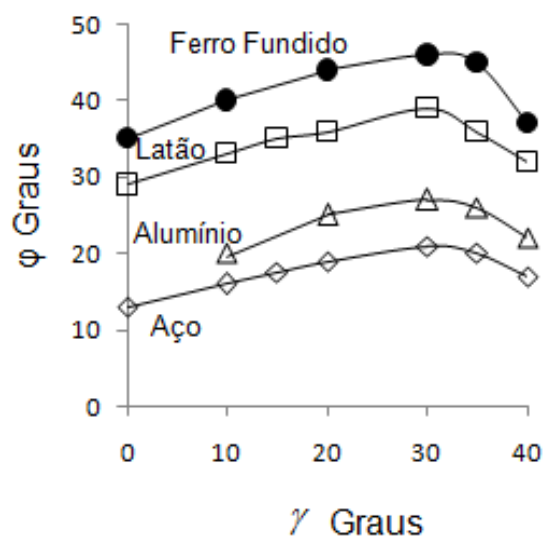


Figura 2.11 – resultados experimentais (Adaptado de Okoshi, 1929).

2.5 FORÇAS E POTÊNCIAS DE CORTE

O conhecimento das forças de usinagem que atuam na aresta cortante, e a ordem de grandeza dos esforços de corte nos processos de usinagem são de grande importância, pois elas interferem na determinação da potência de corte, a qual é utilizada para o dimensionamento do motor e da estrutura da máquina-ferramenta.

As forças tem sido reconhecidas como um parâmetro importante no processo de usinagem, pois: dependem das condições de corte das ferramentas (Altintas, 1989 e Elbestawi, 1991) prevêm deflexões das ferramentas (Sutherland, 1986 e Altintas et al, 1992), caracterizam os processos de usinagem (Toenshoff, 1995) e selecionam ferramentas de corte (Guo et al, 2004).

2.5.1 FORÇA DE USINAGEM NO CORTE ORTOGONAL (BIDIMENSIONAL)

Para melhor entender como as forças de usinagem atuam na cunha cortante, o corte ortogonal deve ser considerado, como mostrado na figura 2.12.

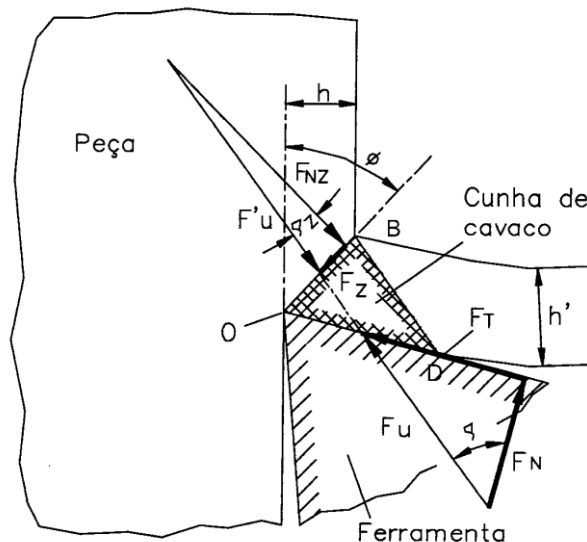


Figura 2.12 - Representação das forças que agem na cunha cortante (Merchant, 1954).

Observando a movimentação da ferramenta em relação à peça, dois grandes grupos de forças distintas são evidenciados:

- Forças provenientes da ação da ferramenta sobre a superfície inferior da cunha do cavaco, cuja resultante é F_u .
- Forças provenientes da ação da peça sobre o plano de cisalhamento primário, cuja resultante é F_u' .

A força F_u pode ser decomposta em direções conhecidas. Pode ser decomposta por exemplo, nas forças tangente e normal à superfície de saída da ferramenta, F_t e F_n respectivamente. A força F_n é muito importante quando se estuda a interface cavaco-ferramenta e efeito de lubrificação. Quando é possível medir as forças de usinagem é mais conveniente decompor a força F_u na direção da velocidade de corte e na direção de avanço, F_c e F_f respectivamente. Considerando estes dois sistemas de referência e admitindo F_u agindo na ponta da ferramenta, tem-se o sistema conhecido como “círculo de Merchant”, mostrado na figura 2.13.

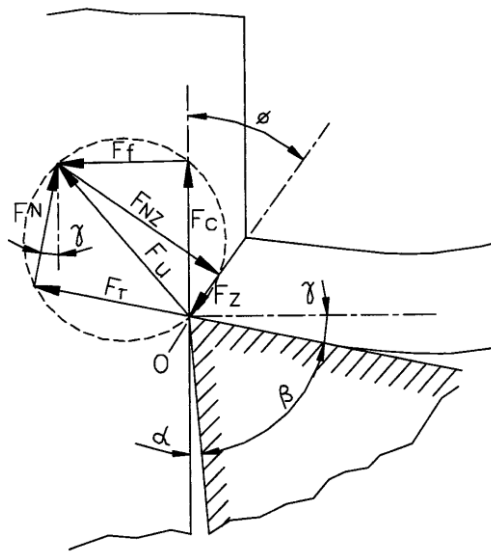


Figura 2.13 - Círculo de Merchant (Ferraresi, 1977).

De acordo com a figura 2.13 a força F_u pode ser decomposta em:

$$\vec{F}_u = \vec{F}_c + \vec{F}_f \quad (2.3)$$

Utilizando um dinamômetro, é fácil obter as componentes F_c e F_f . Considerando o corte ortogonal; as demais componentes podem ser obtidas através

de simples relações geométricas, conhecidos o ângulo de cisalhamento primário e o ângulo de saída da ferramenta.

Nesse caso, tem-se:

$$F_T = F_c \cdot \sin \gamma + F_f \cdot \cos \gamma \quad (2.4)$$

$$F_N = F_c \cdot \cos \gamma - F_f \cdot \sin \gamma \quad (2.5)$$

$$F_Z = F_c \cdot \cos \varphi - F_f \cdot \sin \varphi \quad (2.6)$$

$$F_{NZ} = F_c \cdot \sin \varphi + F_f \cdot \cos \varphi \quad (2.7)$$

2.5.2 FORÇA DE USINAGEM NO CORTE OBLÍQUO (TRIDIMENSIONAL)

A formação dos cavacos nos processos de usinagem ocorre, na maioria das operações reais, tridimensionalmente, como apresentado na figura 2.14.

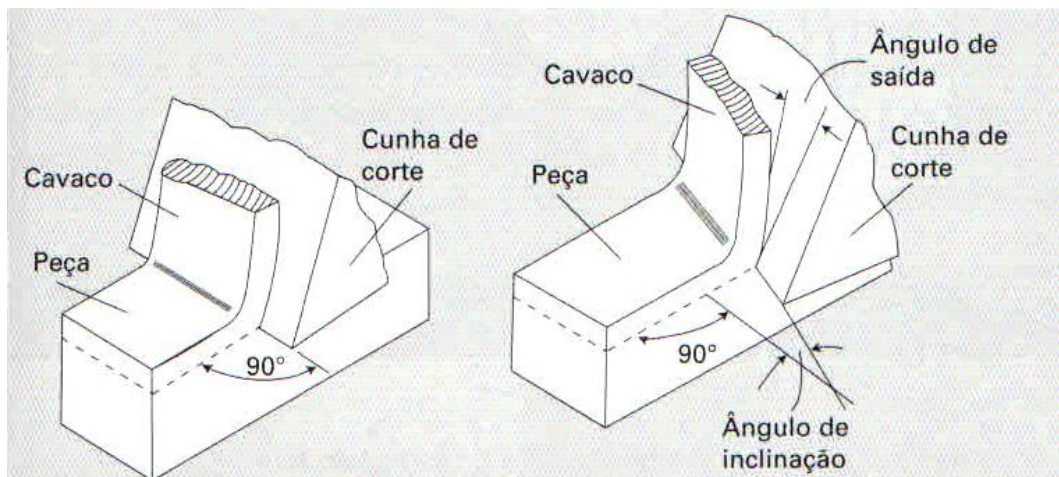


Figura 2.14 - Operação de corte tridimensional (Machado et al, 2011).

Por estar no espaço tridimensional, a força de usinagem (F_u) possui três componentes básicas que agem diretamente na cunha cortante e, por conseguinte, na estrutura da máquina-ferramenta. A figura 2.15 apresenta as componentes da força de usinagem tridimensional, e todas as componentes para o torneamento cilíndrico externo e fresamento tangencial discordante, segundo a norma DIN 6584 (1963).

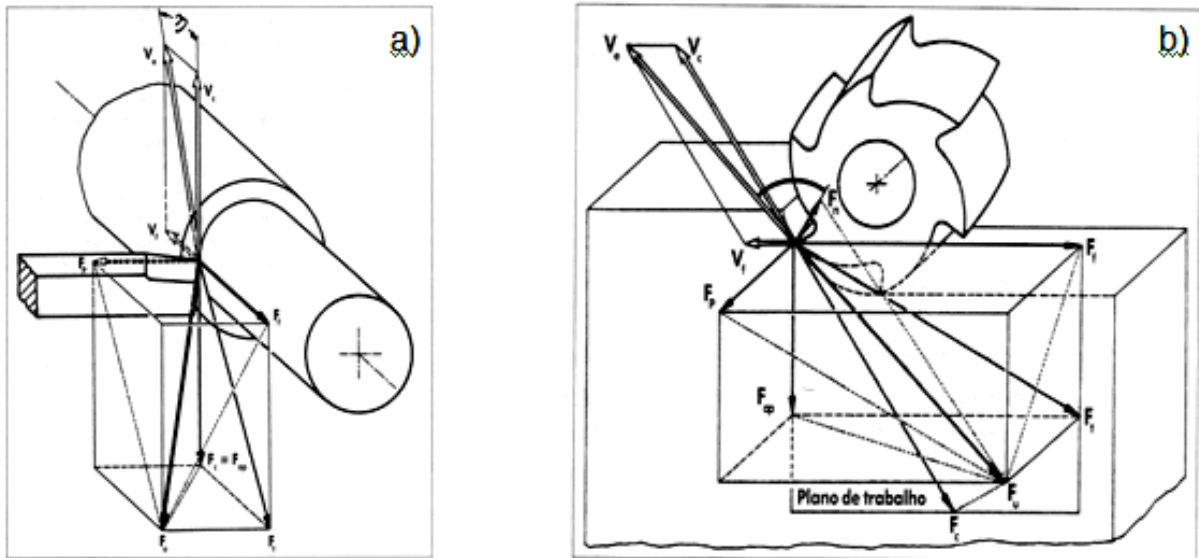


Figura 2.15 - Componentes da força de usinagem. a) no torneamento; b) no fresamento (DIN 6584, 1963).

Os três componentes básicos da força de usinagem são:

- Força de corte ou força principal de corte (F_c): é a projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho, na direção de corte, dada pela velocidade de corte.
- Força de avanço (F_f): é a projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho, na direção de avanço, dada pela velocidade de avanço.
- Força passiva ou força de profundidade (F_p): é a projeção da força de usinagem perpendicular ao plano de trabalho.

Como a força de usinagem é normalmente decomposta nos seus três principais componentes, vale sempre a relação:

$$F_u = \sqrt{F_{ap}^2 + F_f^2 + F_p^2} \quad (2.8)$$

2.5.3 FATORES QUE INFLUENCIAM A FORÇA DE USINAGEM

As forças de usinagem dependem da resistência do material da peça no plano primário de cisalhamento, da área deste plano e também depende do contato entre o cavaco e a ferramenta. Segundo Trent (1991), a força de usinagem depende de dois fatores principais:

- a) Áreas das zonas de cisalhamento primária e secundária;
- b) Resistência ao cisalhamento do material da peça nesses planos.

Assim, qualquer parâmetro pode ser analisado, com base nos seus efeitos sobre estes dois fatores principais.

Trabalhos experimentais mostram a influência dos principais parâmetros envolvidos no corte: velocidade de corte, avanço, profundidade de corte, material da peça, material da ferramenta, geometria da ferramenta, estado de afiação da ferramenta e utilização de fluido de corte, (Machado et al,1996; Machado et al, 1987).

A força passiva (F_p), não toma parte ativa da determinação da potência de usinagem, no entanto, muitos fatores que influenciam os valores da força de corte (F_c), também influenciam esta componente, onde pode-se destacar os mais marcantes como o raio de ponta da ferramenta e os ângulos de posição (χ) e de inclinação (λ).

De acordo com (Meyer, 1964), o aumento do raio de ponta da ferramenta, acarreta um crescimento significativo da força passiva e a diminuição da força de avanço. Com relação aos ângulos de posição e de inclinação, o crescimento de χ gera um aumento da força de avanço, principalmente quando χ é pequeno e com a força passiva acontece o oposto ou seja, ela decresce sensivelmente com o aumento do ângulo de posição. A influência do ângulo de inclinação nos valores da força passiva é inversa, isto é, ela cresce com a diminuição do ângulo de inclinação.

Kobayashi e Thomsen (1959) apresentaram a relação entre força de corte e a profundidade de corte para o aço SAE 1112, mostrando em sua análise interceptações positivas de forças e atribuindo o comportamento não-linear para pequenos ângulos de saída e grandes profundidades à descontinuidade dos cavacos encontrados para aquelas condições, conforme figura 2.16.

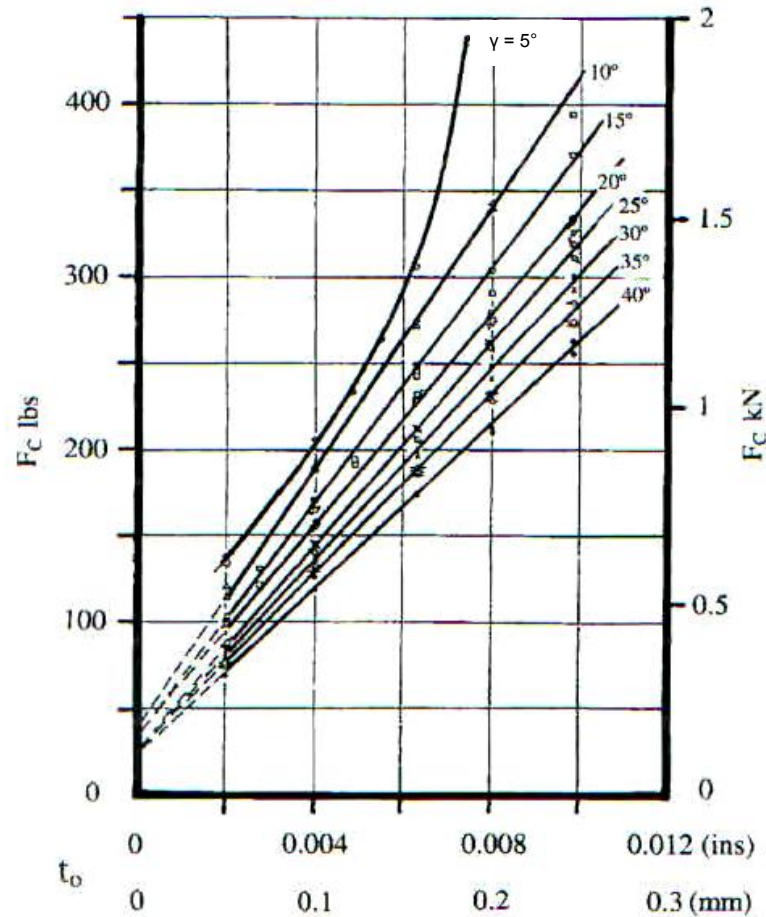


Figura 2.16 - Força x profundidade de corte, (Kobayashi e Thomsen, 1959).

Para interpretar as forças de corte é necessário conhecer a dependência do ângulo de cisalhamento (ϕ) no plano primário com o material, e a sua relação com a espessura indeformada de cavaco (h), pois a negligência desses fatores nos levará a valores anômalos de limite de escoamento, quando a espessura indeformada de cavaco tender a valores infinitamente pequenos, evidenciando assim o chamado efeito do tamanho sobre as propriedades físicas (Atkins, 2003).

2.5.4 PRESSÃO ESPECÍFICA DE CORTE (k_s)

Segundo Ferraresi (1977), a pressão específica de corte, K_s , é definida como a relação entre a força de corte, F_c , e a área da secção de corte, A , assim:

$$K_s = \frac{F_c}{A} \quad (2.9)$$

Como $A = a_p \cdot f_c = b \cdot h$, nos casos de ferramentas sem arredondamento das pontas, temos:

$$K_s = \frac{F_c}{a_p \cdot f_c} \quad (2.10)$$

Entre os mais importantes pesquisadores a estabelecer equações que determinam todos os parâmetros de modelos estabelecido para a formação de cavacos conhecendo-se os valores de k_s , citam-se as equações de Kienzle, que tem fornecido valores mais próximos dos experimentais para a maioria dos materiais metálicos usinados:

$$K_s = K_{s1} \cdot h^{-z} \quad (2.11)$$

A pressão específica de corte é considerada um bom índice de usinabilidade dos materiais, pois todos os fatores que alteram o valor da força de corte sem alterar o valor da área da secção de corte, alteram proporcionalmente o valor da pressão específica de corte, sendo o avanço o fator mais influente neste caso (Machado e Da Silva, 2004).

A pressão específica de corte é a força necessária para a remoção de uma área de corte equivalente a 1 mm^2 . Inicialmente, imaginava-se como sendo uma característica somente do material, similar a tensão de ruptura. Porém ensaios mostraram que a pressão específica varia segundo os seguintes fatores: material da peça, material e geometria da ferramenta e da seção de corte (A) (Machado et al, 2011).

A pressão específica de corte diminui com a área da seção de corte. Essa diminuição de k_s é devida principalmente ao aumento do avanço (f), conforme pode-se constatar na figura 2.17.

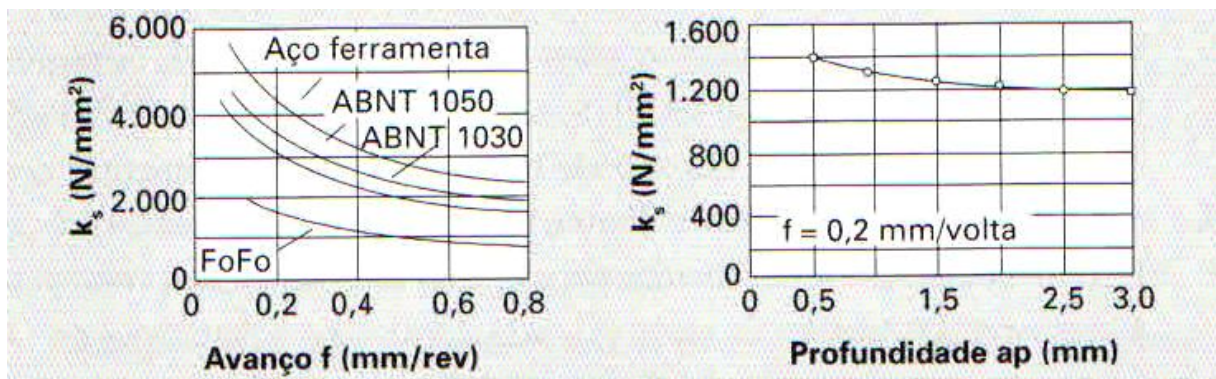


Figura 2.17 - Influência do avanço e da profundidade de corte na pressão específica (Feraresi, 1977).

Kopalinsky e Oxley (1984) apresentaram os resultados relativos à pressão específica de corte sob as mesmas condições apresentadas na figura 2.24 para o aço AISI – 1045. Nota-se ainda que, quando a espessura indeformada de cavaco (h) é reduzida de 0,2 a 0,01 mm, a pressão específica de corte mais do que duplica, conforme mostrado na figura 2.18.

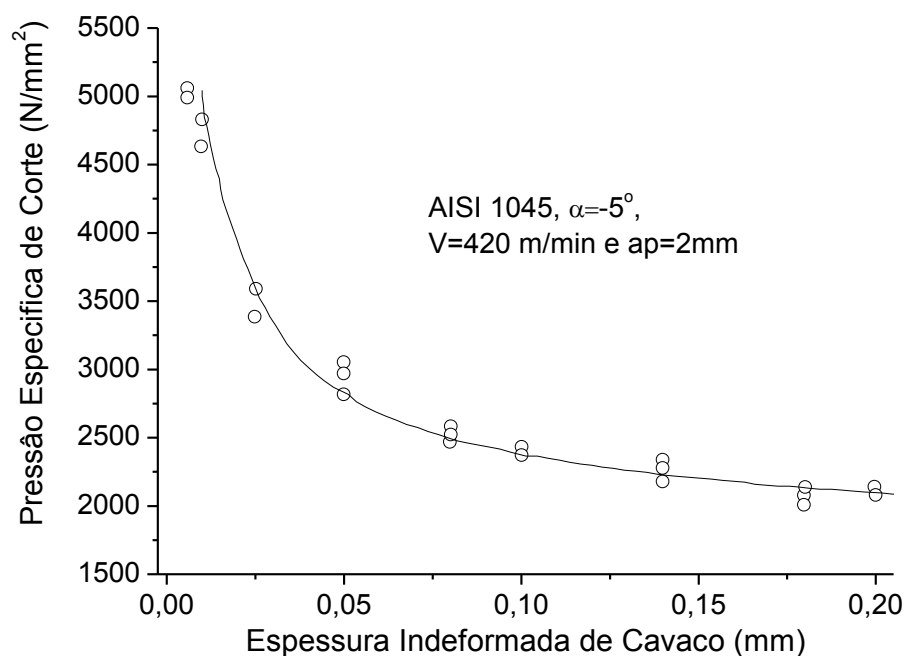


Figura 2.18 - Comparação entre a pressão específica de corte e a espessura indeformada de cavaco (Adaptado de Kopalinsky e Oxley, 1984).

2.5.5 POTÊNCIA DE USINAGEM

A potência de usinagem resulta da soma das potências necessárias para cada componente da força de usinagem, bem como do produto da velocidade pela força e pelo cosseno do ângulo de ambas. Assim, somente os componentes de corte e avanço contribuem para a potência de usinagem (Machado et al, 2011). A potência de corte é dada por:

$$P_c = \frac{F_c \cdot v_c}{60} \quad (2.12)$$

As unidades da equação 2.12 são as que normalmente se empregam em usinagem, ou seja, força de corte em (N) e velocidade de corte em (m/min). Igualmente, a potência de avanço é dada por:

$$P_f = \frac{F_f \cdot v_f}{6,0 \times 10^4} \quad (2.13)$$

Da relação entre as potências de corte e de avanço observa-se que a maior parcela de potência efetiva de corte, P_e , é dada pela potência de corte, P_c , ou seja, a potência de avanço é muito pequena se comparada com a potência de corte (Diniz, 2000), sendo esta desprezível. Pode-se dizer com boa aproximação que a potência efetiva de corte é aproximadamente igual a potência de corte. Por esta razão a força de corte F_c , constituinte da maior parcela de potência de usinagem, é chamada força principal de corte (Ferraresi, 1977). Assim é comum estudar os efeitos dos parâmetros de corte na força de corte F_c .

2.6 TENSÕES E DEFORMAÇÕES EM USINAGEM

As tensões no plano de cisalhamento primário podem ser calculadas usando as seguintes expressões:

Tensão Normal:

$$\sigma_s = \frac{F_{NZ}}{A_s} \quad (2.14)$$

Tensão cisalhante:

$$\tau_s = \frac{F_Z}{A_s} \quad (2.15)$$

Onde,

F_{NZ} e F_Z são as forças normal e tangencial, respectivamente, que atuam no plano de cisalhamento primário (conforme Figura 2.15). A_s é a área do plano de cisalhamento primário.

No corte ortogonal:
$$A_s = \frac{A}{\sin \varphi} = \frac{h.b}{\sin \varphi} . \quad (2.16)$$

Portanto, a força necessária para formar o cavaco depende da resistência ao cisalhamento do material nas condições de corte e da área do plano de cisalhamento.

As tensões no plano de cisalhamento secundário são de natureza compressiva e para um ângulo de saída zero, podem ser calculadas usando as seguintes expressões:

Tensão Normal:

$$\sigma_i = \frac{F_c}{A_c} \quad (2.17)$$

Tensão cisalhante:

$$\tau_i = \frac{F_f}{A_c} \quad (2.18)$$

Onde,

F_c e F_f são as forças normal e tangencial, respectivamente e A_c é a área de contato cavaco ferramenta.

Cálculos desenvolvidos por Zorev (1963) mostraram que a tensão normal de compressão tem uma distribuição exponencial, sendo zero no ponto onde o cavaco perde contato com a ferramenta, e assumindo valor máximo na aresta de corte. Ela pode ser representada pela seguinte expressão:

$$\sigma_c = q \cdot x^y \quad (2.19)$$

Onde:

x é igual a distância da zona de contato, a partir do ponto onde o cavaco perde contato com a ferramenta; y e q são constantes.

Análise experimental de distribuição de tensões, utilizando técnicas fotoelásticas (Amini, 1968; Usui, 1960) ou um dinamômetro especial com uma ferramenta bi-partida (Barrow, 1982; Kato et al, 1972), mostraram resultados que confirmam que as tensões máximas se localizam realmente na aresta de corte, muito embora, algumas vezes a distribuição das tensões não são exatamente iguais àquelas calculadas por Zorev.

Quando se menciona deformação em usinagem, geralmente, ela é relacionada com a deformação no plano de cisalhamento primário (Figura 2.19), dada por:

$$\delta = \frac{\Delta S}{\Delta Y} = \frac{\cos(\gamma)}{\sin(\phi) \cdot \cos(\phi - \gamma)} \quad (2.20)$$

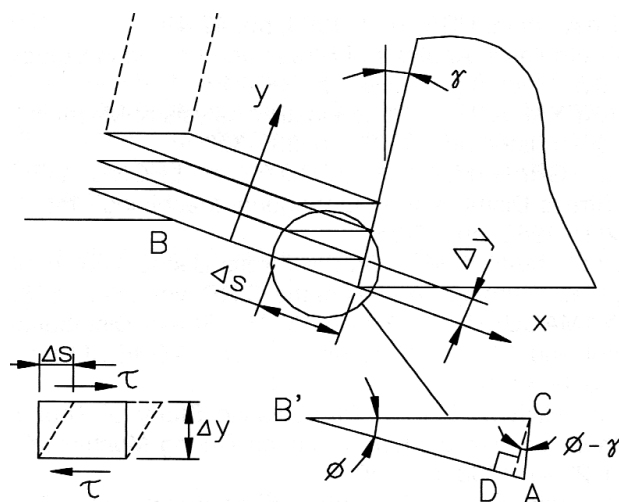


Figura 2.19 - Deformação no plano de cisalhamento primário (Shaw ,1984).

A quantidade de deformação que o material sofre no plano de cisalhamento primário é muito grande. Quando h' é pequeno, isto é, o grau de recalque é próximo da unidade, a deformação cisalhante é próxima do valor 2. Este valor pode subir para 5 ou mesmo maior, quando o grau de recalque é grande (Trent, 1988). Além disso, a taxa de deformação no plano de cisalhamento primário é da ordem de $1000s^{-1}$ ou maior (Shaw, 1984), que é um valor extremamente alto. Apesar de tudo isto, a abertura e a propagação de uma trinca ou mesmo a fratura, pode ser inibida pela ação da tensão de compressão.

Na zona de cisalhamento secundário, entretanto, dentro da zona de fluxo, as deformações são bem maiores que aqueles valores registrados dentro da zona de cisalhamento primário. Trent (1984), sugeriu o modelo apresentado através da figura 2.20, que segundo este as deformações aumentam à medida que o material se aproxima da interface cavaco-ferramenta, que teoricamente seria infinito na interface. Entretanto, devido a presença de irregularidades superficiais envolvidas existe uma interrupção no aumento exponencial da deformação. Desta maneira, o mesmo (Trent, 1984) sugere valores da ordem de 80 a 100 mm/mm de deformação dentro da zona de fluxo.

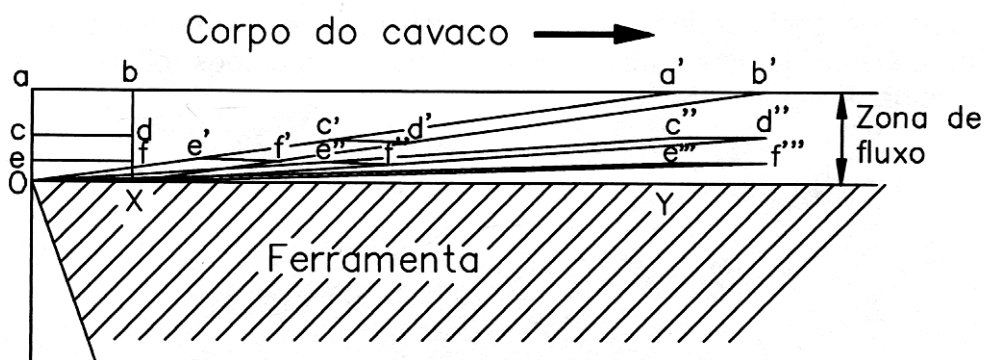


Figura 2.20 - Modelo de deformação na zona de fluxo (Trent, 1984).

2.7 FORÇA RESIDUAL OU SULCAMENTO

Segundo (Guo e Chou, 2004) a força residual ou de sulcamento (*ploughing force*, da literatura inglesa) pode ser definida como sendo a força medida imediatamente antes do início da formação do cavaco, ou seja, a força que se aplica sem que haja a formação do mesmo. Afirmaram ainda que, esta força é causada

pelo raio de arredondamento ou pelo desgaste de flanco da ferramenta durante o corte e é um fator importante no acompanhamento do desgaste das ferramentas, na tensão de escoamento do material, no mecanismo de formação do cavaco, na integridade superficial e na modelagem no corte dos metais.

Stevenson (1998), definiu a força residual como sendo a força de usinagem para avanço zero, podendo ser explicada dimensionalmente de acordo com (Boothroyd, 1989).

As forças residuais são difíceis de serem medidas e um dos métodos propostos para tal é o de extrapolação, onde deve-se traçar os dados de força de corte (F_c) em função da espessura indeformada de cavaco (h), que será posteriormente extrapolada a zero, com velocidade constante. A interceptação não-nula é conhecida como força residual (Albrecht, 1960; Wallace, 1964; Bailey, 1975).

As figuras 2.21 e 2.22 mostram as forças de corte em função da espessura indeformada de cavaco em baixas velocidades, para usinagem de alumínio 6061-T6. Os pontos de interceptação após a extrapolação da espessura indeformada de cavaco a zero, são considerados como sendo as forças residuais ou de sulcamento (Guo e Chou, 2004).

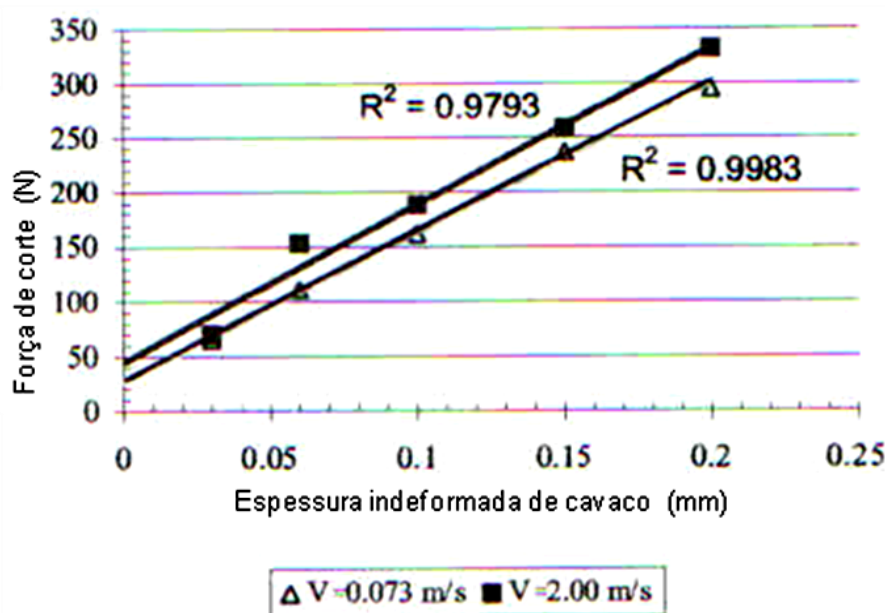


Figura 2.21 - Força residual na direção de corte (Guo e Chou, 2004).

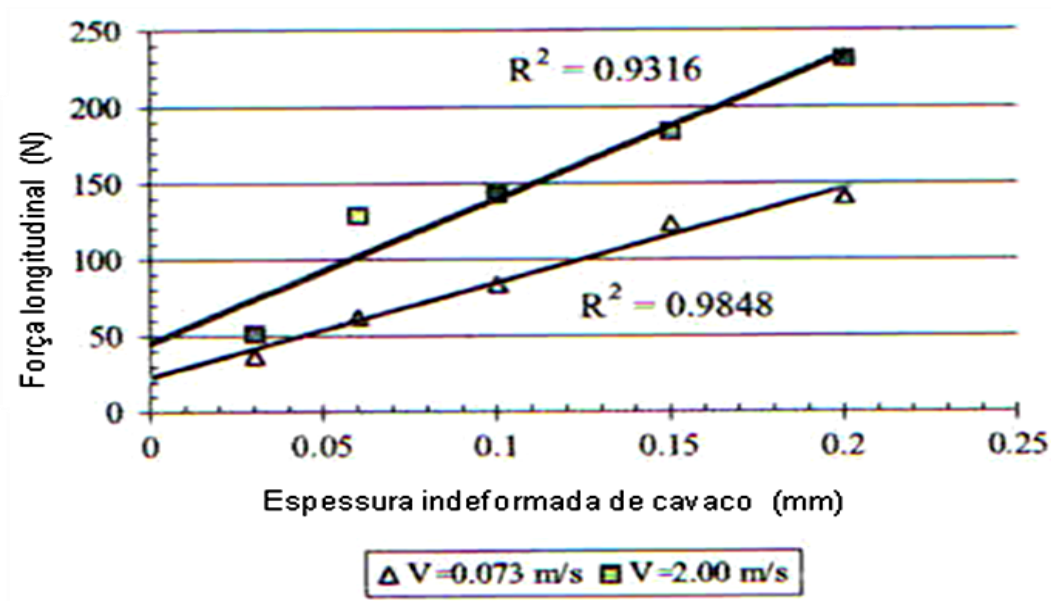


Figura 2.22 - Força residual na direção longitudinal (Guo e Chou, 2004).

Hsu (1966) e Abdelmoneim e Scrutton (1974) utilizaram a técnica de extrapolação a zero dos dados de força de corte e estudaram o efeito do raio de arredondamento da ferramenta. Manjunathaiah e Endres (2000) desenvolveram um modelo com base no trabalho de Connolly e Rubeistein (1968) para determinar as forças de corte residuais ou de sulcamento em função do raio de arredondamento da ferramenta.

Kopalinsky e Oxley (1984) apresentaram os resultados do seu trabalho, onde assumiram que sua ferramenta era perfeitamente afiada, ou seja, desconsideraram a influência do raio de arredondamento, ignorando assim, possíveis forças residuais ou de sulcamento, utilizando teorias de usinagem para prever as forças durante o corte do aço AISI – 1045, como pode-se observar na figura 2.23. Nota-se que para maiores espessuras indeformadas de cavaco, por exemplo, superior a 0,1 mm, a relação é aproximadamente linear. Portanto, utilizando o mesmo procedimento teórico descrito anteriormente, pode-se calcular a força residual ou de sulcamento, ajustando uma linha reta aos dados experimentais e extrapolando a espessura indeformada de cavaco a zero. A força residual encontrada é de aproximadamente 120 N. No entanto, de acordo com os resultados experimentais apresentados na figura 2.23, abaixo de avanço de 0,05 mm, o comportamento não é linear, talvez devido a propriedades estruturais do material, ou mesmo pela influência do raio de arredondamento da ferramenta durante o processo de usinagem.

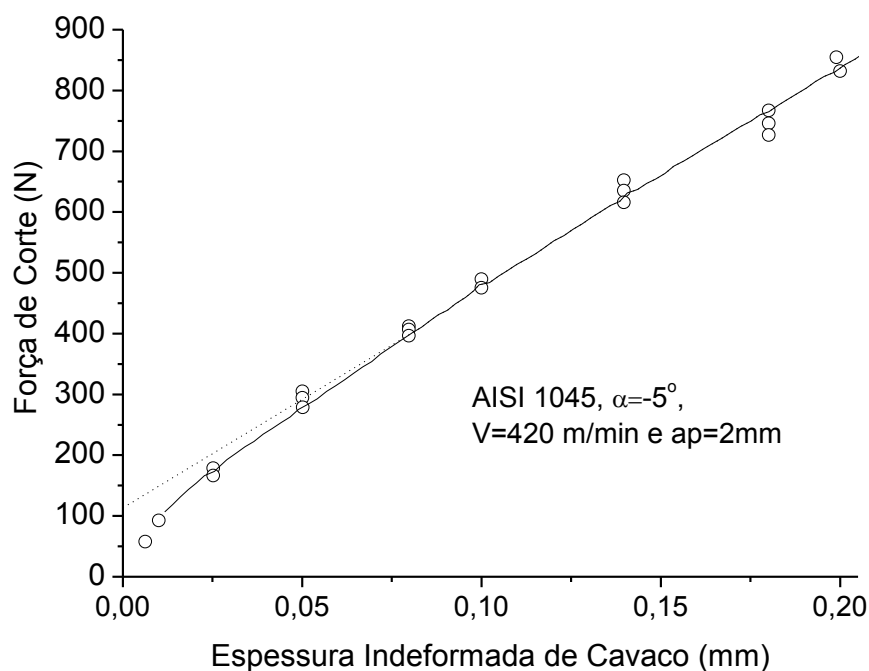


Figura 2.23 - Comparação entre a força de corte e a espessura indeformada de cavaco (Adaptado de Kopalinsky e Oxley, 1984).

Da Silva et al (2011) apresentaram os resultados experimentais obtidos, na investigação da força residual do aço ABNT 1045, do alumínio série 1000 e do ferro fundido cinzento GH - 190, onde concluíram que a força de corte residual com a espessura indeformada (h) tendendo a $15\mu\text{m}$, foi estimada entre 16N e 73N e que os valores propostos para a espessura indeformada de cavaco, bem como as interações entre velocidade de corte e ângulo de folga podem ser empregados para prever forças de usinagem e seleccionar os melhores parâmetros para os materiais apresentados.

Woon et al (2008) investigaram o efeito do raio de arredondamento da ferramenta na ductilidade a fratura e na força de corte na usinagem do aço 1045, como mostram as figuras 2.24 e 2.25.

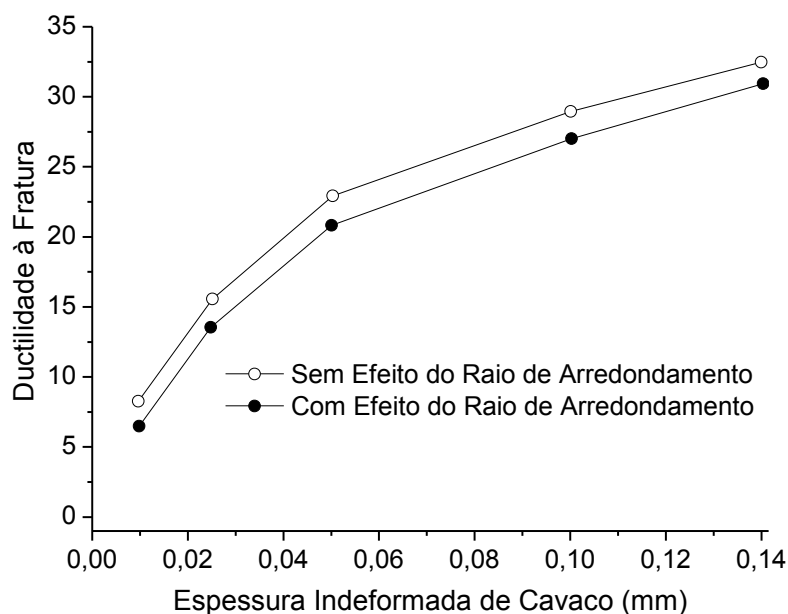


Figura 2.24 - Variação da ductilidade à fratura com a espessura indeformada de cavaco (Adaptado de Woon et al, 2008).

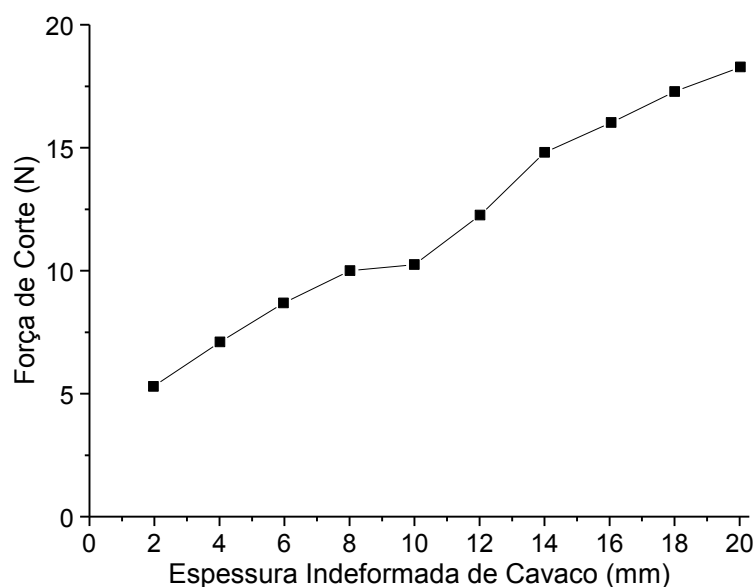


Figura 2.25 - Variação da força de corte com a espessura indeformada de cavaco (Adaptado de Woon et al, 2008).

Este método foi questionado por alguns pesquisadores que afirmaram que o comprimento de contato cavaco-ferramenta, a tensão, a taxa de deformação e a temperatura não eram registrados.

No entanto, pesquisadores tais como Stevenson e Stephenson (1995) e Guo (2003), demonstraram a validade do método de avanço tendendo a zero.

A força residual e a influência do raio de arredondamento da ferramenta são mais críticos para os processos de microusinagem.

O raio de arredondamento da ferramenta de corte em operações de micro-usinagem, possui dimensões comparáveis com a espessura indeformada (h), ou seja, existe uma espessura mínima indeformada de cavaco, sendo que, abaixo da mesma o material não é removido, mas, apenas sulcado. Assume-se um ponto de estagnação na ferramenta, abaixo do qual o material permanece na peça, sem a formação de cavaco. Este fenômeno é chamado de sulcamento, que é uma deformação elástico-plástica sem remoção de material. Acima deste ponto de estagnação, o material flui na e forma de cavaco, conforme pode-se observar na figura 2.26 (Malekian et al, 2011).

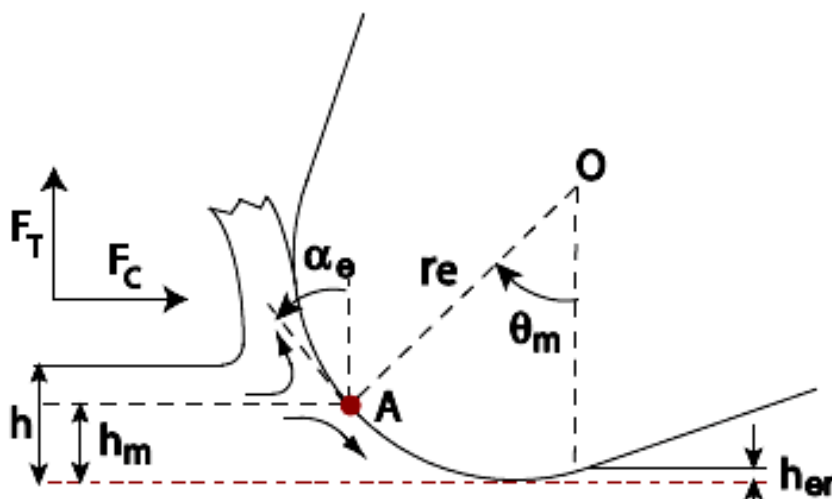


Figura 2.26 - Diagrama esquemático do fluxo de material em torno de uma ferramenta com um raio de arredondamento definido (Malekian et al, 2011).

Considerando um raio de arredondamento da ferramenta, ao invés de uma cunha afiada, o corte iniciará após seu contato com a peça, sendo o movimento similar à ação de uma partícula dura deslizando contra um corpo rígido plástico (Hokkirigawa e Kato, 1988). No entanto, não há corte durante o contato inicial da ferramenta com o material da peça, sendo necessária uma penetração mínima da ferramenta para que o cavaco comece a se formar, caso contrário haverá somente atrito entre ferramenta e peça (Sugawara e Inagaki, 1982).

Alguns pesquisadores modelaram a espessura mínima indeformada de cavaco, a fim de se estabelecer a força residual mínima necessária para começar a se formar o cavaco; segundo L'vov (1969), a mínima espessura indeformada de cavaco (h_m) equivale à 0,29 vezes o raio de arredondamento da ferramenta (r_e), para um ângulo de estagnação do metal (θ_m) igual à 45° . Basuray et al. (1977) fizeram uma análise aproximada para a mínima espessura indeformada de cavaco com relação ao raio de arredondamento da ferramenta e encontraram a seguinte relação: $h_m = 0,21.r_e$, para um ângulo de estagnação do metal de aproximadamente $37,6^\circ$.

A mínima espessura indeformada de cavaco foi analisada por Yuan et al. (1996), que propuseram uma variação de $0,25.r_e$ à $0,32.r_e$, para ligas de alumínio. O modelo numérico apresentado por Ducobu et al (2009) sugeriu que, quando a razão entre a espessura de corte e o raio de arredondamento da ferramenta (h/r_e) for menor ou igual a 0,25 não haverá formação de cavaco.

De acordo com Altintas (2011), a hipótese de se ter uma ferramenta infinitamente afiada não se aplica na modelagem das operações de micro-usinagem. O mesmo argumento é válido na usinagem de acabamento de aços endurecidos e ligas termicamente resistentes onde a espessura dos cavacos são comparáveis ao raio de arredondamento da ferramenta, pois o cavaco é parcialmente cortado; e sulcado com uma excessiva deformação plástica em torno da aresta de corte, que deve ser prevista nos modelos de força, tensão e deformação do processo.

Ramos et al (2011) investigaram o efeito do raio de arredondamento da ferramenta e desenvolveram um modelo matemático para estimar a mínima espessura indeformada de cavaco, além disso, investigaram as características na transição do sulcamento ao início da formação do cavaco e a presença de aresta postiça de corte por meio de medições da rugosidade superficial e tensões residuais.

A maioria dos trabalhos em corte de metais admite o contato entre a face lateral da ferramenta somente se houver o desgaste de flanco e a ferramenta não for afiada. Portanto em uma operação de torneamento com uma ferramenta de corte simples três forças são consideradas: força de corte na direção de corte, força de avanço na direção de avanço e a força passiva na direção perpendicular ao avanço. Estas forças são consequência da força necessária para cisalhar o material no plano de cisalhamento primário, formar o cavaco, a nova superfície usinada e a força necessária para superar a resistência do movimento do cavaco na superfície de

saída da ferramenta, na zona de corte secundária. O contato na superfície de folga não é levado em conta em relação à distribuição de força.

Considerando que o material usinado é um material plástico perfeito, poderia haver alguma deformação elástica envolvida no processo. Na verdade a temperatura obtida na zona de fluxo e a alta taxa de deformação pode afetar o comportamento do material durante o corte. Devido aos elevados valores das taxas de deformação durante a usinagem, não existe nenhum modo de testar um material sob tais condições, pois o comportamento fundamental do material é desconhecido. Entretanto para a maioria dos materiais maleáveis durante o corte pode-se considerar uma deformação elástica, que sugere um contato da superfície usinada com a face lateral da ferramenta, isto significa que a ferramenta precisa penetrar em uma profundidade específica dentro do material antes de começar a cortá-lo, ou seja, existe uma profundidade mínima que dependerá de muitos fatores, mas principalmente das propriedades do material. Para valores menores do que este mínimo o material não cortará, será apenas deformado elasticamente (Da Silva, 2008).

No corte ortogonal quando a ferramenta toca a peça, antes de começar a cortar, algumas deformações elásticas acontecem, assim que a ferramenta avança em direção à peça; o limite elástico do material é alcançado e começa a fluir plasticamente. Neste ponto não há nenhuma deformação plástica do material e sim um afastamento elástico, conseqüentemente sem nenhum corte. Eventualmente o ponto de deformação plástica é alcançado acima da aresta de corte quando o material é forçado a cortar na mesma direção do plano de cisalhamento primário e, então começa a formação do cavaco. Este contato com a face lateral da ferramenta tem um grande efeito na usinagem, principalmente na zona de cisalhamento secundário. Após o início do corte, o contato da face lateral da ferramenta com a peça pode ou não continuar, independente do que acontece acima da aresta de corte (Da Silva e Wallbank, 1998).

Wallbank (1978) encontrou evidências deste contato abaixo da aresta de corte, na usinagem de materiais diferentes, sugerindo que o contato ainda pode existir durante o corte.

Da Silva e Wallbank (1998) mostraram ainda evidências experimentais, que indicam a proporção do contato entre a superfície usinada e a face lateral da ferramenta, o que pode ser devido a recuperação elástica do material.

Afazov et al, (2012) desenvolveram um modelo matemático visando determinar a força de corte em função da espessura indeformada de cavaco, considerando o efeito de saída da ferramenta e a velocidade de corte em operação de micro-fresamento.

2.8 MODELAGEM E SIMULAÇÃO

Conceitualmente pode-se definir modelo como uma representação simplificada da realidade (Freitas Filho, 2008). Neste contexto, desenvolver um modelo não é uma tarefa trivial em se tratando de sistemas de engenharia, já que os mesmos envolvem a interação entre várias disciplinas, caracterizando um problema multidisciplinar. Este pode apresentar características geométricas complexas, móveis e deformáveis, presença do regime de turbulência entre outros aspectos que o tornam de difícil modelagem e/ou simulação.

No caso específico dos processos de usinagem, a modelagem matemática implica no conhecimento de todos os parâmetros que influenciam o fenômeno, o que torna esta tarefa muito complexa. Para superar esta dificuldade, o uso de técnicas de metamodelagem surge como uma alternativa para a sua modelagem.

Define-se metamodelagem como um conjunto de ferramentas para caracterização de um dado fenômeno através do uso de aproximações matemáticas simplificadas, onde apenas os aspectos mais relevantes para o processo são considerados (Freitas Filho, 2008). Em geral, eles servem para simplificar, descrever e facilitar a interpretação daquilo que se está estudando. Dentre os principais modelos utilizados podemos citar:

- a) os modelos determinísticos, isto é, conhecidas as entradas $x_1, x_2, \dots, x_k$, o modelo permite chegar ao resultado y , usando uma função $y = f(x_1, x_2, \dots, x_k)$;
- b) os modelos probabilísticos ou estocásticos, utilizados em condições que o experimento não permita deduzir qual o resultado, mas somente a chance (ou probabilidade) de possíveis resultados;
- c) os modelos mecanísticos, caracterizados por serem totalmente deduzidos do conhecimento sobre o fenômeno físico em questão;

- d) os modelos empíricos, que são construídos com base em observações reais sobre o problema em estudo;
- e) os modelos de regressão, que são considerados um tipo especial de modelo empírico, onde uma função matemática, explica aproximadamente o relacionamento entre duas ou mais variáveis, construída com base em dados observados.

De acordo com Schriber (1974), “simulação implica na modelagem de um processo ou sistema, de tal forma que o modelo imite as respostas do sistema real numa sucessão de eventos que ocorrem ao longo do tempo”. Pegden (1990) apresentou uma definição mais completa, ele cita que “simulação é o processo de projetar um modelo computacional de um sistema real e conduzir experimentos com este modelo com o propósito de entender seu comportamento e ou avaliar estratégias para sua operação”.

O crescimento da utilização da simulação computacional deve-se, sobretudo, à atual facilidade de uso e sofisticação dos ambientes de desenvolvimento de modelos computacionais, aliadas ao crescente poder de processamento das estações de trabalho.

2.8.1 METODOLOGIA DE SUPERFÍCIE DE RESPOSTAS

Conceitualmente, pode-se dizer que a Metodologia de Superfície de Resposta (MSR) é uma coleção de ferramentas matemáticas e estatísticas usadas em pesquisa, com a finalidade de determinar as melhores condições e dar maior conhecimento sobre a natureza de certos fenômenos (Montgomery, 2000). Esta é composta por planejamentos e análise de experimentos que procuram relacionar respostas com níveis de fatores quantitativos que afetam as respostas (Box e Hunter, 1978). Os objetivos da MSR são:

- estabelecer uma descrição como uma resposta é afetada por um número de fatores em alguma região de interesse;
- estudar e explorar a relação entre as variáveis respostas extremos obrigatórios; localizar e explorar a vizinhança de resposta máxima ou mínima, dependendo do interesse da pesquisa.

Tradicionalmente, os seguintes modelos polinomiais são empregados:

$$Y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \dots + \beta_k x_k + \varepsilon \quad 2.21$$

$$Y = \beta_0 + \sum_{i=1}^k \beta_i x_i + \sum_{ii=1}^k \beta_{ii} x_i^2 + \sum_{i < j} \sum_{i=1}^k \beta_{ij} x_i x_j + \varepsilon \quad 2.22$$

Segundo Box e Hunter (1978) os dois modelos referidos, de primeira ordem, para sistemas sem curvatura, e de segunda ordem para sistema com curvatura, conseguem representar quase todos os problemas relacionados à respostas.

2.8.2 O ALGORITMO DE EVOLUÇÃO DIFERENCIAL

Dentre os métodos de otimização heurísticos desenvolvidos nos últimos anos, o algoritmo de Evolução Diferencial (ED), proposto por Storn e Price (1995), se configura como uma das estratégias mais empregadas para a resolução de problemas de otimização. De acordo com Babu *et al.* (2005), o sucesso apresentado por esta técnica se deve a sua concepção conceitual simples, a facilidade de implementação e estruturação em arquitetura paralela, a capacidade de obter o ótimo global devido ao mecanismo utilizado para a geração de candidatos à solução do problema de otimização e pelos resultados obtidos em aplicações com diferentes graus de complexidade.

O algoritmo Evolução Diferencial proposto por Storn e Price (1995) é uma versão melhorada dos atuais algoritmos genéticos para a resolução de problemas de otimização. Esta estratégia é baseada no uso de uma população de candidatos à solução e no uso de codificação real para a representação das variáveis de projeto (Babu *et al.*, 2005).

Segundo Storn e Price (1995), a principal idéia por trás desta técnica heurística é o esquema proposto para atualização do vetor de variáveis de projeto que constitui uma população de candidatos em potencial. Basicamente, a diferença ponderada entre dois indivíduos da população é adicionada a um terceiro indivíduo. O indivíduo gerado através deste esquema é avaliado pela função objetivo e pode

inclusive substituir indivíduos mal sucedidos nas gerações seguintes. Desta forma, nenhuma distribuição de probabilidade em separado deve ser usada, o que torna este esquema completamente auto-ajustável.

Os parâmetros de controle no algoritmo de Evolução Diferencial são: o tamanho da população, a probabilidade de cruzamento, a taxa de perturbação e a estratégia escolhida para a atualização da população.

2.8.3 SIMILITUDE EM ENGENHARIA

Teoria de similitude são os princípios que governam o projeto, a construção a operação e a interpretação dos resultados dos testes no modelo. Esta teoria inclui considerações sobre as condições nas quais o comportamento de dois sistemas separados serão iguais, e como obter resultados precisos de um mediante observações do outro (Murphy, 1950).

Projetos complexos geralmente não podem ser resolvidos com soluções analíticas e ou numéricas, necessitam de informações experimentais quanto à influência de um parâmetro sobre o outro. Variar um parâmetro e manter os outros constantes, repetindo o processo para cada variável consumiria um tempo considerável, então para solucionar este problema, podemos recorrer à análise dimensional, selecionando grupos de variáveis adimensionais, reduzindo o número de experimentos. A teoria das dimensões associada a da similitude estabelecem critérios sobre os modelos e permitem a determinação dos parâmetros característicos em estudo, para que os resultados possam ser obtidos seguramente e sistematicamente (Araújo, 2012).

A análise dimensional explora as conseqüências da homogeneidade dimensional das equações físicas, que em virtude de suas propriedades estruturais uma equação com n variáveis $v_1, v_2, \dots, v_n$,

$$f(v_1, v_2, \dots, v_n) = 0 \quad (2.23)$$

pode ser reorganizada na forma,

$$F(\Pi_1, \Pi_2, \dots, \Pi_k) = 0 \quad (2.24)$$

E ainda, pode ser expressa como segue:

$$\Pi_1 = F_1(\Pi_2, \Pi_3, \dots, \Pi_k) \quad (2.25)$$

Em que as novas variáveis, $\Pi_1, \Pi_2, \dots, \Pi_k$, são grupos adimensionais constituídos por combinação das variáveis primitivas.

O teorema dos Pi de Buckingham declara que dada uma relação entre n parâmetros, conforme equação 2.24, os n parâmetros podem ser agrupados em parâmetros Π , também conhecido como o “teorema dos Π s”.

De acordo com o teorema de Buckingham, o procedimento geral para obtenção dos números adimensionais relevantes a um dado problema é o seguinte:

- listam-se as variáveis relevantes.
- seleciona-se um sistema básico de dimensões.
- constrói-se a matriz dimensional das variáveis envolvidas.
- determina-se o rank da matriz dimensional.
- calcula-se o número de grupos adimensionais relevantes.
- escolhe-se o núcleo de variáveis que consiste de um subgrupo de r variáveis que deve necessariamente conter todas as dimensões envolvidas no problema.
- resolve-se o sistema de equações dimensionais obtido a partir da combinação das variáveis que compõem o núcleo com cada uma das variáveis restantes e obtêm-se os π grupos.
- verifica-se a independência dos π grupos.

CAPÍTULO 3

PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Serão abordados neste capítulo os procedimentos experimentais utilizados neste trabalho onde foram usinados aço ABNT 1045, ferro fundido cinzento GH - 190, alumínio série 1000 e alumínio 3030, em operação de simulação do corte ortogonal e torneamento cilíndrico externo, com ferramentas de aço rápido e de metal duro revestido. Verificou-se o efeito dos parâmetros de corte: velocidade, espessura indeformada de cavaco, raio de arredondamento da ferramenta e ângulo de folga da ferramenta nas componentes da força de usinagem e pressão específica de corte.

Todos os testes foram realizados a seco. Utilizou-se durante os testes um dinamômetro Kistler tipo 9265B + 9441B + 9443B e um e um amplificador de sinais Kistler tipo 5019A para monitorar a força de usinagem. Foram utilizados um computador e uma placa de aquisição de sinais para obtenção e armazenamento dos dados, utilizando software labview.

Para cada operação foi obtido a força de corte residual, bem como a espessura mínima indeformada de cavaco, utilizando a metodologia de extrapolação a zero. Foram obtidas amostras de ensaios de quick-stop para análise metalográfica e microdureza.

Este procedimento experimental foi desenvolvido e realizado nos Laboratórios de Ensino e Pesquisa em Usinagem – LEPU e no Laboratório de Tribologia e Materiais – LTM, da Faculdade de Engenharia Mecânica da UFU.

Para melhor acompanhamento da metodologia do trabalho, foi proposto um fluxograma do procedimento experimental desenvolvido, conforme figura 3.1.

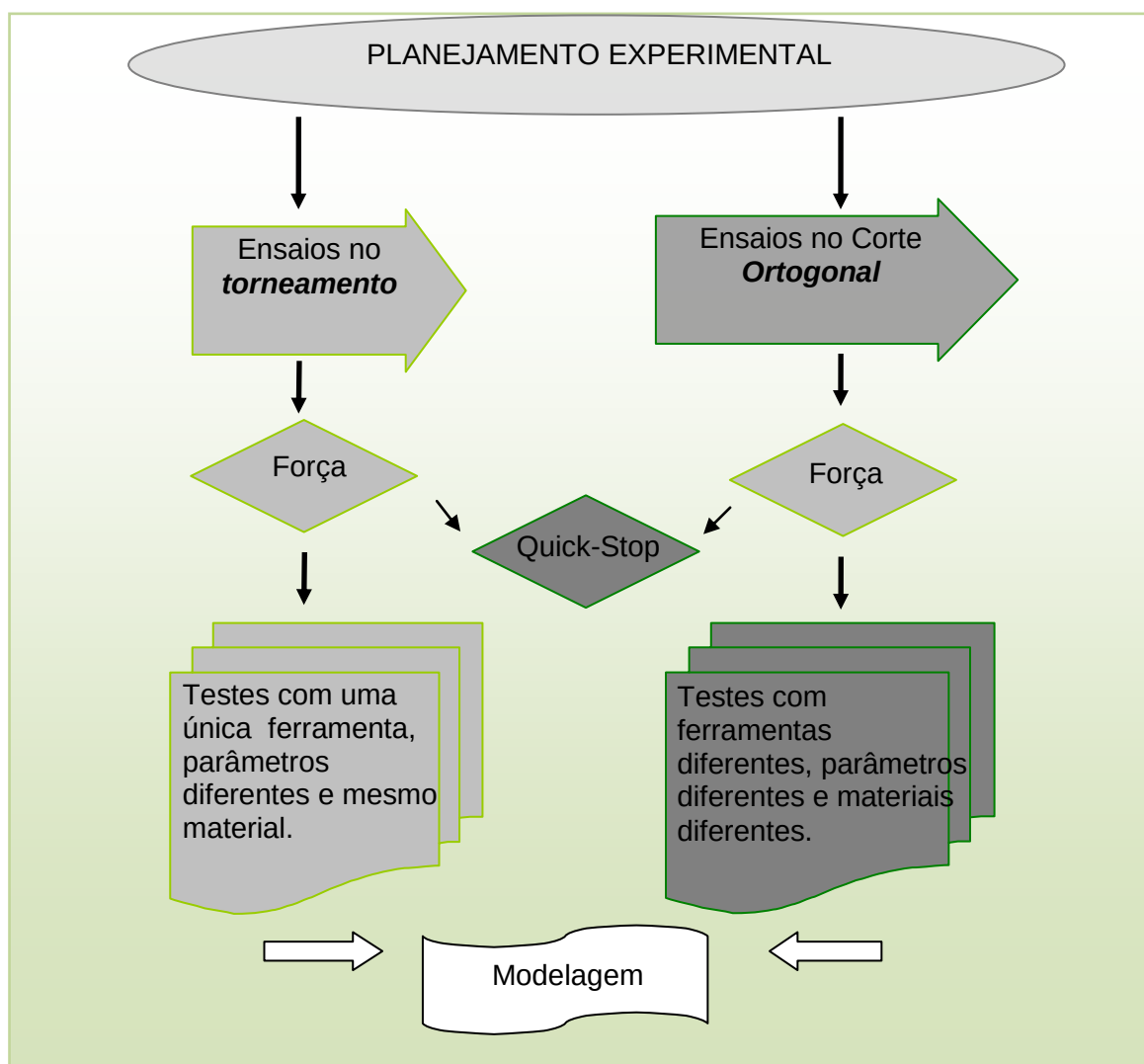


Figura 3.1 – Fluxograma representativo do trabalho desenvolvido.

3.1 ENSAIOS DE USINAGEM NO TORNEAMENTO

Na primeira parte dos ensaios foram realizados testes de usinagem utilizando o processo de torneamento cilíndrico externo, apenas em peças de alumínio com insertos de metal duro revestidos (TiN). Neste caso foram utilizadas as seguintes condições de corte: $v_c = 242$ m/min, $a_p = 3$ mm e $h = 1$ μ m à 30 μ m de maneira crescente. Em todos os testes foi monitorada a força de corte F_c , utilizando um dinamômetro piezoelétrico, conforme metodologia ilustrada na figura 3.2.

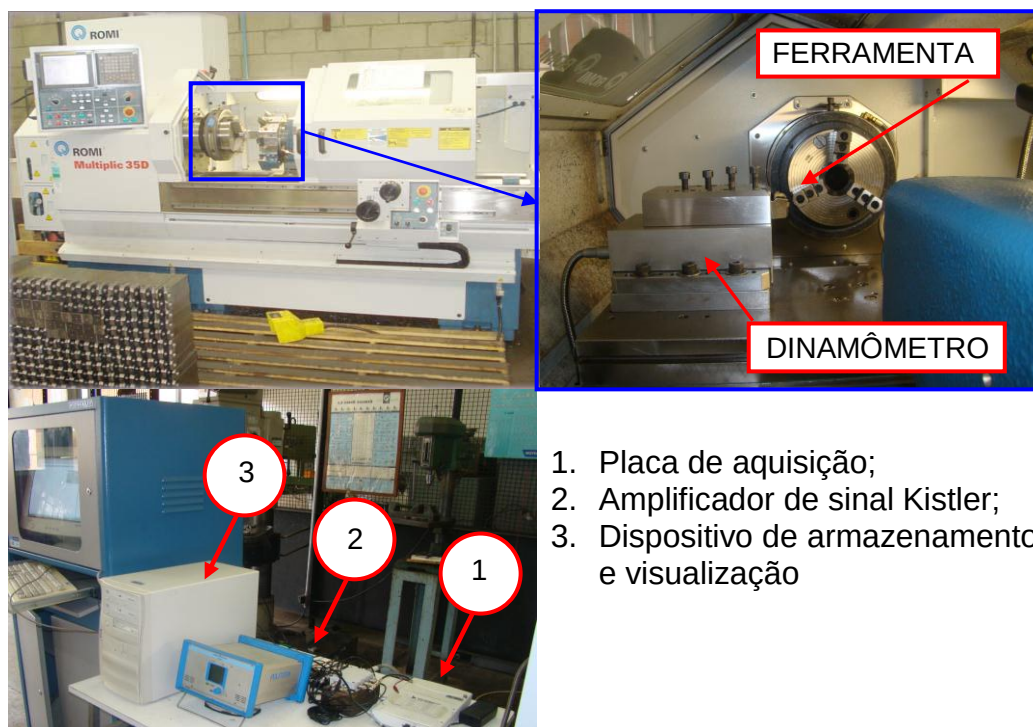


Figura 3.2 - Sistema peça-máquina e dinamômetro utilizado no torneamento.

3.1.1 FERRAMENTAS UTILIZADAS NO TORNEAMENTO

Foi utilizado um porta-ferramenta com geometria DSBNR2020K 12, que foi fixado na plataforma piezelétrica com um comprimento em balanço de 50 mm, seguindo recomendações do fabricante do dinamômetro e insertos de metal duro revestidos com (TiN) - SNMG 12 04 04 – MF SNMG 431 – 431 – MF 235, ambos fabricados pela Sandvik do Brasil S.A., resultando nos parâmetros geométricos principais:

- Ângulo de posição (χ_r) = 75°
- Ângulo de saída (γ_0) = 6°
- Ângulo de inclinação (λ_s) = 0°

Os insertos são quadrados com quebra cavacos com ângulo de folga de 10° e ângulo de saída de 0° (fora do suporte).

3.1.2 MEDIÇÃO DO RAIÃO DE ARREDONDAMENTO DA ARESTA DA FERRAMENTA UTILIZADA NO TORNEAMENTO

A fim de se medir o raio de arredondamento da ferramenta utilizada no torneamento, esquematizou-se um corte na extremidade do inserto por eletroerosão a fio, conforme pode-se observar na figura 3.3. A ferramenta utilizada nestes ensaios tem especificação: SNMG 12 04 04 – MF SNMG 431 – 431 – MF 235 e suporte DSBNR2020K 12.

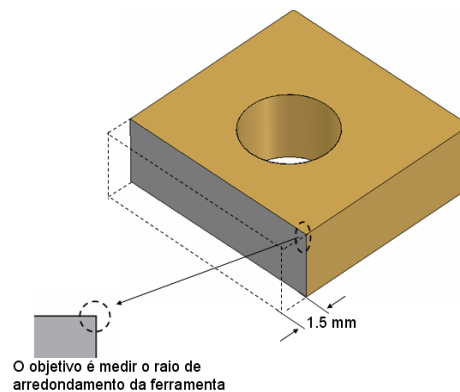


Figura 3.3 – Esquema para corte de inserto.

Utilizando-se de um microscópio eletrônico de varredura (MEV) foi feita a medição do raio de arredondamento do inserto utilizado nos ensaios de torneamento, que apresentou um valor aproximado de $61\mu\text{m}$, conforme figura 3.4.

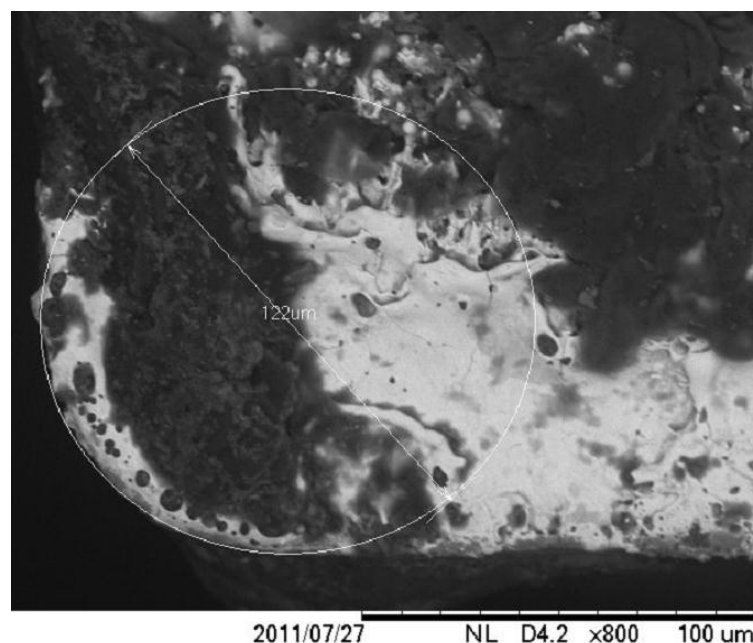


Figura 3.4 - Medição do raio de arredondamento.

3.1.3 MÁQUINA FERRAMENTA UTILIZADA NO TORNEAMENTO

Para os experimentos de torneamento foi utilizado um torno CNC (ROMI – MULTIPLIC 35D), com rotação máxima de 3000 rpm e potência de 11kW, conforme pode-se observar na figura 3.5.



Figura 3.5 - torno CNC (ROMI – MULTIPLIC 35D)

3.1.4 ENSAIOS DE QUICK-STOP

Para os ensaios de quick-stop foi utilizado um dispositivo pneumático conforme figura 3.6 (Nascimento et al, 2012), que foi montado no carro transversal, em substituição ao castelo do torno mecânico IMOR modelo MAXI-II-520, com potência máxima de 4,42 kW (6,0 CV). Foram preparados anéis de alumínio 3030 e um dispositivo de fixação dos mesmos, que foram acoplados ao dispositivo de fixação e após a usinagem apenas ele é retirado, facilitando a obtenção da amostra de raiz do cavaco.

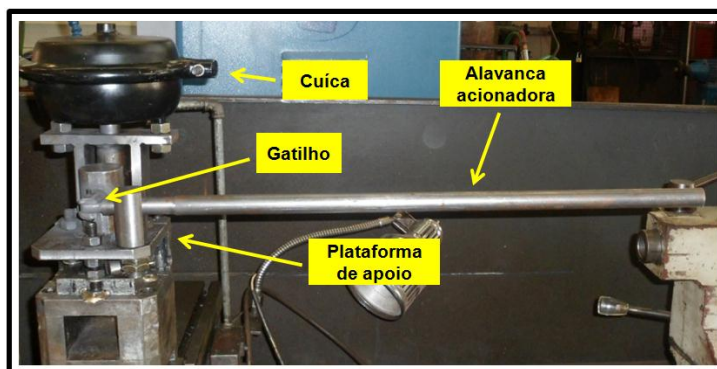


Figura 3.6 - Quick-Stop montado sobre o torno.

A tabela 3.1 mostra as condições de corte utilizadas nos ensaios de quick-stop do alumínio 3030.

Tabela 3.1 - Condições de corte utilizadas nos testes de quick-stop.

TESTE	Vc(m/min)	f(mm/rot)	ap(mm)
1	36	0,095	2
2	58	0,095	1
3	36	0,408	1
4	58	0,095	2
5	58	0,408	2
6	36	0,095	1
7	58	0,408	1
8	36	0,408	2

3.2 ENSAIOS DE USINAGEM NO CORTE ORTOGONAL

Na segunda parte dos ensaios os experimentos foram realizados no centro de usinagem Discovery 760. Foram realizados ensaios de simulação do corte ortogonal em baixas velocidades de corte, para isto, foram projetadas e fabricadas três peças, uma de cada material e de formato adequado para serem fixadas no dinamômetro piezoelétrico. As figuras 3.7 e 3.8 ilustram uma peça e suas dimensões.



Figura 3.7 - Dispositivo desenvolvido e fixado no dinamômetro.

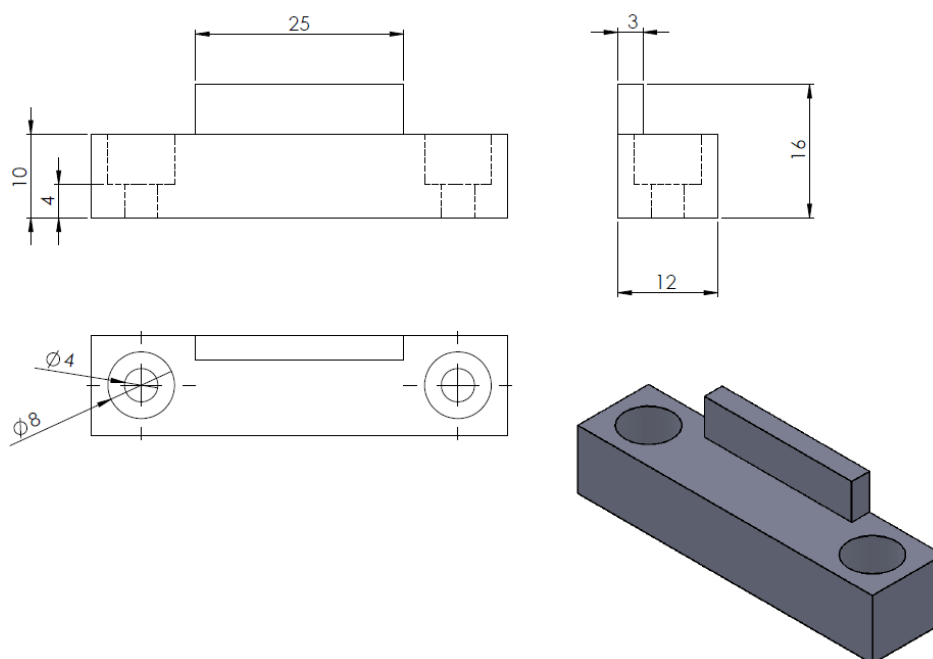


Figura 3.8 – Dimensões (mm) da peça fabricada e utilizada nos ensaios de simulação do corte ortogonal.

Nestes testes foram utilizadas ferramentas de aço rápido e peças de aço ABNT 1045, ferro fundido cinzento GH -190 e alumínio série 1000. Neste caso a velocidade de corte era a velocidade de avanço da mesa da fresadora e foram utilizadas as seguintes condições de corte: $v_c = 150 \text{ mm/min}$ à 700 mm/min , $a_p = 3 \text{ mm}$, $h = 1 \mu\text{m}$ a $65 \mu\text{m}$. Durante a montagem da peça foi feito um controle de paralelismo entre a peça e a ferramenta, utilizando um relógio comparador com resolução de $0,001 \text{ mm}$.

3.2.1 MEDIÇÃO DO RAIOS DE ARREDONDAMENTO DA ARESTA DA FERRAMENTA UTILIZADA NO CORTE ORTOGONAL

Para a medição do raio de arredondamento das ferramentas de HSS foi feito o embutimento da ponta das mesmas utilizando um material odontológico de modelagem a base de borracha elástica (polissulfeto) – Kerr Corporation, que após a secagem foram levadas ao microscópio eletrônico de varredura (MEV) e feitas as medições, conforme exemplo da figura 3.9.

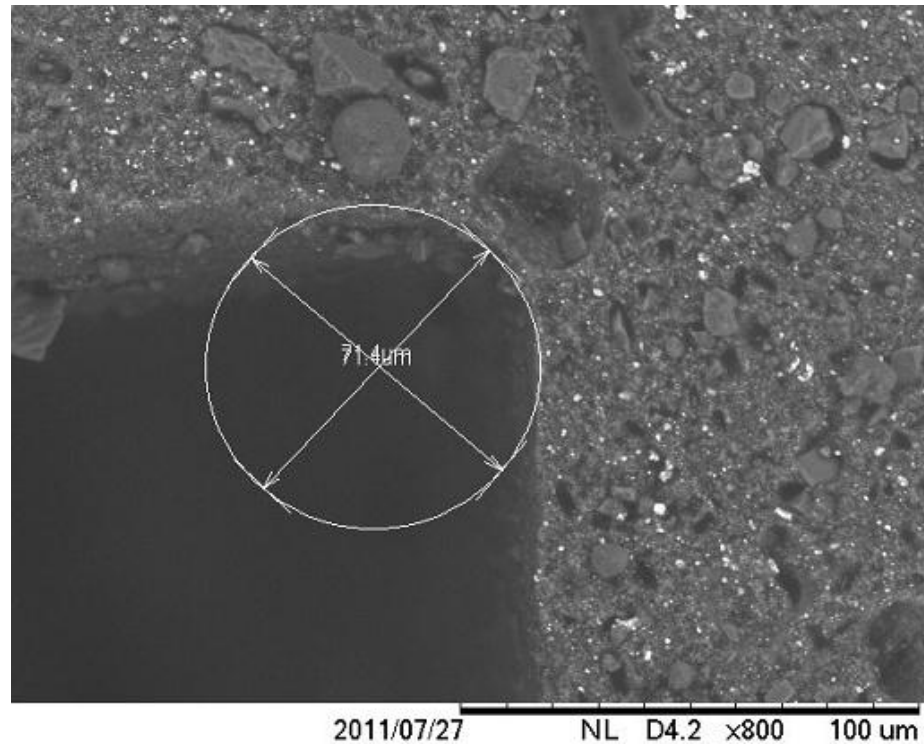


Figura 3.9 – Medição do raio de arredondamento, $\alpha_0 = 5^\circ$.

3.2.2 MÁQUINA FERRAMENTA UTILIZADA NO CORTE ORTOGONAL SIMULADO

Para os ensaios de simulação do corte ortogonal foi utilizado um centro de usinagem vertical CNC da linha Discovery modelo 760 com comando numérico Siemens 810. A potência do motor principal e a potência total instalada são de 9 KW e 15 KVA, respectivamente. Esta máquina, (Figura 3.10) fabricada pela Indústria Romi S.A, possui rotação máxima no eixo-árvore de 10.000 rpm.



Figura 3.10 - Centro de usinagem vertical CNC utilizado no teste de usinagem no corte ortogonal.

3.2.3 FERRAMENTAS UTILIZADAS NO CORTE ORTOGONAL SIMULADO

Foram utilizadas ferramentas de aço rápido (HSS), com ângulos de folga variando de $\alpha_0 = 1^\circ$ à 5° e ângulo de saída $\gamma_0 = 0^\circ$.

3.3 MATERIAL USINADO

Os materiais selecionados para estudo são: o aço ABNT 1045, o ferro fundido cinzento GH - 190, o alumínio série 1000 e o alumínio 3030. O aço ABNT 1045 possui dureza média de 206 HV e sua composição química é apresentada na tabela 3.2, fornecida pelo fabricante Aços Vilarés S.A. A figura 3.11 mostra uma fotografia da sua microestrutura.

Tabela 3.2 - Composição química (% em massa) do material utilizado nos ensaios
(Reis, 2000)

C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Cu	Al	P	S
0,48	0,24	0,70	0,10	0,07	0,02	0,04	0,027	0,024	0,020

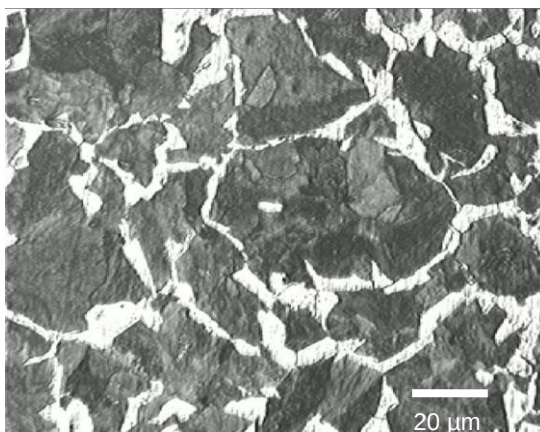


Figura 3.11 - Fotografia ilustrativa da microestrutura do aço ABNT 1045 utilizado nos testes.

O ferro fundido cinzento GH – 190 possui dureza média de 200 HV e sua composição química é apresentada na tabela 3.3, fornecida pelo fabricante Teksid do Brasil. A figura 3.12 mostra uma fotografia da sua microestrutura.

Tabela 3.3 - Composição química do Ferro Fundido Cinzento utilizado nos ensaios
(Santos, 1999).

C	Si	Cr	S	P
3,2 - 3,5 %	2,0 - 2,5 %	≤ 0,2 %	≤ 0,15 %	≤ 0,10 %



Figura 3.12 - Fotografia ilustrativa da microestrutura do Ferro Fundido Cinzento GH - 190 utilizado nos testes.

O alumínio série 1000 utilizado nos testes de simulação do corte ortogonal possui dureza de 56,5 HV e sua composição química é apresentada na tabela 3.4. A figura 3.13 mostra uma fotografia da sua microestrutura.

Tabela 3.4 - Composição química do alumínio utilizado nos ensaios.

Al	Mg	Si	Fe	Cu
95,7 %	2,7 %	0,6 %	0,3 %	0,2 %

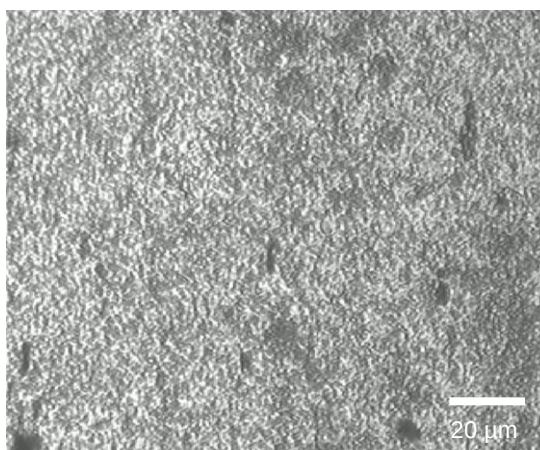


Figura 3.13 - Fotografia ilustrativa da microestrutura do alumínio utilizado nos testes de simulação do corte ortogonal.

O alumínio 3030 utilizado nos testes de quick-stop possui dureza média de 38 HV e sua composição química é apresentada na tabela 3.5. A figura 3.14 mostra uma fotografia da sua microestrutura.

Tabela 3.5 - Composição química do Alumínio 3030 utilizado nos ensaios (ALCOA, 2009).

Fe	Si	Mn	Zn	Outros
0,7	0,6	1,0 – 1,5	0,1	0,97

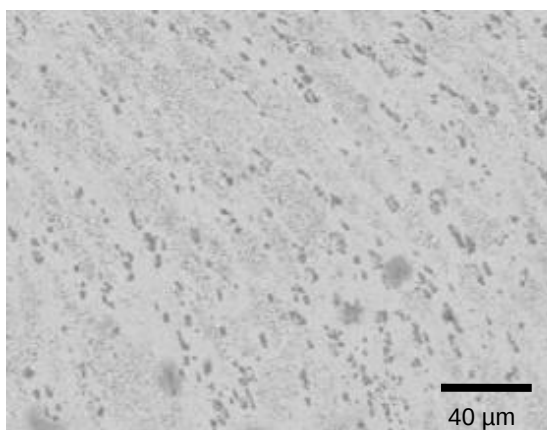


Figura 3.14 - Fotografia ilustrativa da microestrutura do Alumínio 3030 utilizado nos testes.

3.4 ANÁLISE METALOGRÁFICA

Para observação da microestrutura e medição da microdureza, amostras de cada material foram embutidas, utilizando o método de embutimento a frio, com resina de acrílico auto polimerizante.

Os embutimentos foram realizados em formas redondas de alumínio. Após a cura, as amostras eram lixadas utilizando lixas nº 250, 300, 400 e 600, nessa ordem. Em seguida eram polidas utilizando pasta de diamante de granulometria de 1μm. Para revelação da microestrutura, as amostras de alumínio foram atacadas quimicamente com reagente Keller's e a de aço com Nital 2%.

3.5 MEDIÇÃO DA MICRODUREZA

Em cada uma das amostras foram realizados ensaios de microdureza Vickers com carga de HV 0,01 kg, em um perfil com dez identações (cinco a cinco paralelas entre si) na interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta e posteriormente fez-se uma média de microdureza. O equipamento utilizado foi indentador modelo HMV – Micro Hardness Tester, fabricado pela Shimadzu, conforme a figura 3.15.

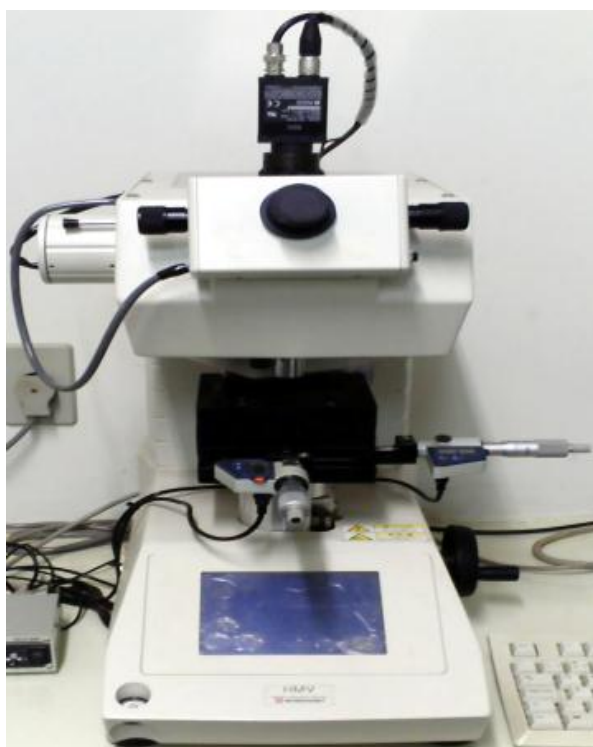


Figura 3.15 - Equipamento para aquisição de microdureza.

CAPÍTULO 4

RESULTADOS E DISCUSSÕES

A seguir serão apresentados os resultados obtidos durante o procedimento experimental. Na primeira etapa foram feitos ensaios de torneamento cilíndrico externo no alumínio série 1000 utilizando ferramentas de metal duro revestidas. Na sequência foi feita uma extrapolação da espessura indeformada de cavaco a zero para o estudo relativo às forças de avanço residuais, em função das variáveis de corte pré-estabelecidas nos ensaios. Em seguida foi proposto um planejamento composto central (PCC) para análise de significância das variáveis de corte pré-estabelecidas nas três forças e calculada a pressão específica de corte e finalmente foram obtidas amostras de raiz do cavaco em diversas condições de corte utilizando o dispositivo de quick-stop, para avaliação da zona afetada de corte. Na segunda etapa foram realizados ensaios que simularam o corte ortogonal em baixas velocidades e proposto um PCC para análise de significância dos parâmetros estabelecidos na força de corte para cada material, gerando meta-modelos que foram posteriormente otimizados através da técnica de evolução diferencial. Finalmente foram modeladas as equações matemáticas preditivas do comportamento da força de corte residual em função dos parâmetros envolvidos no processo.

4.1 FORÇA RESIDUAL NO TORNEAMENTO

Alguns autores acreditam que as forças residuais são independentes da velocidade de avanço, podendo ser calculada por meio de extrapolação de uma curva de força de corte para uma espessura de corte (h) igual a zero (Da Silva, M. A. – 2008).

Na figura 4.1 é apresentado o gráfico que relaciona a força de corte, com a espessura indeformada do material obtido na usinagem a seco do alumínio série 1000 com velocidade de corte $v_c = 242 \text{ m/min}$, $a_p = 3 \text{ mm}$, $h = 1 \mu\text{m}$ a $30 \mu\text{m}$. Neste ensaio a espessura do material foi variada de maneira crescente e observa-se que

extrapolando a espessura indeformada a zero a força residual é estimada em aproximadamente 33 N.

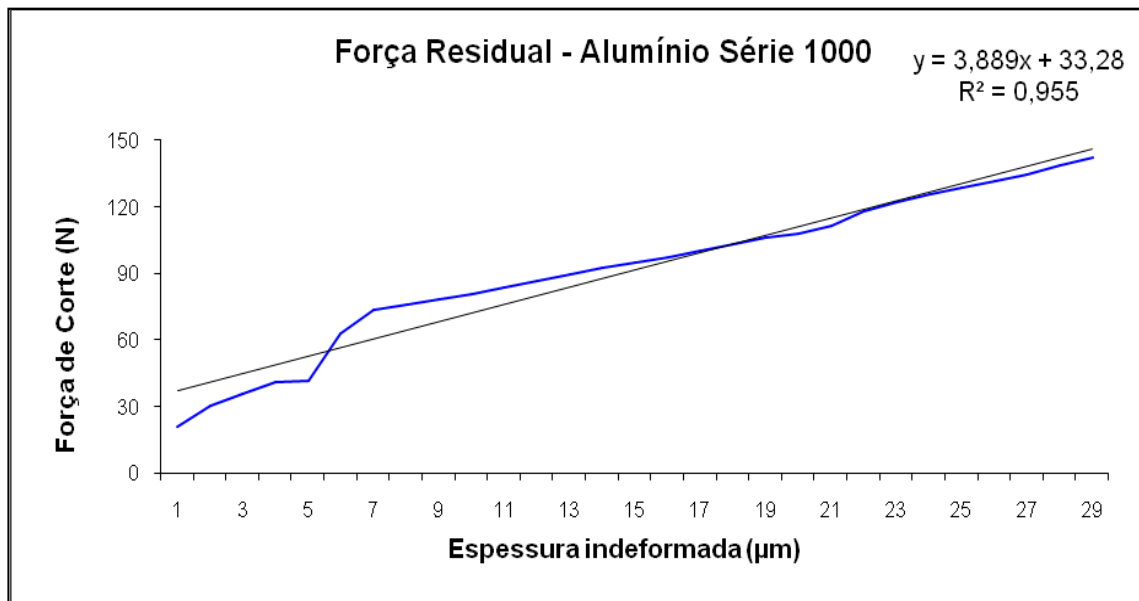


Figura 4.1 - Força de corte em função da espessura do material.

A figura 4.2 apresenta o gráfico que relaciona a força de corte, com a espessura do material obtido na usinagem a seco do alumínio com velocidade de corte $v_c = 242 \text{ m/min}$, $a_p = 3 \text{ mm}$, $h = 1 \mu\text{m}$ a $24 \mu\text{m}$. Neste ensaio a espessura do material foi variada de maneira crescente e observa-se que extrapolando a espessura indeformada a zero a força residual é estimada em aproximadamente 34 N.

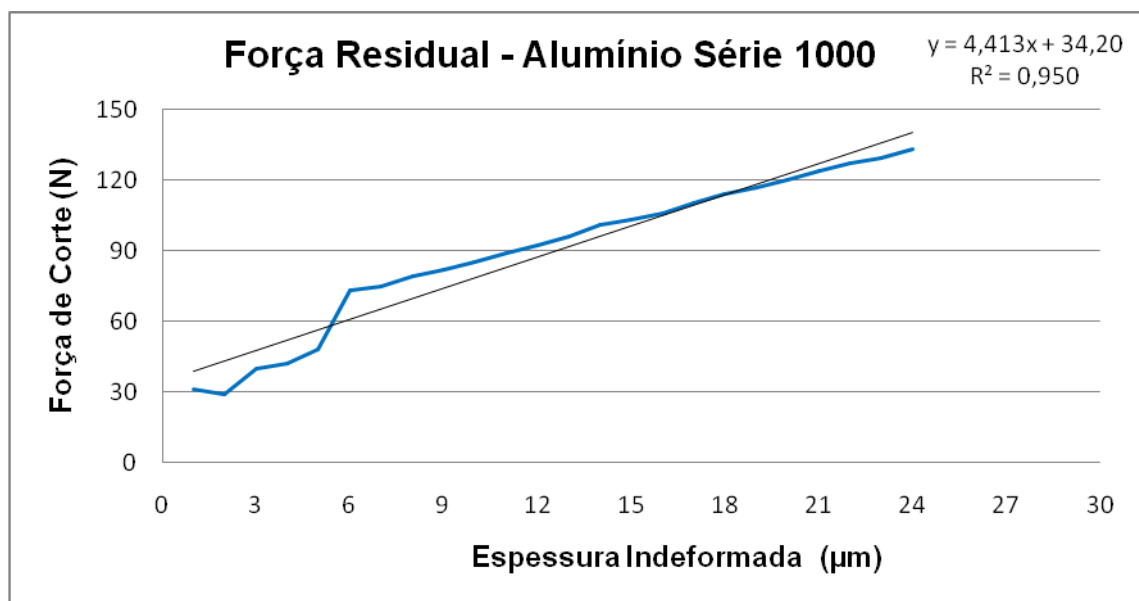


Figura 4.2 - Força de corte em função da espessura do material.

De acordo com a metodologia de modelos de espessura mínima indeformada (h_m) em função do raio de arredondamento da ferramenta (r_e) apresentadas no item 2.7, observa-se que a ferramenta utilizada neste processo sugeriria que a formação do cavaco se daria para valores de espessura indeformada superiores ao intervalo de $13\mu\text{m}$ a $18\mu\text{m}$, ou seja, espessuras inferiores a estes valores causariam apenas deformações elásticas e não formariam cavacos. Quanto às forças de corte notam-se limites entre 80N e 103N, sendo que a média deste intervalo apresentou-se quase três vezes maior que as forças mínimas extrapoladas, visto que as mesmas ficaram em torno de 33N.

É sabido que as metodologias apresentadas no item 2.7 mostram uma indicação marcante quanto a penetração mínima necessária da ferramenta para que o cavaco comece a se formar, bem como as forças utilizadas nesta transição. Utilizando as forças residuais resultantes da metodologia de extrapolação a zero como valor mínimo e a metodologia dos modelos de espessura mínima relativos ao raio de arredondamento como valor máximo, são selecionados doze pontos experimentais adquiridos através do dinamômetro Kistler especificado no procedimento experimental, conforme mostra a tabela 4.1 e posteriormente gerou-se um intervalo de confiança para estimar os limites dentre os quais não haveria formação de cavaco, para estimar a verdadeira força de corte residual, conforme mostra a tabela 4.2.

Tabela 4.1. Resultados obtidos na usinagem a seco do alumínio série 1000.

h (μm)	F_c (N)	K_s (N/mm ²)	h/r_e
1	20,72	6906,67	0,02
2	30,75	5125,00	0,03
3	35,67	3963,33	0,05
4	41,26	3438,33	0,07
5	41,49	2766,00	0,08
6	62,85	3491,67	0,10
7	73,74	3511,43	0,11
8	76,12	3171,67	0,13
9	78,31	2900,37	0,15
10	80,78	2692,67	0,16
11	83,94	2543,64	0,18
12	86,72	2408,89	0,20
13	89,73	2300,77	0,21
14	92,70	2207,14	0,23

A tabela 4.2 mostra o intervalo com 95% de confiança de que o valor médio de força de corte residual, pressão específica e a razão h/r_e estão compreendidas entre os limites mínimo e máximo, bem como sua variabilidade. A força mínima necessária para começar a formar cavacos está entre 57N e 83N, a pressão específica de corte está entre 2.593N/mm² e 3.306N/mm², a razão h/r_e está compreendida entre 0,1 e 0,18, ou seja, a espessura mínima indeformada de cavaco (h_m) se encontra no intervalo de 6µm à 10µm. A grandeza que apresentou maior homogeneidade de dados foi a pressão específica de corte e a razão h/r_e apresentou dados mais heterogêneos.

Tabela 4.2. Intervalo de confiança para 95% e coeficiente de variabilidade para força de corte residual, pressão específica e razão h/r_e .

	Fc (N)	Ks (N/mm ²)	h/r_e
Média	70,27	2949,66	0,14
Desvio padrão	20,18	560,58	0,06
gl	11	11	11
$t_{0,05(11)}$	2,20	2,20	2,20
IC 95%	70,27 ± 12,82	2949,66 ± 356,18	0,14 ± 0,04
L mín	57,45	2593,47	0,10
L máx	83,09	3305,84	0,18
CV	28,72%	19,00%	42,22%

A figura 4.3 mostra o comportamento da força de corte, bem como da razão h/r_e . Observa-se que a força de corte sofreu uma alteração acentuada a partir da força mínima definida pela extrapolação e posteriormente voltou a se comportar de forma linear e pode-se notar ainda que tanto o início como o fim da instabilidade da força de corte se deu dentro do intervalo de confiança definido para a força de corte residual. Quanto à razão h/r_e nota-se uma constância na sua variação, o que nos leva a crer que as forças de corte são mais afetadas na zona de metal estagnado.

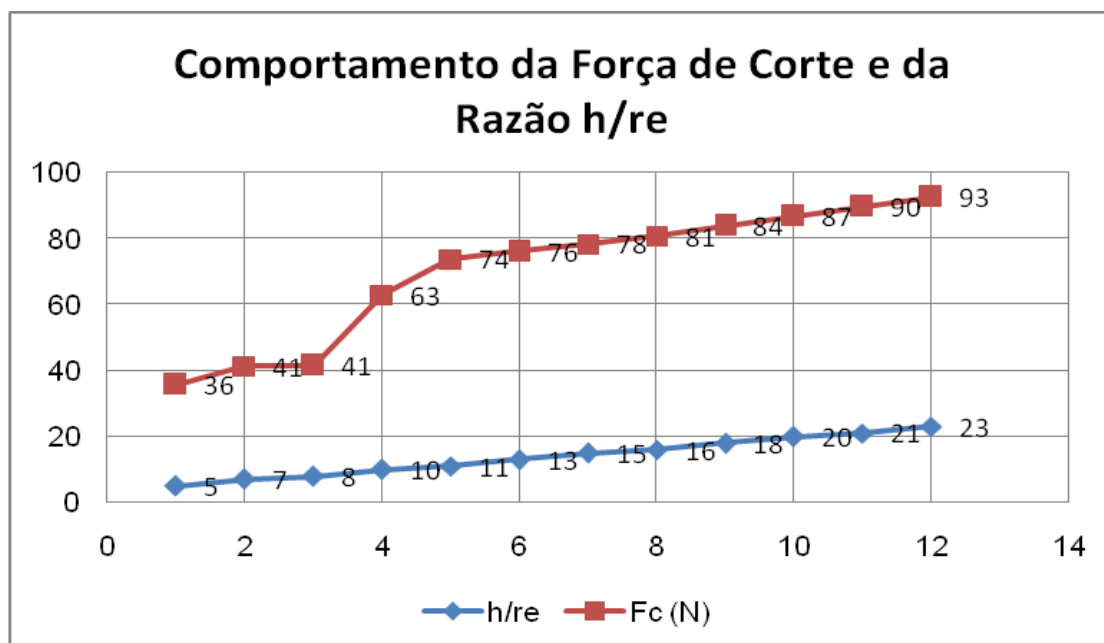


Figura 4.3 – Comportamentos da força de corte e da razão h/r_e .

4.2 FORÇA DE USINAGEM

A tabela 4.3 mostra as componentes das forças de usinagem para os dez pontos experimentais, medidas através do dinamômetro Kistler especificado no procedimento experimental, a partir dos quais o cavaco começaria a se formar, segundo a metodologia dos modelos de espessura mínima relativos ao raio de arredondamento, descrito no item 2.7.

Tabela 4.3. Componentes das forças obtidas na usinagem a seco do alumínio série 1000.

h (μm)	F_f (N)	F_p (N)	F_c (N)
15	111	36	103
16	115	41	106
17	118	42	110
18	121	43	114
19	123	45	117
20	125	49	120
21	128	51	124
22	130	55	127
23	132	54	129
24	133	56	133

A figura 4.4 mostra o comportamento das componentes da força de usinagem relativa aos pontos anteriores e posteriores à formação de cavaco. Observa-se que as componentes F_f e F_c , que contribuem para a potência de usinagem possuem comportamentos semelhantes para espessuras de corte tanto antes como depois da formação de cavaco, em ambos os casos elas aumentam com o aumento da espessura de corte, visto que a energia efetiva tem parcelas consumidas para cisalhar o material nos planos primário e secundário. Segundo Diniz et al (2000), a componente F_p não contribui para a potência de usinagem, no entanto ela é responsável pela deflexão elástica da peça e da ferramenta durante o corte, por isso, é responsável pela dificuldade de obtenção de tolerâncias de forma e dimensões apertadas (microusinagem).

Neste caso, conforme esperado, o efeito da componente F_p apresentou uma alteração de variabilidade muito maior que as demais componentes, oscilando de 58% antes da formação do cavaco para 13% depois da formação do cavaco mostrando assim a heterogeneidade acentuada das forças de corte antes da formação do cavaco, o que nos leva a crer que existe uma zona de metal estagnado, dentro da qual existe uma incerteza do material quanto à sair com o cavaco ou permanecer com a peça.

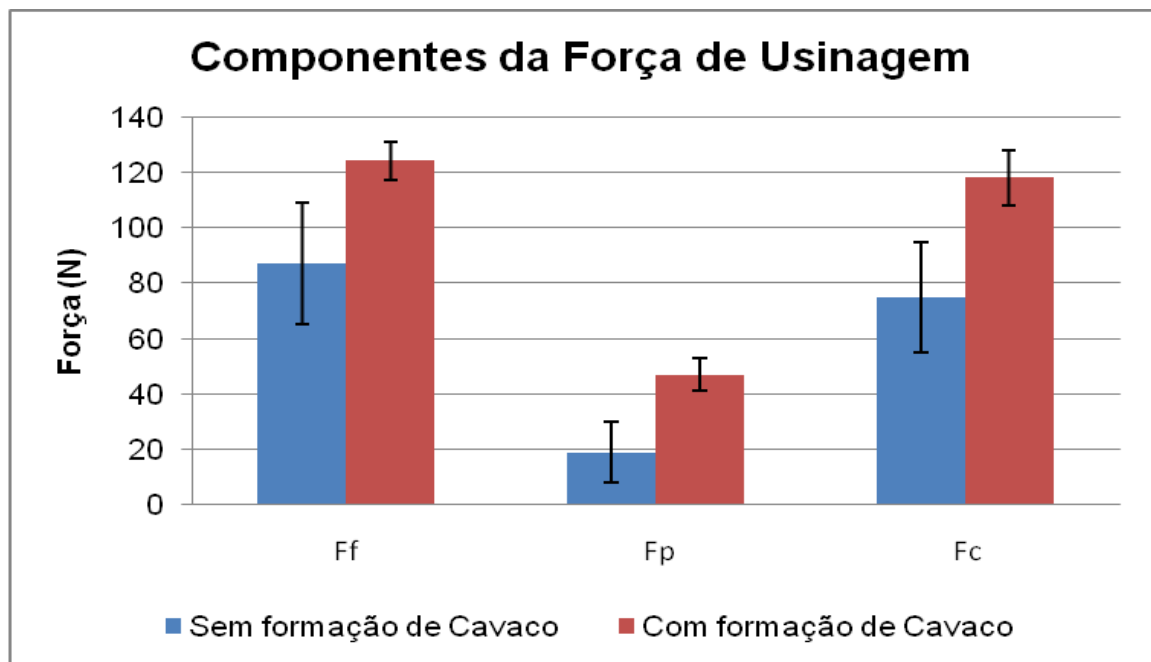


Figura 4.4 – Componentes da Força de Usinagem, Sem e Com formação de Cavacos.

4.3 PRESSÃO ESPECÍFICA DE CORTE

De acordo com Machado e Da Silva (2004), a pressão específica de corte pode, também, ser entendida como sendo a energia efetiva consumida para arrancar uma unidade de volume de material da peça, ou seja, todos os fatores que alteram o valor de F_c , sem alterar o valor da profundidade de corte e o avanço, alteram proporcionalmente o valor de K_s , assim:

$$K_s = \mu_e = \frac{F_c \cdot v_c}{v_c \cdot a_p \cdot f_c} = \frac{F_c}{a_p \cdot f_c} \quad (4.1)$$

A figura 4.5 mostra a representação gráfica do valor de K_s em função da espessura indeformada do material (h) para o par ferramenta-peça, bem como a equação proposta para seu cálculo quando se tratar de alumínio série 1000, salientando que, com os valores de K_s , pode-se estimar a força de corte. Observa-se ainda que quando os valores de h tendem a zero, a energia efetiva consumida para arrancar uma unidade de volume de material, tende a valores máximos, ou seja, parte significativa desta energia foi dissipada devido ao aumento do contato na superfície de folga da ferramenta, proporcionando a realização de um trabalho plástico redundante, resultante do sulcamento e do deslizamento da peça na superfície de folga da ferramenta, cuja deformação exige um gasto suplementar de energia, que vem a superar aquela produzida na remoção de material. De acordo com a tabela 4.2, os limites de pressão específica antes da formação do cavaco são de 2.593 N/mm^2 à 3.306 N/mm^2 , intervalo no qual observa-se uma variação não linear com relação à espessura de corte, entre $6 \mu\text{m}$ e $10 \mu\text{m}$ sendo que existem evidências que este intervalo detém a espessura mínima indeformada de cavaco (h_m), ou seja, este comportamento não-linear estaria sugerindo a redução da área de contato peça e superfície de folga da ferramenta, limitando assim a ocorrência do trabalho redundante com o fim do sulcamento e do escorregamento da peça, conduzindo K_s ao decréscimo até atingir valores semelhantes, pois uma vez superada a espessura mínima indeformada de cavaco a energia produzida passa a ser utilizada apenas na remoção de material sugerindo inclusive que a energia efetiva mínima necessária para arrancar material realmente encontra-se neste

intervalo, então, para todo K_s maior ou igual a 3.306 N/mm^2 não haveria formação de cavaco.

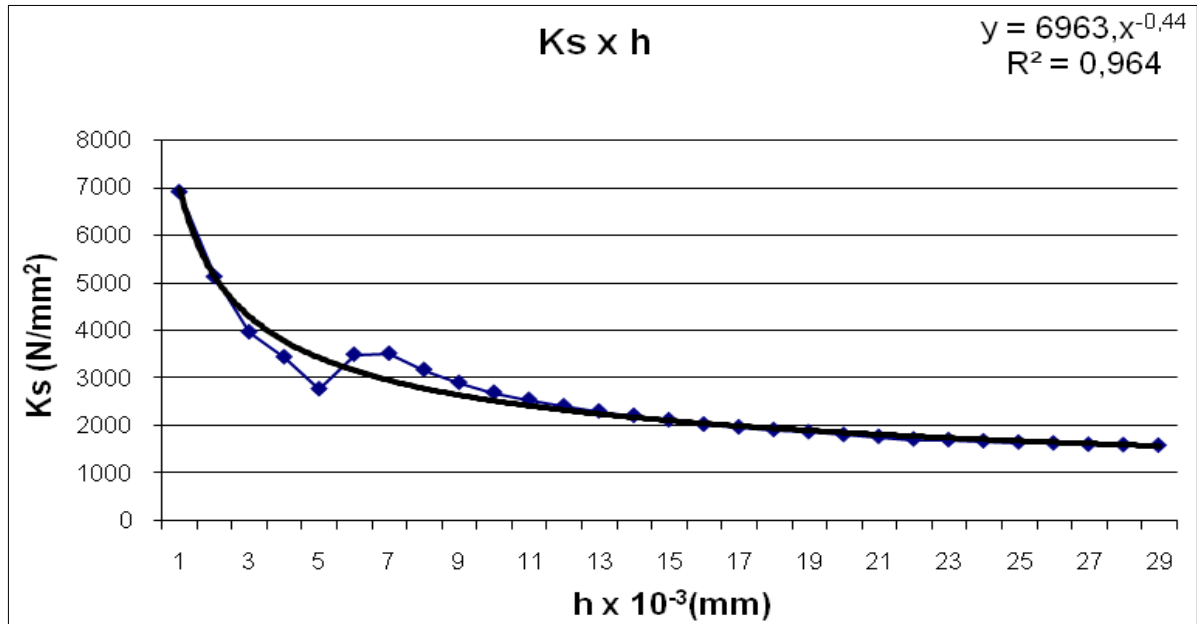


Figura 4.5 - Pressão específica em função da espessura do material.

A formação do cavaco em escala micrométrica depende da espessura mínima indeformada, pois o mesmo não se forma quando a profundidade de corte é menor do que (h_m), ou seja, pequenas espessuras indeformadas de cavaco, bem como o raio de arredondamento da ferramenta, produzem ângulos de saída negativos muito grandes, resultando num fenômeno de sulcamento que conduz à recuperação elástica ou deformação elástico-plástica da camada subsuperficial da peça. A transição de sulcamento à formação de cavaco pode ser observada na figura 4.6 (Chae et al, 2006).

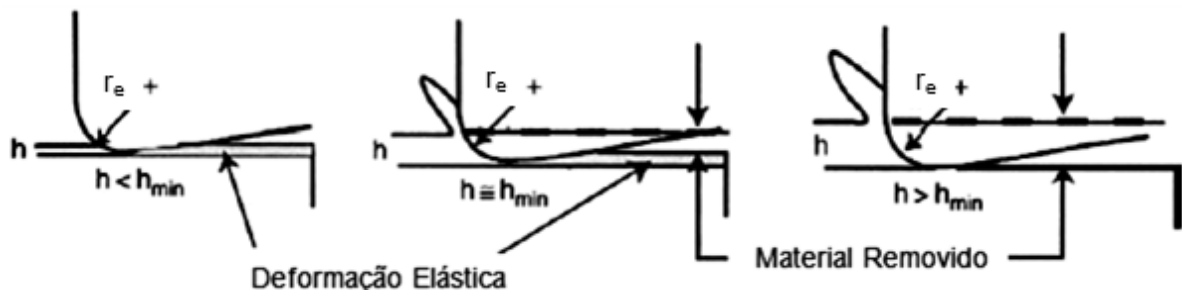


Figura 4.6 – Esquema do efeito da espessura mínima indeformada (h) na formação do cavaco (Adaptado de Chae et al., 2006).

Durante a formação do cavaco, parte do volume de material deformado na peça não se transforma em cavaco, mas escorrega entre a peça e a superfície de folga da ferramenta, devido ao retorno elástico do material da peça. A proporção da energia gasta por esse fenômeno é relativamente grande quando se tem avanço (f) ou espessura de corte (h) pequeno, pois o volume de material que se transforma em cavaco não é muito maior que o volume de material que flui lateralmente. À medida que f ou h crescem, o material que escorrega é relativamente menor, comparado ao removido, fazendo que a pressão específica de corte diminua (Machado et al, 2011).

4.4 GRAU DE RECALQUE E ÂNGULO DE CISALHAMENTO

É sabido que pequenos ângulos de cisalhamento e altos graus de recalque, significam grande quantidade de deformação no plano de cisalhamento primário, onde o material entra no regime plástico e o avanço da ferramenta promove a ruptura do material que sai como componente ou lamela do cavaco conforme Machado et al (2011).

As figuras 4.7 e 4.8 mostram o comportamento do grau de recalque e do ângulo de cisalhamento em função da espessura no alumínio série 1000 com $v_c = 242 \text{ m/min}$ e $a_p = 3 \text{ mm}$. Observa-se que com o aumento da espessura indeformada de material há uma redução potencial e significativa no grau de recalque e um aumento aproximadamente linear no ângulo de cisalhamento.

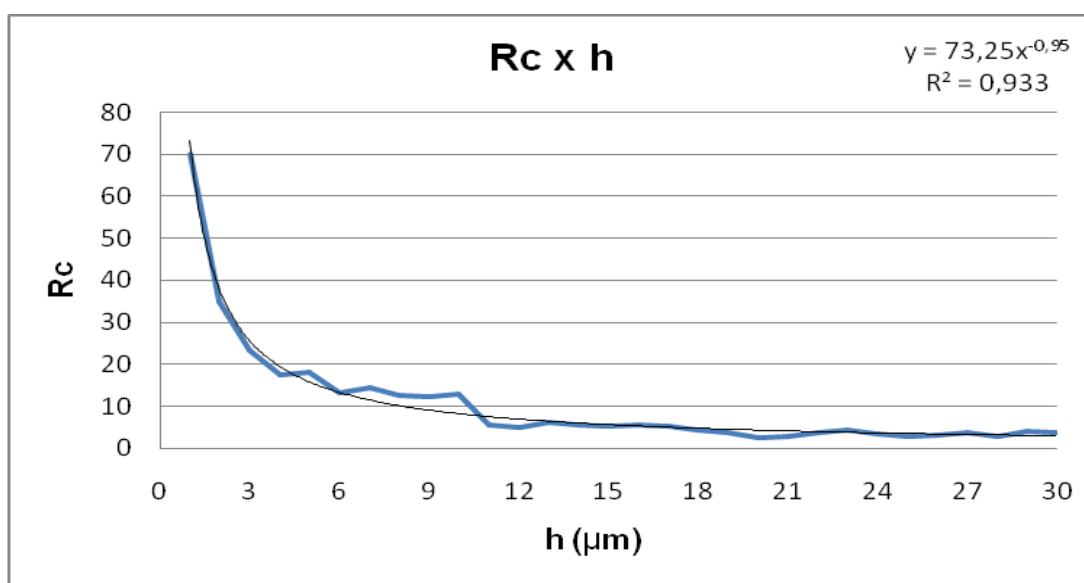


Figura 4.7 - Grau de Recalque em função da espessura do material.

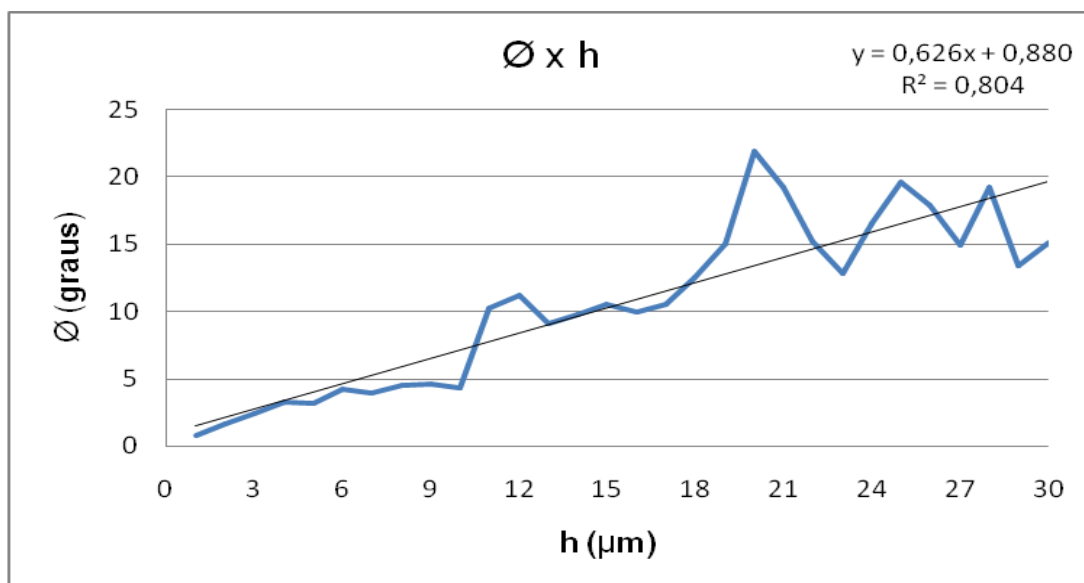


Figura 4.8 - Ângulo de Cisalhamento em função da espessura do material.

4.5 PLANEJAMENTO COMPOSTO CENTRAL

Foi feito um PCC utilizando a velocidade de corte, a espessura indeformada de cavaco e a profundidade de corte como variáveis de entrada e como variáveis de saída as forças de corte, de avanço e passiva.

A tabela 4.4 apresenta o resultado encontrado para as três forças mediante um PCC.

Tabela 4.4 - Resultado das forças de usinagem.

Vc (m/min)	h (μm)	ap (mm) ϕ	Ff média (N)	DP (Ff)	Fp média (N)	DP (Fp)	Fc média (N)	DP (Fc)
260	30	5	113	6	76	5	118	4
110	15	4	66	5	11	4	71	2
110	45	4	172	17	87	13	160	8
410	15	4	91	5	25	5	74	4
410	45	4	103	5	36	5	120	5
24	30	3	92	10	40	8	102	6
512	30	3	63	4	3	8	69	4
260	5	3	37	4	-7	3	34	2
260	55	3	94	7	34	6	113	6
260	30	3	80	5	16	4	80	3
260	30	3	90	8	29	7	85	4
110	15	2	63	7	6	5	52	4
110	45	2	72	7	11	6	78	5
410	15	2	45	3	-13	4	40	2
410	45	2	50	3	-6	4	63	3
260	30	1	24	2	-20	2	29	2

A tabela 4.5 apresenta os coeficientes de regressão para as três forças bem como os valores de p e R^2 .

Tabela 4.5 - Coeficientes de regressão para cada força.

	Fc		Ff		Fp	
	Regressão	p	Regressão	p	Regressão	p
Mean/Interc	0,09625	0,997674	-13,4600	0,859067	-26,5221	0,610850
(1)vc (L)	-0,00750	0,932270	0,1035	0,613237	0,0517	0,709314
vc (Q)	0,00010	0,424670	0,0000	0,979069	-0,0000	0,908425
(2)h (L)	0,71815	0,440221	1,1383	0,588574	0,7802	0,586039
h (Q)	-0,01085	0,347708	-0,0201	0,442046	-0,0154	0,391012
(3)ap (L)	15,09081	0,267344	16,2074	0,587696	-4,0321	0,841130
ap (Q)	-1,88319	0,314352	-2,9318	0,484184	1,2602	0,654425
1Lby 2L	-0,00256	0,060169	-0,0054	0,075375	-0,0035	0,088869
1Lby 3L	-0,00833	0,633264	-0,0033	0,933007	-0,0008	0,975360
2Lby 3L	0,71667	0,004978	0,8667	0,062895	0,6250	0,052240
R^2	0,984		0,915		0,945	

As Figuras 4.9(a) e 4.9(b) mostram as superfícies de respostas geradas para a força de corte (F_c) pelo modelo, com as interações que tiveram influências mais significativas, mostradas na tabela 2. A figura 4.9(a) mostra a interação entre a variável espessura indeformada (h) e a velocidade de corte (V_c), onde se observa um maior valor na sensibilidade da resposta com a variação da espessura indeformada. Observa-se que a força de corte reduz com o aumento da velocidade de corte, comportamento esperado, uma vez que há maior geração de calor e, portanto, redução da resistência ao cisalhamento, reduzindo ligeiramente a área de contato cavaco-ferramenta (Machado et al., 2011). A figura 4.9(b) mostra a interação entre a profundidade de corte (ap) e a espessura indeformada (h), onde se observa um maior valor na sensibilidade da resposta (força de corte) com a variação da espessura indeformada, no entanto, o aumento desses dois fatores causam um aumento da força, uma vez que haverá um aumento nas áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário (Machado et al., 2011).

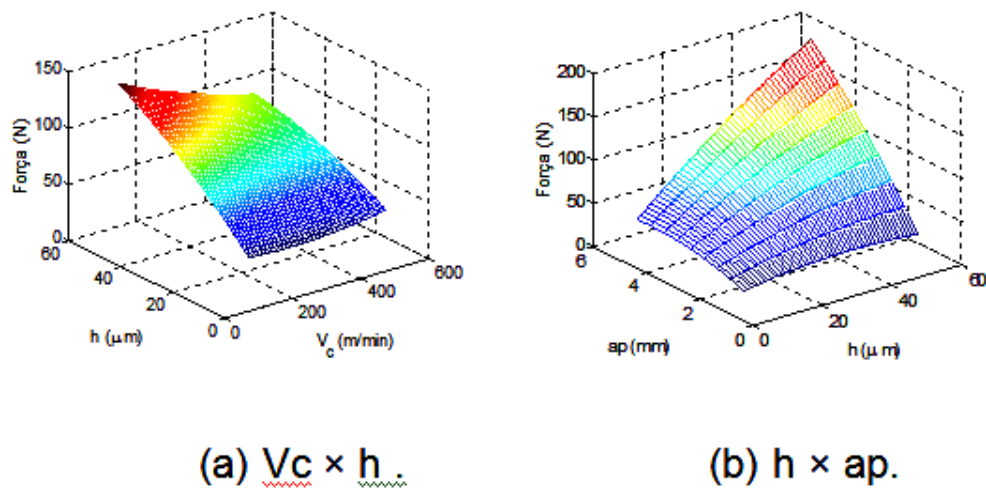


Figura 4.9 - Superfícies de Resposta para a força de corte (F_c), em relação a espessura indeformada (h), profundidade de corte (a_p) e velocidade de corte (V_c).

4.6 ENSAIOS DE QUICK-STOP

Foram embutidas amostras de raiz dos cavacos de alumínio 3030 em todas as condições propostas nos oito testes. A figura 4.10 mostra a raiz do cavaco formado no teste 8, onde foi encontrada a maior microdureza média, cerca de 63,82 HV ao longo do “espaço percorrido”, utilizando uma velocidade de corte de 36 m/min. Pode-se observar ainda nesta imagem que existe uma zona de metal estagnado e que o material que se encontra abaixo do ponto de estagnação é comprimido pelo raio de arredondamento da ferramenta, sendo que o material que se encontra acima deste ponto sai como componentes ou lamelas do cavaco. Sendo assim, podemos afirmar, com base nas análises do item 4.3, que a ruptura de material se deu a partir de uma mínima espessura indeformada de cavaco.

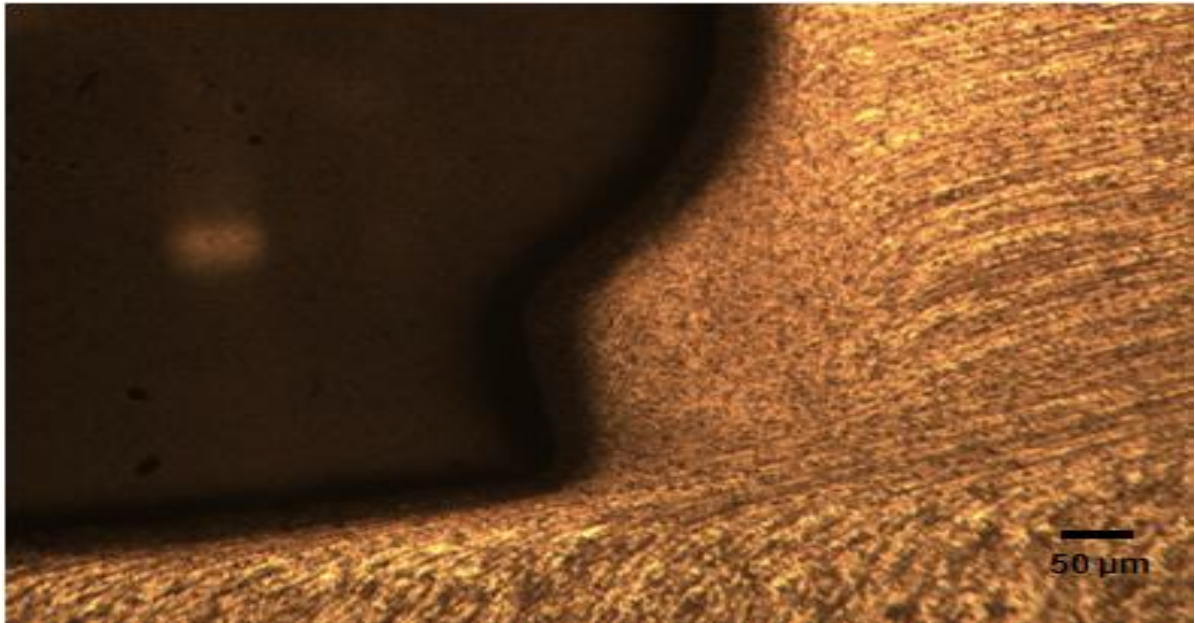


Figura 4.10 - Raiz do cavaco do alumínio 3030, teste 8.

A figura 4.11 mostra a raiz do cavaco formado no teste 1, onde observou-se uma microdureza média idêntica ao teste 2, próxima de 45,91 HV, sendo assim, nenhum dos parâmetros variáveis influenciaram diretamente na microdureza encontrada. Observa-se ainda que houve formação de uma aresta postiça de corte aderida na superfície de saída, no entanto a zona de metal estagnado continua presente.

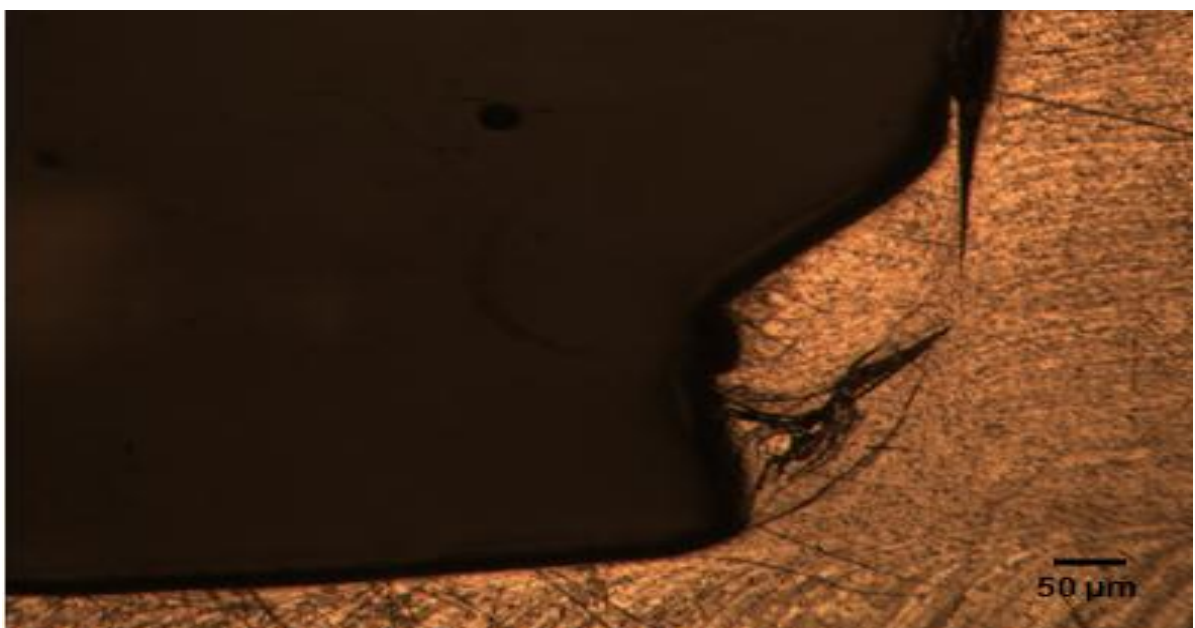


Figura 4.11 - Raiz do cavaco do alumínio 3030, teste 1.

A figura 4.12 mostra a raiz do cavaco formado no teste 4, onde observou-se a maior microdureza média ao longo do espaço percorrido, cerca de 61,12 HV utilizando uma velocidade de corte de 58 m/min.

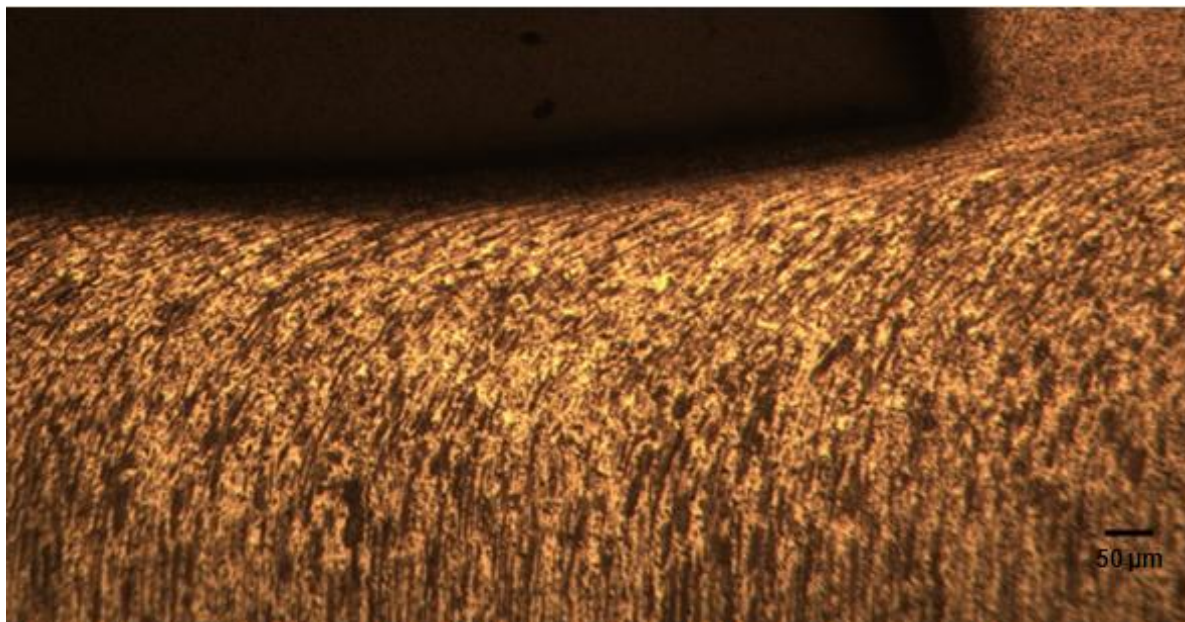


Figura 4.12 - Raiz do cavaco do alumínio 3030, teste 4.

A tabela 4.6 mostra as condições de corte utilizadas nos ensaios de quick-stop do alumínio 3030 e as microdurezas encontradas. Foram feitas cinco identações igualmente espaçadas seguindo uma reta perpendicular ao diâmetro da peça e a 0,06 mm da superfície usinada e outras cinco identações seguindo outra reta, paralela à primeira e a 0,06 mm de distância.

Tabela 4.6. Condições de corte utilizadas nos testes de quick-stop e as microdurezas médias encontradas.

TESTE	Vc(m/min)	f(mm/rot)	ap(mm)	Dureza (HV)
1	36	0,095	2	45,91
2	58	0,095	1	45,65
3	36	0,408	1	44,70
4	58	0,095	2	61,12
5	58	0,408	2	60,23
6	36	0,095	1	50,75
7	58	0,408	1	53,68
8	36	0,408	2	63,82

As figuras 4.13 e 4.14 mostram que na região mais próxima da superfície da peça obtém-se microdurezas maiores em todas as condições de corte, sendo que conforme caminhamos rumo ao interior da peça a microdureza tende a reduzir, certamente devido as altas taxas de deformações na interface cavaco-ferramenta.

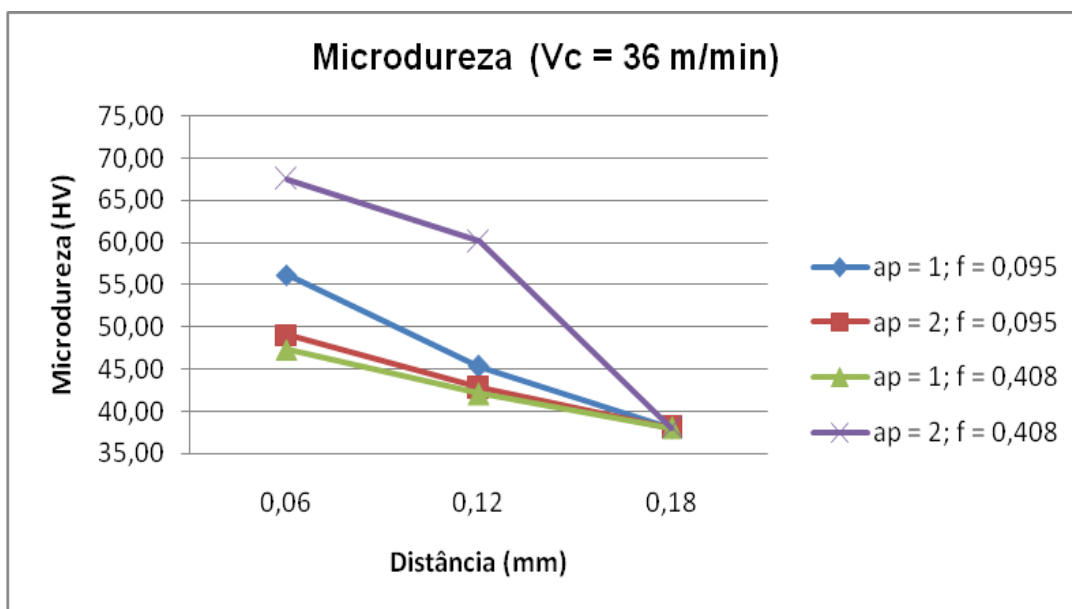


Figura 4.13 – Microdureza em função da distância, testes (1, 3, 6 e 8).

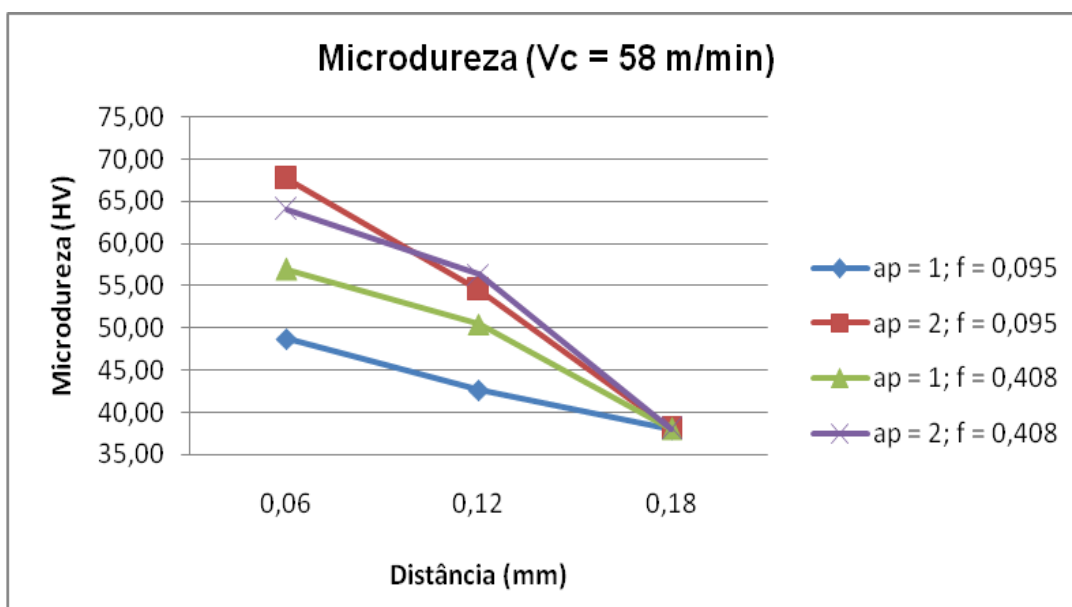


Figura 4.14 – Microdureza em função da distância, testes (2, 4, 5 e 7).

A figura 4.15 apresenta o gráfico que relaciona a microdureza com distância à partir da superfície usinada no teste 1. Pode-se observar que a microdureza na zona afetada pelo corte possui um comportamento exponencial e que a microdureza média variou de 49,04 HV à 42,78 HV para uma distância percorrida de 0,12 mm, resultando numa variação de dureza a uma razão de aproximadamente 52 HV/mm durante o corte.

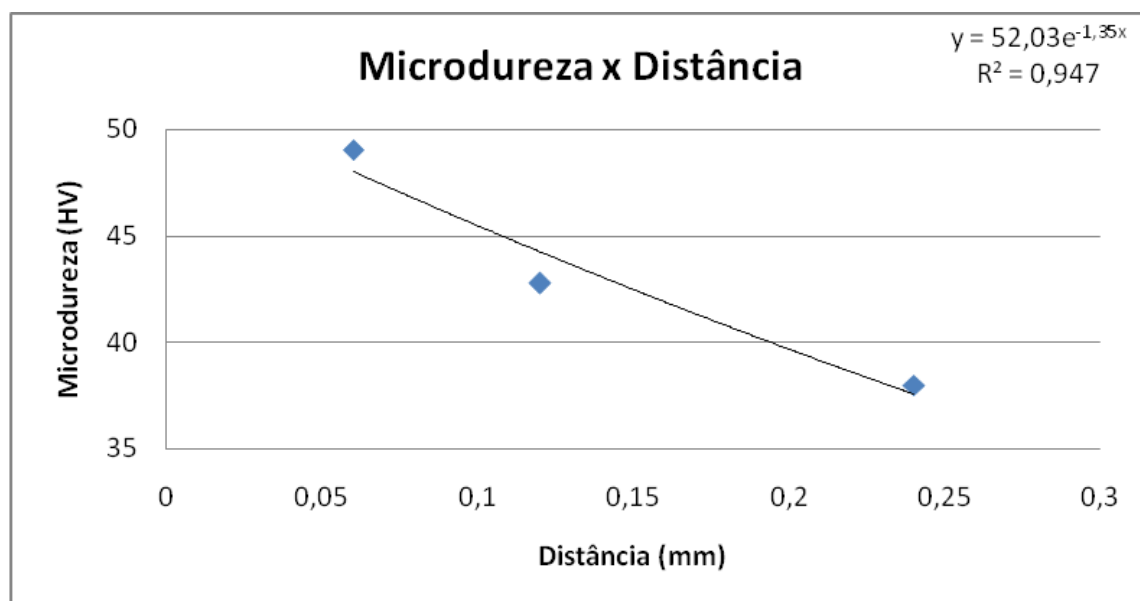


Figura 4.15 - Microdureza em função da distância relativa à superfície usinada no teste 1.

4.7 FORÇA RESIDUAL NO CORTE ORTOGONAL SIMULADO

As figuras 4.16, 4.17 e 4.18 mostram as curvas extrapoladas e as forças residuais, obtidas na usinagem a seco do alumínio série 1000, do ferro fundido GH - 190 e do aço ABNT 1045, respectivamente, com velocidade de corte $v_c = 150 \text{ mm/min}$, $a_p = 3 \text{ mm}$, $h = 5 \mu\text{m}$ à $25 \mu\text{m}$ e ferramenta de aço-rápido com raio de arredondamento $r_e = 35,7 \mu\text{m}$. Nestes ensaios o avanço foi variado de cinco em cinco micrometros e observa-se que a força residual do alumínio atingiu um valor próximo de 8N, do ferro fundido 17N e do aço 42N .

Conforme relações apresentadas no item 2.7, calcula-se que a ferramenta utilizada no processo de simulação do corte ortogonal propõe que o cavaco se forme

para valores de espessura indeformada superiores ao intervalo de 7,5µm a 10µm. Quanto às forças de corte, nota-se para o alumínio limites entre 27N e 32N, as quais superam as forças mínimas extrapoladas em aproximadamente 30%; para o ferro fundido limites entre 13N e 48N, sendo que as mesmas apresentaram a força mínima extrapolada dentro do intervalo proposto; e o aço ABNT 1045 apresentou limites entre 38N e 152N no qual está contida a força mínima extrapolada. Para o ferro fundido e o aço ABNT 1045 nota-se que ambas as metodologias propostas detêm os valores de forças mínimas necessárias para começar a cisalhar o material, o que reforça a hipótese de que estes valores realmente representam limites mínimos necessários para iniciar a formação do cavaco.

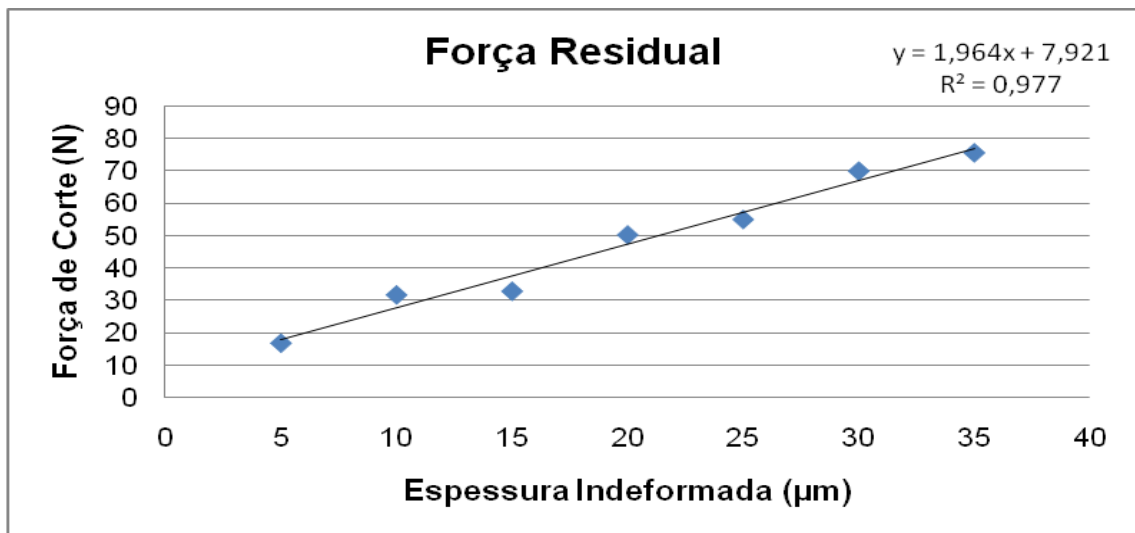


Figura 4.16. Força de Corte em função da espessura indeformada (Alumínio).

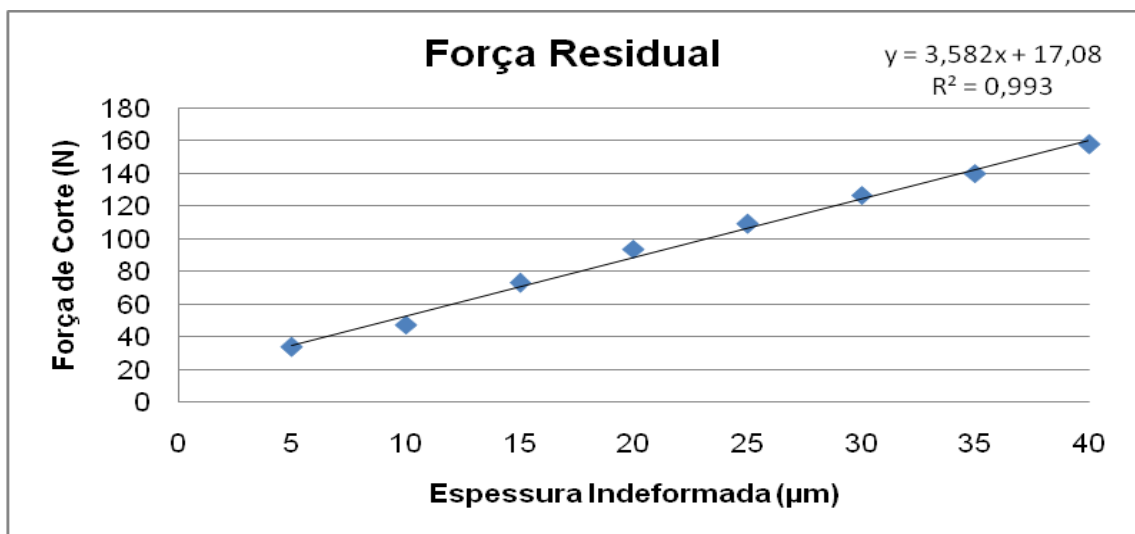


Figura 4.17. Força de Corte em função da espessura indeformada (Ferro Fundido Cinzento).

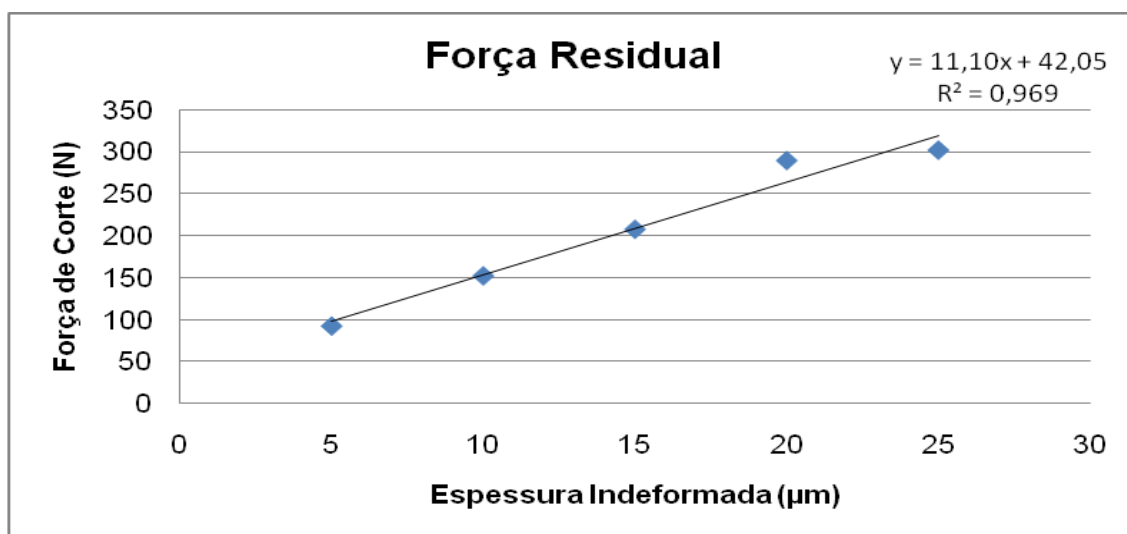


Figura 4.18. Força de Corte em função da espessura indeformada (Aço ABNT 1045).

4.7.1 COMPARAÇÃO DAS FORÇAS DE CORTE NO CORTE ORTOGONAL SIMULADO E NO TORNEAMENTO

A tabela 4.7 mostra as forças de corte, pressão específica e razão h/r_e encontradas no intervalo de espessura mínima através da média do valor extrapolado de uma curva de força de corte para uma espessura indeformada de material tendendo a zero e o valor mínimo sugerido pelo raio de arredondamento da ferramenta, bem como os valores máximos pertinentes ao raio de arredondamento da ferramenta na usinagem do alumínio. No torneamento utilizou-se de parâmetros em escalas macro e micrométricas o que acarretou um incremento de forças de corte 44% maiores que o corte ortogonal simulado. No entanto, mesmo com a diferença incremental, a espessura mínima indeformada de cavaco se manteve no intervalo de $6\mu\text{m}$ a $10\mu\text{m}$ em ambos os processos de usinagem propostos. Isso nos leva a crer que tanto em escalas macro como micrométricas a espessura mínima indeformada de cavaco pode realmente apresentar-se neste intervalo.

Tabela 4.7. Forças de corte (no corte ortogonal e torneamento), pressão específica e razão h/r_e na usinagem a seco do alumínio.

h (μm)	Corte Ortogonal simulado			Torneamento
	Fc (N)	Ks (N/mm^2)	h/r_e	Fc (N)
6	19,70	1030,00	0,17	62,85
7	21,67	1020,00	0,2	73,74
8	25,20	1009,00	0,22	76,12
9	28,35	999,80	0,25	78,31
10	31,50	1049,00	0,28	80,78

4.7.2 PRESSÃO ESPECÍFICA DE CORTE E CONTATO ENTRE O MATERIAL DA PEÇA E AS SUPERFÍCIES DA FERRAMENTA DE USINAGEM

As figuras 4.19, 4.20 e 4.21 mostram a representação gráfica do valor de K_s em função da espessura indeformada do material (h) para o par ferramenta-peça, bem como a equação proposta para seu cálculo quando se tratar de alumínio série 1000, ferro fundido GH – 190 e aço ABNT 1045, respectivamente.

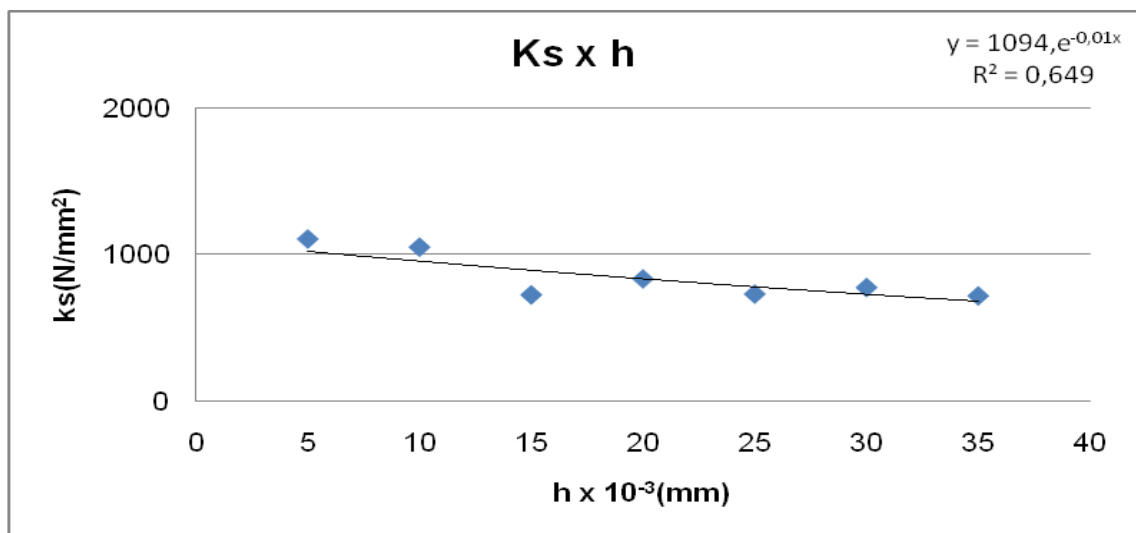


Figura 4.19. Pressão específica em função da espessura do material (Alumínio).

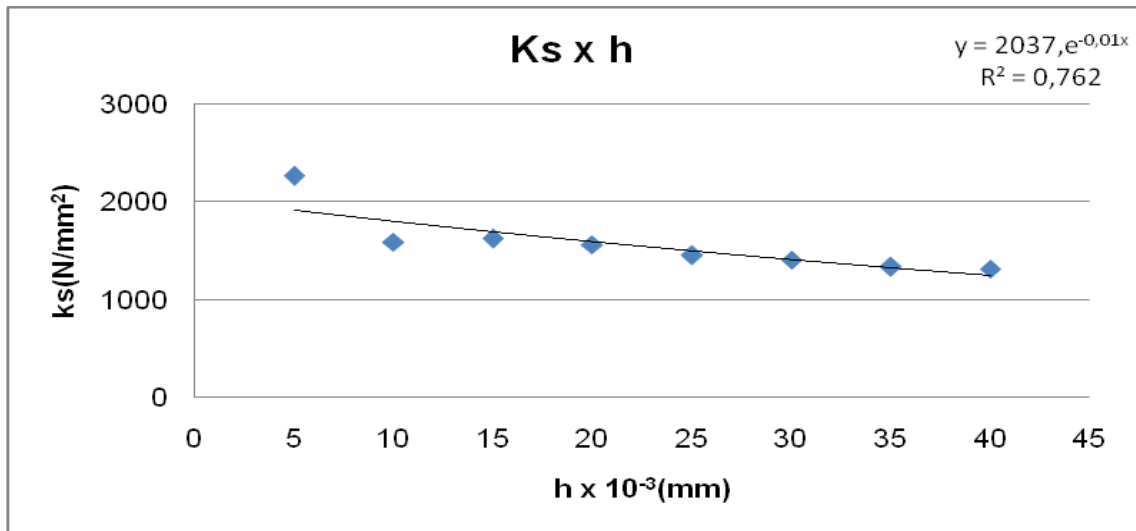


Figura 4.20. Pressão específica em função da espessura do material (Ferro Fundido).

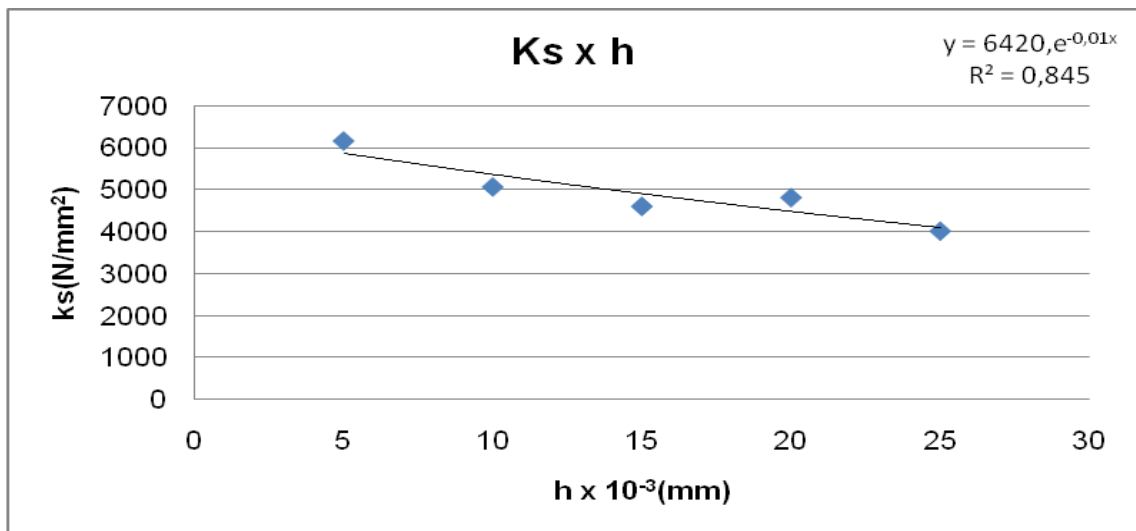


Figura 4.21. Pressão específica em função da espessura do material (Aço ABNT 1045).

A figura 4.22 mostra o comportamento da pressão específica de corte para os três materiais analisados, onde pode-se observar com certa facilidade que para ambos os materiais, menores espessuras indeformadas proporcionaram aumentos significativos na pressão específica de corte e que as propriedades do material são fatores determinantes, pois apresentaram-se maiores no aço ABNT 1045, em seguida pelo ferro fundido GH - 190 e por fim pelo alumínio série 1000.

A pressão específica de ambos os materiais abaixo do intervalo de valores sugeridos para a formação do cavaco entre $6\mu\text{m}$ e $10\mu\text{m}$, tendem a valores altíssimos devido ao aumento da área de contato peça e superfície de folga da ferramenta, enfatizando novamente a existência do trabalho redundante causado pelo sulcamento e deslizamento da peça, que conduz à recuperação elástica ou deformação elástico-plástica da camada subsuperficial da peça, utilizando uma fração muito alta de energia até que seja superada a espessura mínima indeformada de cavaco, bem como a energia mínima necessária na formação do mesmo e K_s reduza significativamente seus valores atingindo então a consistência.

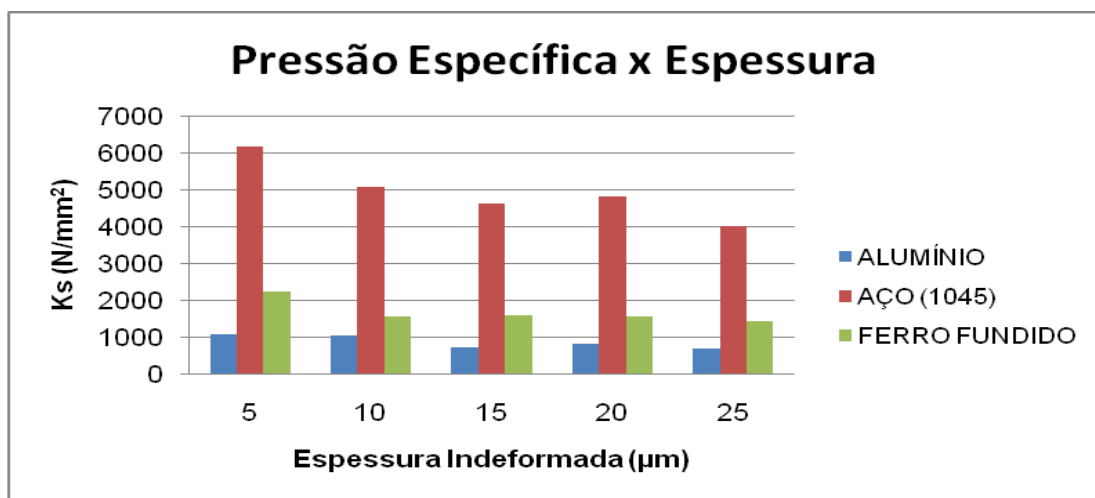


Figura 4.22. Pressão específica em função da espessura do material.

A tabela 4.8 mostra o intervalo com 95% de confiança de que o valor médio de força de corte residual, pressão específica e a razão h/r_e estão compreendidas entre os limites mínimo e máximo, bem como sua variabilidade no corte ortogonal simulado de acordo com a tabela 4.7. A força mínima necessária para começar a formar cavacos está entre 19N e 31N, a pressão específica de corte está entre 997N/mm^2 e 1.045N/mm^2 , a razão h/r_e está compreendida entre 0,17 e 0,27, ou seja, a espessura mínima indeformada de cavaco (h_m) também se encontra no intervalo de $6\mu\text{m}$ à $10\mu\text{m}$ para o corte ortogonal simulado. A grandeza que apresentou maior homogeneidade de dados foi novamente a pressão específica de corte, o que já havia sido observado no torneamento. A força de corte e a razão h/r_e apresentaram maior heterogeneidade de dados.

Tabela 4.8. Intervalo de confiança para 95% e coeficiente de variabilidade para força de corte residual, pressão específica e razão h/r_e no corte ortogonal simulado.

	Fc (N)	Ks (N/mm ²)	h/re
Média	25,28	1021,40	0,22
Desvio padrão	4,80	19,32	0,04
gl	4	4	4
$t_{0,05(4)}$	2,78	2,78	2,78
IC _{95%}	$25,28 \pm 5,94$	$1021,40 \pm 23,98$	$0,22 \pm 0,05$
L _{mín}	19,34	997,02	0,17
L _{máx}	31,22	1044,98	0,27
CV	18,99%	1,89%	18,18%

A figura 4.23 ilustra as regiões I, II e III do sistema peça-ferramenta e permite visualizar as áreas de contato na superfície de folga, na superfície de arredondamento e na superfície de saída da ferramenta, respectivamente, obtidas na simulação do corte ortogonal a seco do ferro fundido GH - 190, aço ABNT 1045 e alumínio série 1000, utilizando-se de uma câmera de alta precisão à uma taxa de 27 quadros por segundo, com velocidade de corte $v_c = 2,5$ mm/s, $a_p = 3$ mm, $\alpha_0 = 5^\circ$, $\gamma_0 = 0^\circ$, $\chi_r = 90^\circ$ e $h = 10$ μ m, $h = 15$ μ m e $h = 20$ μ m.

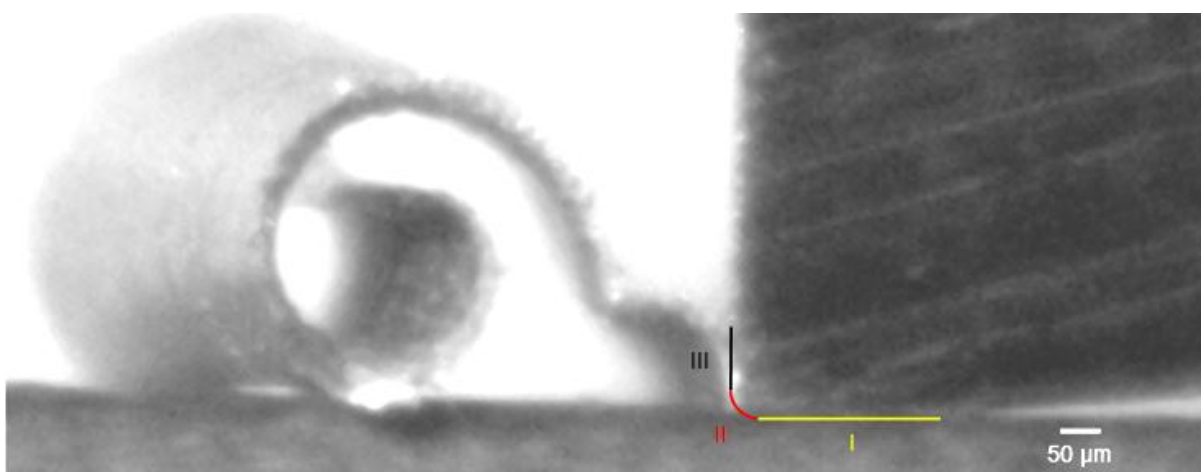


Figura 4.23 – Regiões especificadas para medição da superfície de contato total durante o corte do aço ABNT 1045 utilizando $h = 15$ μ m.

A figura 4.24 mostra os resultados da média das áreas de contato na região I representada na figura 4.23, após dez medições para cada espessura indeformada (h) proposta em cada um dos materiais sob as mesmas condições. Pode-se observar que o ferro fundido e o aço ABNT 1045 apresentaram maiores áreas de contato para menores valores de espessura indeformada de cavaco e foram diminuindo gradativamente com o seu aumento, ou seja, com o aumento desta espessura houve um aumento no volume de cavacos gerados por estes materiais reduzindo assim a quantidade de material que flui pela superfície de folga, as forças de corte e conseqüentemente a pressão específica de corte. Pode-se observar também que o comportamento do alumínio foi contrário aos demais materiais, pois o mesmo apresentou um aumento na área de contato na superfície de folga da ferramenta com o aumento da espessura indeformada de cavaco, comportamento este que podemos atribuir a baixíssima velocidade, que pode ter favorecido a adesão de material nesta região da superfície de corte.

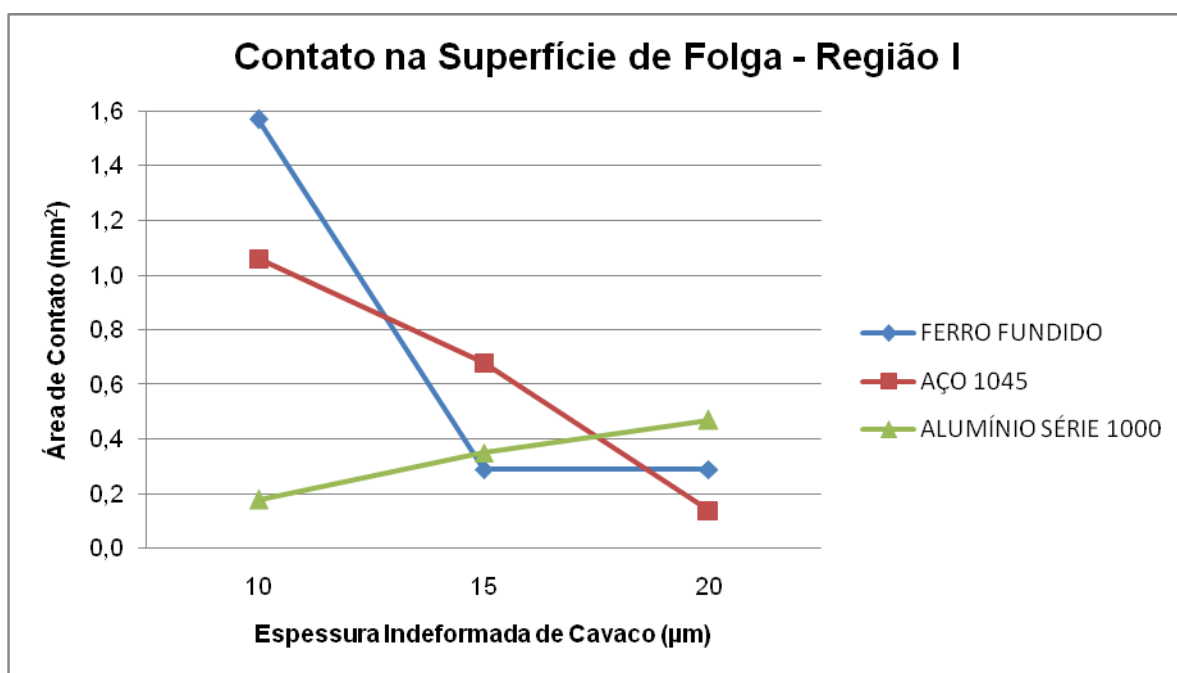


Figura 4.24 – Área de contato na superfície de folga da ferramenta para os três materiais utilizados com $v_c = 2,5$ mm/s e $a_p = 3$ mm.

A média das áreas de contato na região III ilustrada na figura 4.23, após as dez medições para cada espessura indeformada (h) proposta para os três materiais, apresentou um comportamento similar aos da região I, ou seja, o aumento da espessura indeformada de cavaco resultou em uma diminuição dessas áreas para o ferro fundido e o aço ABNT 1045, sendo que o alumínio série 1000 apresentou o mesmo comportamento adverso conforme figura 4.25.

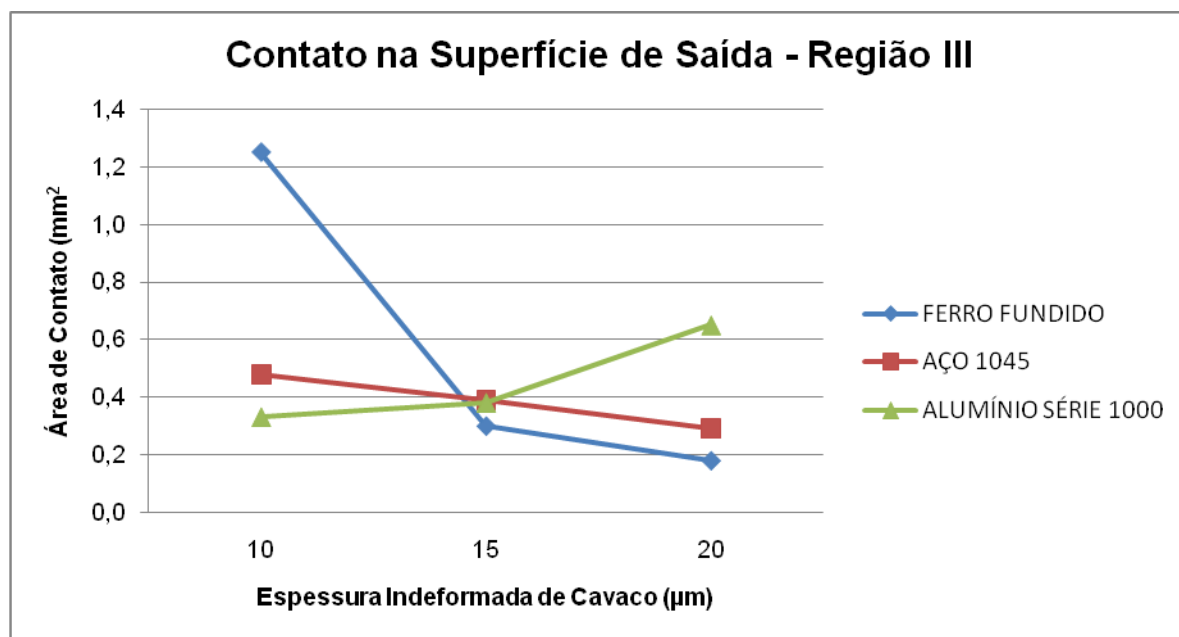


Figura 4.25 – Área de contato na superfície de saída da ferramenta para os três materiais utilizados com $v_c = 2,5 \text{ mm/s}$ e $a_p = 3 \text{ mm}$.

A figura 4.26 mostra, o percentual da área de contato atribuída à superfície de folga da ferramenta relativo a área de contato total durante o corte dos materiais analisados. Na condição que foi utilizada a menor espessura indeformada de cavaco (h), este percentual chegou a superar 60% da área de contato total durante o corte, reduzindo significativamente com o aumento da mesma, que atingiu valores mínimos superiores a 20%, percebendo-se então, a influência marcante do contato na superfície de folga com a variação da espessura indeformada de cavaco.

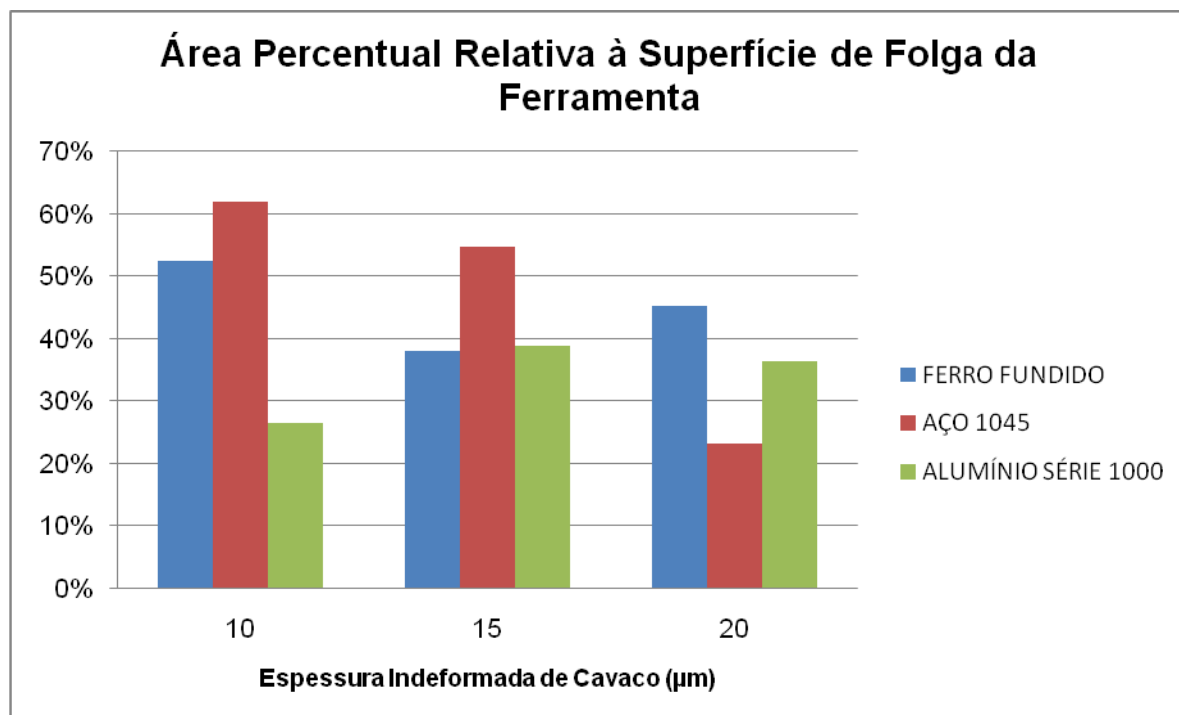


Figura 4.26 – Percentual atribuído à superfície de folga no contato total durante a usinagem com $v_c = 2,5$ mm/s e $a_p = 3$ mm.

Quanto ao comportamento da área de contato atribuída à superfície de saída da ferramenta, observa-se na figura 4.27 que o ferro fundido e o alumínio apresentaram percentuais entre 40% e 50% na menor espessura indeformada de cavaco estabelecida, ficando abaixo dos 30% para o aço ABNT 1045. Nota-se que com o aumento da espessura indeformada, o ferro fundido apresentou uma redução notável do contato nesta região, provavelmente devido a baixa ductilidade do ferro, que predispõe a formação de cavacos quebradiços, o que leva à redução do comprimento de contato cavaco-ferramenta. O aço ABNT 1045 e o alumínio apresentaram um aumento percentual com o aumento da espessura indeformada de cavaco, pois os mesmos produzem cavacos contínuos, que levam ao aumento do comprimento de contato cavaco-ferramenta.

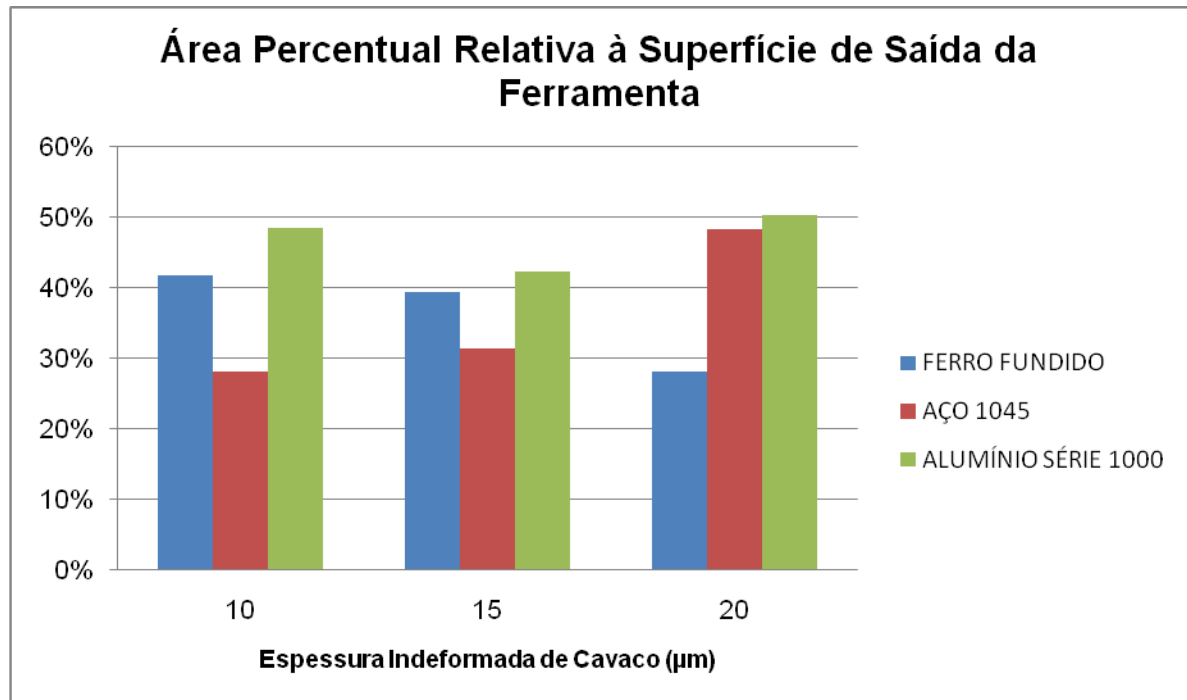


Figura 4.27 – Percentual atribuído à superfície de saída no contato total durante a usinagem com $v_c = 2,5$ mm/s e $a_p = 3$ mm.

Quanto a área de contato na superfície de arredondamento da ferramenta no corte ortogonal simulado com materiais de ferro fundido GH - 190, aço ABNT 1045 e alumínio série 1000, utilizando ferramenta de aço rápido; a área de contato na região II, conforme figura 4.23, foi obtida através de uma aproximação, calculada através da seguinte expressão:

$$A_{II} \geq \frac{\pi \cdot r_e}{2} \cdot a_p \quad (4.2)$$

Como (r_e) é igual ao raio de arredondamento da ferramenta ($r_e = 35,7\mu\text{m}$) e o ângulo de posição ($\chi_r = 90^\circ$), obtemos uma área de contato na superfície de aproximadamente: $A_{II} \geq 0,17 \text{ mm}^2$.

Considerando os ensaios de torneamento cilíndrico externo no alumínio utilizando ferramentas de metal duro revestidas; a superfície de contato na região II, ou seja, no arredondamento da ferramenta foi obtida através de uma aproximação, calculada a partir da seguinte expressão:

$$A_{||} \geq \frac{\pi \cdot \sin \chi \cdot H}{2} \cdot a_p \quad (4.3)$$

Onde,

H é igual ao quociente do raio de arredondamento da ferramenta ($r_e = 61\mu\text{m}$) pelo seno do ângulo de posição ($\sin 75^\circ$), resultando na seguinte aproximação da superfície: $A_{||} \geq 0,29 \text{ mm}^2$.

A figura 4.28 mostra, o percentual da área de contato atribuída à superfície de arredondamento da ferramenta relativo a área de contato total durante o corte dos materiais analisados na simulação do corte ortogonal. Verifica-se que o percentual da área de contato atribuída à superfície no arredondamento da ferramenta para o ferro fundido e o aço ABNT 1045 limitou-se a 10% da área de contato total durante a usinagem quando utilizada a menor espessura indeformada de cavaco, ou seja, com a diminuição da espessura indeformada de cavaco a participação do arredondamento da ferramenta no corte tende a ser menor, pois o mesmo deve ser grande o suficiente para superar a espessura mínima indeformada de cavaco (h_m) e iniciar a remoção de material. Com o aumento da espessura indeformada destes materiais, observou-se também um aumento no percentual da área relativa ao arredondamento da ferramenta, que chegou a representar valores superiores a 25% em relação ao contato total durante o corte, sendo então, efetiva a participação do raio de arredondamento da ferramenta no corte em micro-escala. O alumínio série 1000 por sua vez, apresentou uma maior efetividade desta área de contato nas menores espessuras indeformadas de cavaco, vindo a reduzir gradativamente, atingindo um percentual mínimo de aproximadamente 13% na maior espessura indeformada de cavaco analisada, devido a grande efetividade do contato nas superfícies de folga e de saída durante o corte deste material. De acordo com Grzesik (1998), quando $h > h_m$ a deformação elástica diminui significativamente e toda profundidade de corte é removida na forma de cavaco e pode-se presumir que, sob condições de atrito a seco a proporção de h_m com relação ao raio de arredondamento da ferramenta é cerca de $h_m \approx 0,1 \cdot r_e$.

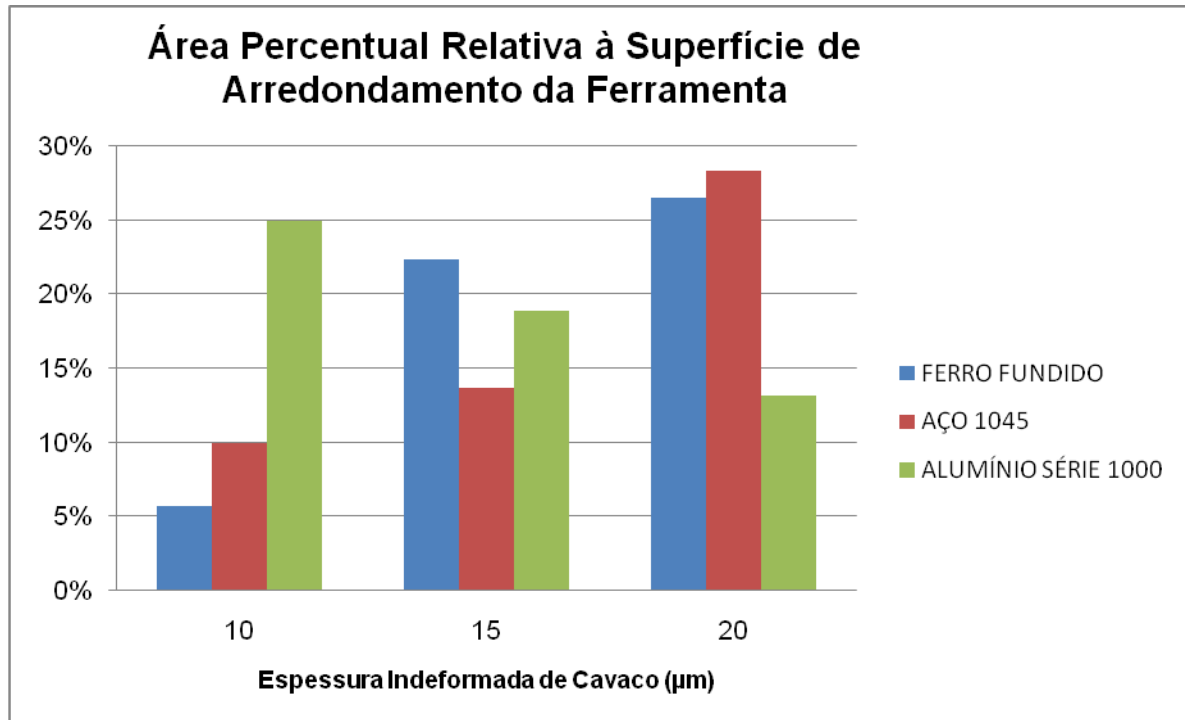


Figura 4.28 – Percentual atribuído à superfície de arredondamento no contato total durante a usinagem com $v_c = 2,5 \text{ mm/s}$ e $a_p = 3 \text{ mm}$.

Uma previsão mais exata do início da micro-usinagem pode ser feita baseando-se na teoria mecânica do atrito, que considera o efeito do encruamento e de aderência no contato. A figura 4.29 (Komanduri et al., 1998) mostra a progressão do comportamento da razão entre a força de corte e a força tangencial ou de atrito (F_c/F_t), do corte convencional a um entalhe de escorregamento. Observa-se inicialmente um ângulo de saída positivo que resultou em uma razão igual a 2, ou seja, a medida que estes ângulos aumentam, a deformação do cavaco diminui, provocando uma diminuição na pressão específica de corte (K_s). Conforme a força de corte diminui significativamente em comparação à força de atrito, a razão tende a valores muito pequenos, inferiores a 0,5 e os ângulos de saída tendem a valores negativos muito altos, aumentando conseqüentemente o contato entre a superfície de folga da ferramenta e a peça, acarretando um aumento na pressão específica de corte (K_s).

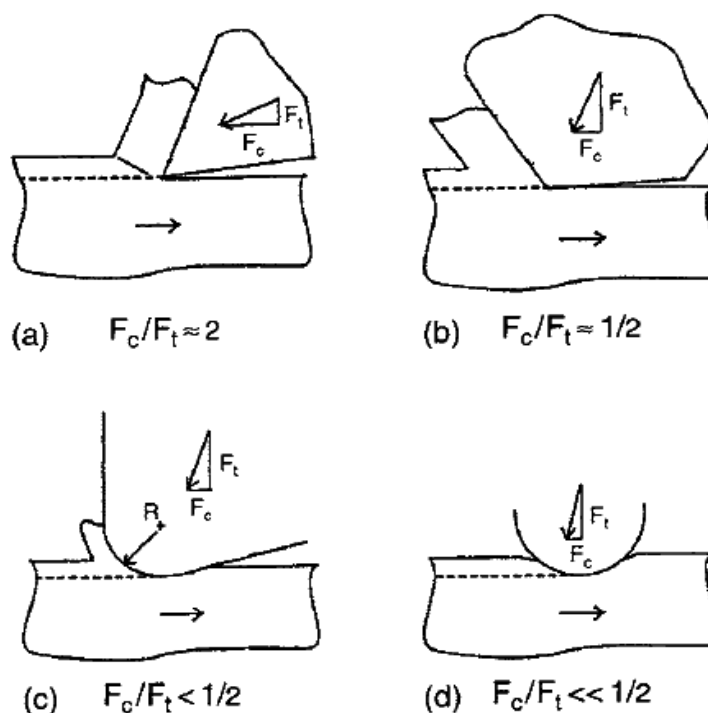


Figura 4.29 – Progressão da interação ferramenta/peça e as razões resultantes entre as forças de corte e tangencial: (a) Corte convencional, (b) Retificação, (c) Usinagem de ultra-precisão com pequenas profundidades de corte e (d) Entalhe de escorregamento (Komanduri et al., 1998).

A figura 4.30 (Inamura et al., 1993) mostra a distribuição de energia dissipada na deformação plástica onde é notável que os pontos de deformação são mais densos em torno da zona de cisalhamento secundária, onde os cavacos sofrem altíssimas deformações ao atravessarem a superfície de saída da ferramenta. A distribuição de energia apresenta uma grande quantidade consumida para a deformação plástica, cerca de 52% para a região I e na superfície de folga da ferramenta cerca de 42%, na região II. Em especial a fração de energia consumida na região II é consideravelmente maior, em comparação com o corte em macro-escala, pois mesmo sendo relativamente baixo a fração dissipada na geração da nova superfície, cerca de 6%, sugere que na usinagem com espessuras indeformadas de cavaco muito pequenas, uma fração significativa da energia não seja dissipada na remoção de material, mas sim no trabalho plástico redundante, resultante do sulcamento e do deslizamento da peça na superfície de folga da ferramenta.

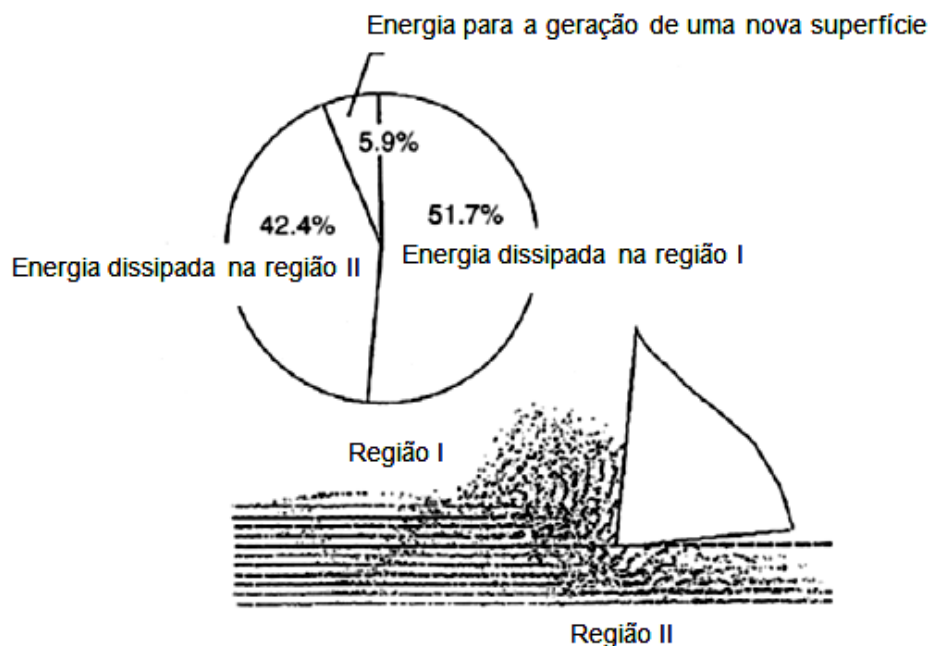


Figura 4.30 – Distribuição de energia dissipada (Inamura et al., 1993).

4.7.3 ANÁLISE ESTATÍSTICA DE SIGNIFICÂNCIA DO EFEITO DA VELOCIDADE DE CORTE, ÂNGULO DE FOLGA E ESPESSURA INDEFORMADA DE CAVACO NA FORÇA DE CORTE.

Foi feito um planejamento composto central (PCC) utilizando a velocidade de corte, a espessura indeformada de cavaco e o ângulo de folga como variáveis de entrada e como variável de saída a força de corte no aço 1045, no ferro fundido e no alumínio série 1000.

A tabela 4.9 mostra a variação dos parâmetros utilizados nos primeiros testes de simulação do corte ortogonal bem como os resultados das forças de corte encontradas nos três materiais.

Tabela 4.9 - Parâmetros e forças de corte obtidas.

TESTE	PARÂMETROS			FORÇA DE CORTE		
	Vc (mm/min)	α (°)	h (mm)	AÇO 1045	FOFO	ALUMÍNIO SÉRIE 1000
1	300	1,0	25	439	116	191
2	300	2,0	55	752	244	404
3	300	3,0	25	226	93	179
4	300	3,5	55	572	231	366
5	600	1,0	25	290	171	201
6	600	2,0	55	563	201	321
7	600	3,0	25	172	116	213
8	600	3,5	55	637	177	374
9	200	1,0	40	529	140	271
10	700	5,0	40	625	182	293
11	450	1,0	40	490	192	266
12	450	2,0	40	360	109	260
13	450	3,0	15	80	67	119
14	450	3,5	65	557	226	361
15	450	5,0	40	437	144	244
16	450	5,0	40	477	121	275

A Tabela 4.10 apresenta os coeficientes das superfícies de resposta, para cada material considerado nesta análise, obtidos com o uso do *software* Statística®. Esta tabela também apresenta os níveis de significância (p) para uma confiabilidade de 95% e os respectivos coeficientes de correlação R^2 . Apenas a espessura indeformada (h) na usinagem de ferro fundido, apresentou-se estatisticamente significativa.

Tabela 4.10: Coeficientes das superfícies de resposta para cada material utilizado.

	Aço		Alumínio		FoFo	
	Coeficientes	P	Coeficientes	p	Coeficientes	P
Independente	503.033	0.358	63.135	0.704	-80.727	0.608
V_c (L)	-1.375	0.411	-0.105	0.837	0.017	0.971
V_c (Q)	0.001	0.609	0.000	0.273	0.000	0.699
α (L)	-216.114	0.138	-26.290	0.532	6.158	0.874
α (Q)	24.285	0.283	8.066	0.259	-6.174	0.351
h (L)	14.546	0.345	2.815	0.551	12.281	0.026
h (Q)	-0.034	0.856	0.058	0.335	-0.056	0.322
$V_c - \alpha$	0.159	0.437	-0.050	0.430	0.036	0.540
$V_c - h$	0.000	0.978	-0.008	0.123	-0.007	0.140
$\alpha - h$	-0.193	0.939	-0.119	0.880	0.314	0.676
R^2	0.902		0.883		0.954	

Observar-se pelas figuras 4.31(a), 4.31(b) e 4.31(c) que a variação da velocidade de corte (V_c) proporciona um maior aumento na sensibilidade da resposta do que as outras variáveis nos três materiais analisados. O menor valor de força de corte (F_c) é obtido com os maiores valores de ângulo de folga. As reduções da força de corte observadas nestes gráficos acompanham a diminuição da velocidade, para o alumínio e o ferro fundido. Este comportamento pode ser explicado por um provável aumento da resistência ao cisalhamento destes materiais na zona de cisalhamento, e por um ligeiro aumento na área de contato cavaco-ferramenta, visto que tanto o alumínio quanto o aço possuem uma ductilidade considerável, enquanto que o ferro fundido é um material extremamente frágil, podendo associar este comportamento atípico de seus parâmetros às baixíssimas velocidades utilizadas nestes testes.

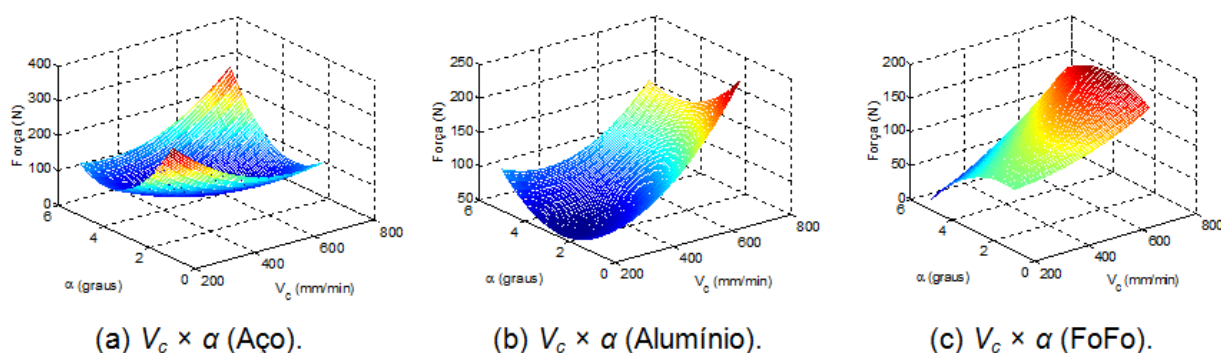


Figura 4.31 - Superfícies de Resposta para a força de corte (F_c), em relação a velocidade de corte (V_c) e o ângulo de folga (α).

As figuras 4.32(a), 4.32(b) e 4.32(c) mostram que a variação da espessura indeformada (h) proporciona um maior aumento na sensibilidade da resposta para os três materiais.

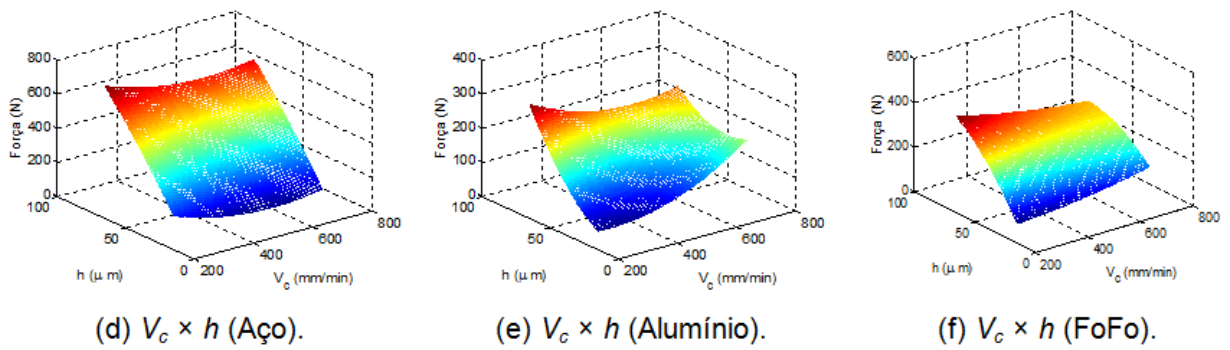


Figura 4.32 - Superfícies de Resposta para a força de corte (F_C), em relação a velocidade de corte (V_C) e a espessura indeformada (h).

Pode-se observar pelas figuras 4.33(a), 4.33(b) e 4.33(c) que a variação da espessura indeformada (h) proporciona um maior aumento na sensibilidade da resposta quando comparada ao ângulo de folga (α).

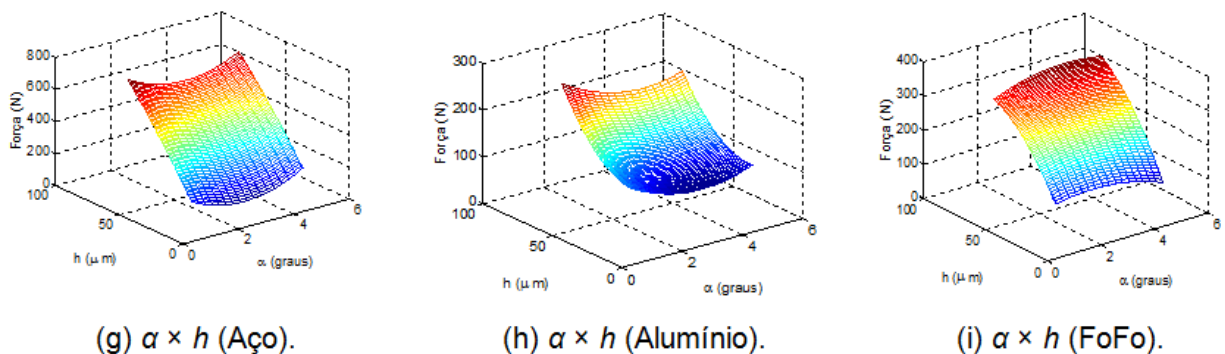


Figura 4.33 - Superfícies de Resposta para a força de corte (F_C), em relação ao ângulo de folga (α) e a espessura indeformada (h).

4.7.4 OTIMIZAÇÃO USANDO O ALGORITMO DE EVOLUÇÃO DIFERENCIAL

De posse dos meta-modelos, que representam a força residual de cada um dos materiais utilizados em função das variáveis de estudo, é possível determinar as condições ótimas de operação. Neste caso, tem-se a formulação de um problema de otimização e para a resolução deste problema é empregado o algoritmo de Evolução Diferencial. Para esta finalidade, alguns pontos devem ser destacados:

- Função Objetivo: minimização da força residual de cada um dos materiais utilizados.
- Variáveis de projeto consideradas na otimização: $200 \text{ mm/min} \leq V_c \leq 700 \text{ mm/min}$, $1^\circ \leq \alpha \leq 5^\circ$ e $15 \text{ }\mu\text{m} \leq h \leq 65 \text{ }\mu\text{m}$.
- Parâmetros utilizados no algoritmo de ED: população com 25 indivíduos, taxa de perturbação e probabilidade de cruzamento iguais a 0.8, estratégia 7 (Storn e Price, 1995) para a geração de candidatos em potencial e 100 gerações.
- Todos os estudos de caso foram executados 10 vezes a partir de diferentes sementes aplicadas no gerador de números aleatórios para a obtenção da média e do desvio padrão apresentados a seguir. É importante enfatizar que com este conjunto de parâmetros é necessário, em cada execução do algoritmo, 2525 avaliações da função objetivo.

A Tabela 4.11 apresenta os melhores resultados, dentre todas as 10 execuções, obtidos pelo algoritmo de ED considerando diferentes limites de estabilidade. Também é apresentado para cada estudo de caso o desvio padrão referentes a estas execuções.

Tabela 4.11: Resultados obtidos pelo algoritmo de ED para diferentes LPE.

Material		V_c (mm/min)	α (graus)	h (μm)	Função Objetivo (N)
Aço	Melhor	444.778	3.053	15.000	73.459
	Média	444.778	3.053	15.000	73.459
Alumínio Série 1000	Melhor	258.701	2.553	15.000	52.560
	Média	258.701	2.553	15.000	52.560
Ferro Fundido	Melhor	200.000	5.000	15.000	16.395
	Média	200.000	5.000	15.000	16.395

Nesta tabela é possível observar que, para cada estudo de caso (material), o algoritmo de ED sempre convergiu para o mesmo valor, assim como constado pelo valor das médias. Pode-se observar ainda que a menor espessura indeformada de cavaco (h) proporcionou os menores valores das forças de corte para os três

materiais, sendo este comportamento também observado em operações com escalas macrométricas.

Do ponto de vista da usinagem observa-se que menores espessuras indeformadas de cavaco proporcionaram as menores forças de corte para os três materiais, devido a diminuição das áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário. A velocidade de corte para o ferro fundido apresentou uma condição ótima menor que no alumínio que por sua vez foi menor que a do aço ABNT 1045. Quanto aos ângulos de folga observa-se maiores valores para o ferro fundido, o que diminui o atrito peça-ferramenta e com isso reduz a pressão específica de corte, valores intermediários para o aço ABNT 1045 e menores para o alumínio, que tenderiam a aumentar o atrito peça-ferramenta, mas no entanto, estão interagindo com velocidades maiores que consequentemente sugerem uma redução da resistência ao cisalhamento fazendo com que a força de corte tenha uma tendência a sofrer uma ligeira redução.

A Figura 4.34 apresenta a evolução do valor da função objetivo em relação ao número de gerações utilizadas para cada material empregado na análise. É importante destacar que, em todos os estudos de caso, rapidamente o algoritmo de ED consegue encontrar a região onde o ótimo se localiza, sendo que a maior parte do número de gerações utilizadas é utilizada para o refinamento da solução.

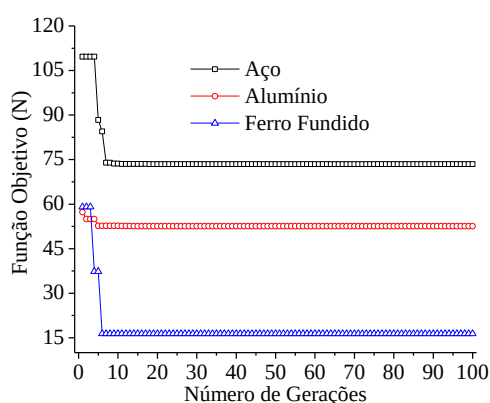


Figura 4.34 - Função objetivo versus número de gerações para cada material utilizado.

Neste item o algoritmo de Evolução Diferencial em associação com a Metodologia de Superfície de Respostas foi empregado para determinar as condições ótimas de operação no processo de usinagem através da minimização da força de corte residual. Para essa finalidade foram estudados três materiais: aço, alumínio e ferro fundido. Os resultados obtidos com a aplicação da metodologia proposta demonstram que pode ser obtido uma condição ótima de operação.

Em função dos resultados experimentais obtidos, para investigar a força residual do aço ABNT 1045, do alumínio e do ferro fundido pode-se concluir que a força de corte residual com a espessura indeformada (h) tendendo a $15\mu\text{m}$, foi estimada entre 16N e 73N. Os valores propostos para a espessura indeformada de cavaco, bem como as interações entre velocidade de corte e ângulo de folga podem ser empregados para prever forças de usinagem e selecionar os melhores parâmetros para os materiais apresentados.

A temperatura obtida na zona de fluxo e a alta taxa de tensão certamente afetaram o comportamento dos materiais durante o corte, e não existe meios de testá-los sob tais condições, pois seus comportamentos fundamentais são desconhecidos.

4.8 MODELAGEM MATEMÁTICA

Esta seção tem como objetivo a determinação de equações para prever o comportamento da força de corte residual em função da velocidade de corte, profundidade de corte, módulo de elasticidade do material da peça, raio de arredondamento da ferramenta de corte e espessura indeformada de cavaco. Como destacado anteriormente, a determinação de modelos fenomenológicos preditivos não constituem uma tarefa trivial, devido à complexidade oriunda dos fenômenos envolvidos no processo.

Neste cenário, para superar essa dificuldade, propõe-se a utilização do teorema de Buckingham, para a determinação dos grupos adimensionais relevantes, associado ao uso de meta-modelos para descrever o processo de usinagem estudado.

Para a utilização do teorema de Buckingham, faz-se necessário a definição das variáveis e dimensões relevantes para o delineamento, conforme a Tabela 4.12.

Tabela 4.12: Variáveis e dimensões utilizadas no delineamento.

Variáveis e Dimensões Utilizadas		
Variável	Representa	Dimensões Utilizadas
F_c	Força de Corte	M L T⁻²
V_c	Velocidade de Corte	L T⁻¹
ap	Profundidade de Corte	L
E	Módulo de Elasticidade	M L⁻¹ T⁻²
r_e	Raio de Arredondamento	L
h	Espessura Indeformada	L

$$\begin{matrix} & F_c & V_c & ap & E & r_e & h \\
 M & \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \\
 L & \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & -1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \\
 T & \begin{bmatrix} -2 & -1 & 0 & -2 & 0 & 0 \end{bmatrix}
 \end{matrix} \quad (4.4)$$

$$\begin{vmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 1 \\ -2 & -1 & 0 \end{vmatrix} \Rightarrow -1 \neq 0 \quad (4.5)$$

logo o rank da matriz dimensional é $r = 3$, portanto se $n\pi = nv - r$ teremos: $n\pi = 3$, termos:

$$\pi_1 = F_c^{a_1} V_c^{a_2} ap^{a_3} E \quad (4.6)$$

$$\pi_2 = F_c^{b_1} V_c^{b_2} ap^{b_3} r_e \quad (4.7)$$

$$\pi_3 = F_c^{c_1} V_c^{c_2} ap^{c_3} h \quad (4.8)$$

Expoentes:

$$\pi_1 : M^0 L^0 T^0 = (MLT^{-2})^{a_1} (LT^{-1})^{a_2} (L)^{a_3} (ML^{-1}T^{-2}) \quad (4.9)$$

$$M:0 \Rightarrow a_1 + 1 = 0 \Rightarrow a_1 = -1$$

$$L:0 \Rightarrow a_1 + a_2 + a_3 - 1 = 0 \Rightarrow a_2 + a_3 = 2 \Rightarrow a_3 = 2$$

$$T:0 \Rightarrow -2a_1 - a_2 - 2 = 0 \Rightarrow a_2 = 0$$

$$\pi_1 = \frac{(ap)^2 \cdot E}{F_c} \quad (4.10)$$

$$\pi_2 : M^0 L^0 T^0 = (MLT^{-2})^{b_1} (LT^{-1})^{b_2} (L)^{b_3} (L) \quad (4.11)$$

$$M:0 \Rightarrow b_1 = 0$$

$$L:0 \Rightarrow b_1 + b_2 + b_3 + 1 = 0 \Rightarrow b_2 + b_3 = -1 \Rightarrow b_3 = -1$$

$$T:0 \Rightarrow -2b_1 - b_2 = 0 \Rightarrow b_2 = 0$$

$$\pi_2 = \frac{r_e}{ap} \quad (4.12)$$

$$\pi_3 : M^0 L^0 T^0 = (MLT^{-2})^{c_1} (LT^{-1})^{c_2} (L)^{c_3} (L) \quad (4.13)$$

$$M:0 \Rightarrow c_1 = 0$$

$$L:0 \Rightarrow c_1 + c_2 + c_3 + 1 = 0 \Rightarrow c_2 + c_3 = -1 \Rightarrow c_3 = -1$$

$$T:0 \Rightarrow -2c_1 - c_2 = 0 \Rightarrow c_2 = 0$$

$$\pi_3 = \frac{h}{ap} \quad (4.14)$$

4.8.1 DELINEAMENTO DOS EXPERIMENTOS E TABELAS DE LEITURAS FEITAS

Uma vez que existem três π – termos, deve-se manter um termo constante e variar o outro, com o objetivo de analisar a sensibilidade de cada parâmetro no fenômeno analisado. Tem-se então duas possibilidades:

1ª Possibilidade - Manter fixo o terceiro π – termo e variar o segundo π – termo:

$$\pi_2 = \frac{r_e}{ap} \text{ (variável)} \quad \text{e} \quad \pi_3 = \frac{h}{ap} \text{ (fixo)} \quad (4.15)$$

A estratégia nesta possibilidade será fixar (h e ap) e variar (re), ou seja:

$$(\pi_1)_3 = f_1(\pi_2, \overline{\pi_3}). \quad (4.16)$$

2ª Possibilidade - Manter fixo o segundo π – termo e variar o terceiro π – termo:

$$\pi_2 = \frac{r_e}{ap} \text{ (fixo)} \quad \text{e} \quad \pi_3 = \frac{h}{ap} \text{ (variável)} \quad (4.17)$$

A estratégia nesta possibilidade será fixar (re e ap) e variar (h), ou seja:

$$(\pi_1)_2 = f_2(\overline{\pi_2}, \pi_3). \quad (4.18)$$

A figura 4.35 apresenta as estatísticas referentes as forças de corte residuais obtidas em função do raio de arredondamento das ferramentas, após duas réplicas de forças de corte para cada ferramenta, que foram utilizadas na 1ª possibilidade proposta no delineamento. Pode-se observar ainda que a ferramenta de raio de arredondamento 35,7 μ m apresentou a maior variabilidade ao passo que a ferramenta de 61,0 μ m apresentou o maior desvio padrão.

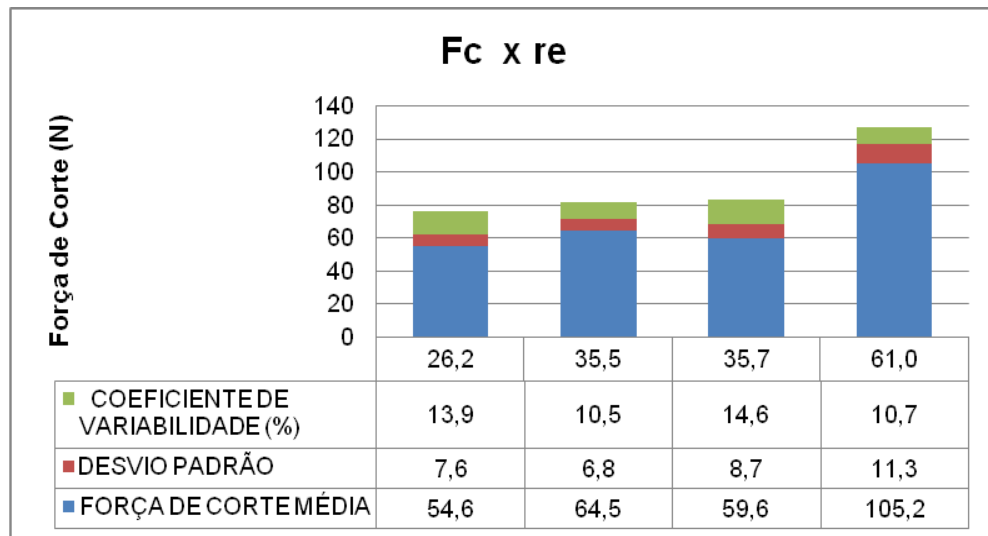


Figura 4.35 - Estatísticas das forças de corte obtidas experimentalmente utilizadas na 1ª possibilidade do delineamento.

As tabelas 4.13, 4.14 e 4.15 apresentam os resultados dos experimentos realizados para cada possibilidade.

Tabela 4.13: Variação do segundo π – termo.

π_3 fixo e π_2 variando e a Força de Corte Residual Obtida				
π_3	$r_e (\mu m)$	π_2	$F_{Cm} (N)$	π_1
$5,0 \cdot 10^{-3}$	26,2	$8,7 \cdot 10^{-3}$	54,6	11538,5
$5,0 \cdot 10^{-3}$	35,5	$11,8 \cdot 10^{-3}$	64,5	9767,4
$5,0 \cdot 10^{-3}$	35,7	$11,9 \cdot 10^{-3}$	59,6	10570,5
$5,0 \cdot 10^{-3}$	61,0	$20,3 \cdot 10^{-3}$	105,2	5988,6

Tabela 4.14: Variação do terceiro π – termo (Corte Ortogonal Simulado).

π_2 fixo e π_3 variando e a Força de Corte Residual Obtida				
π_2	$h(\mu m)$	π_3	$F_c (N)$	π_1
$1,2 \cdot 10^{-2}$	5	$1,7 \cdot 10^{-3}$	16,6	37951,8
$1,2 \cdot 10^{-2}$	10	$3,3 \cdot 10^{-3}$	31,5	20000,0
$1,2 \cdot 10^{-2}$	15	$5,0 \cdot 10^{-3}$	32,6	19325,2
$1,2 \cdot 10^{-2}$	20	$6,7 \cdot 10^{-3}$	50,0	12600,0

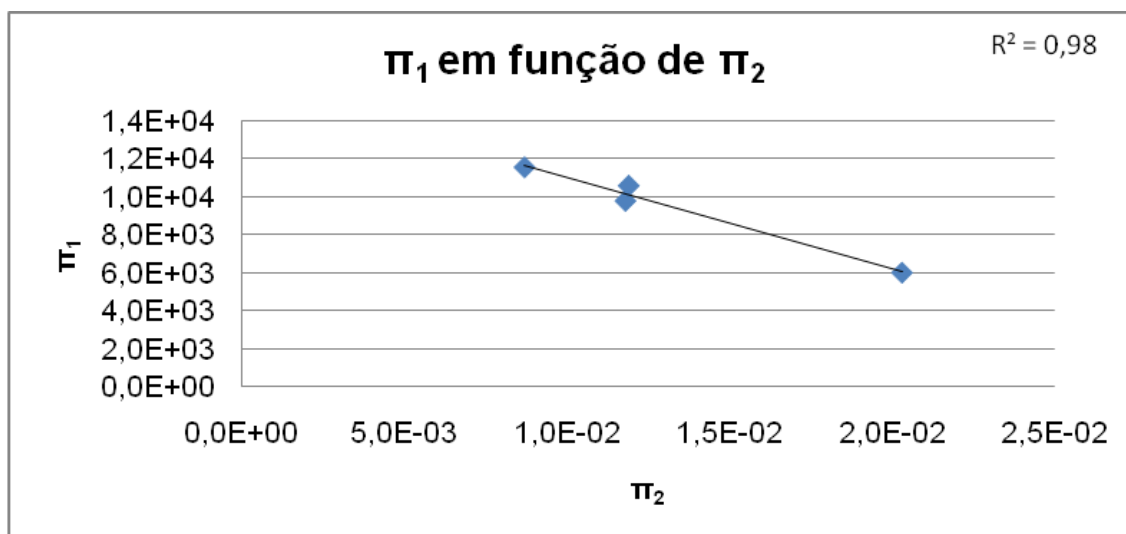
Tabela 4.15: Variação do terceiro π – termo (Torneamento).

π_2 fixo e π_3 variando e a Força de Corte Residual Obtida				
π_2	$h(\mu\text{m})$	π_3	$F_c \text{ (N)}$	π_1
$2,0 \cdot 10^{-2}$	5	$1,7 \cdot 10^{-3}$	41,5	15180,7
$2,0 \cdot 10^{-2}$	10	$3,3 \cdot 10^{-3}$	80,8	7797,0
$2,0 \cdot 10^{-2}$	15	$5,0 \cdot 10^{-3}$	95,2	6617,6
$2,0 \cdot 10^{-2}$	20	$6,7 \cdot 10^{-3}$	108,2	5822,5

4.8.2 DETERMINAÇÃO DAS EQUAÇÕES COMPONENTES

Com base nas tabelas 4.13, 4.14 e 4.15 e suas leituras resultantes de testes laboratoriais, serão calculadas as equações componentes e a equação preditiva, bem como sua faixa de validade. Para isto devemos analisar o comportamento de π_1 em função de π_2 e π_3 . A figura 4.36 nos mostra o gráfico relativo à 1ª possibilidade onde foram plotados os pontos de π_1 em função de π_2 . Através de um gráfico comparativo considerou-se aqueles que apresentaram os maiores coeficientes de determinação, onde observamos que o comportamento de π_1 em função de π_2 mostrou-se próximo da linearidade ou mesmo parabólico. Assim foi utilizada a reta para representar a relação funcional entre π_1 e π_2 , calculada pela seguinte expressão:

$$\pi_1 = -4,83 \cdot 10^5 \cdot \pi_2 + 15,82 \cdot 10^3 \quad (4.19)$$

Figura 4.36 - Variação de π_1 em função de π_2 .

A figura 4.37 nos mostra o gráfico relativo à 2ª possibilidade onde foram plotados os pontos de π_1 em função de π_3 para o corte ortogonal simulado e o maior coeficiente de determinação foi relativo ao comportamento parabólico, sendo a relação funcional entre π_1 e π_3 , calculada pela seguinte expressão:

$$\pi_1 = 1,04 \cdot 10^9 \cdot \pi_3^2 - 13,29 \cdot 10^6 \cdot \pi_3 + 56,25 \cdot 10^3 \quad (4.20)$$

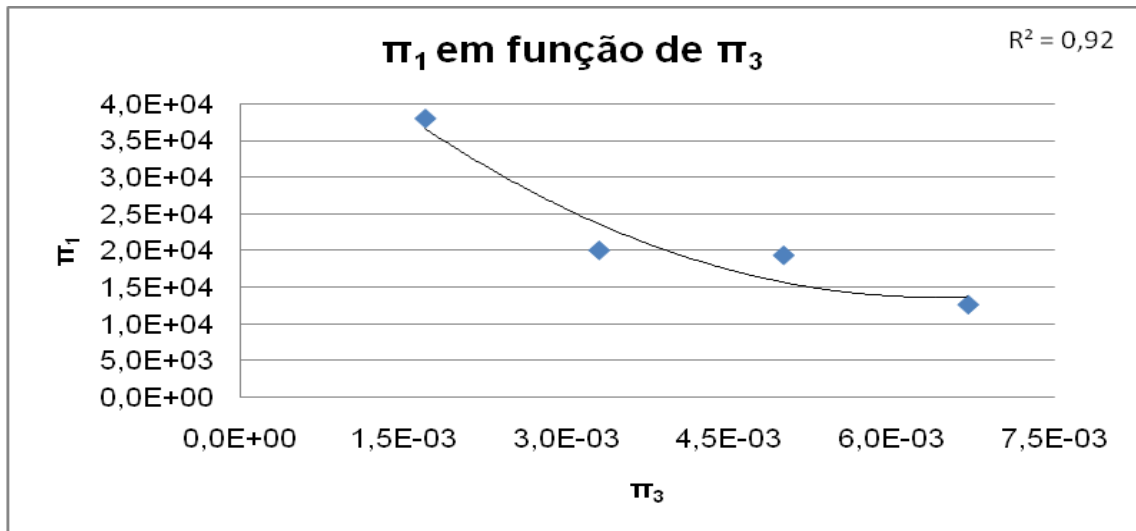


Figura 4.37 - Variação de π_1 em função de π_3 (Corte ortogonal simulado).

A figura 4.38 nos mostra o gráfico relativo à 2ª possibilidade onde foram plotados os pontos de π_1 em função de π_3 para o torneamento e o maior coeficiente de determinação também foi relativo ao comportamento parabólico, sendo a relação funcional entre π_1 e π_3 , calculada pela seguinte expressão:

$$\pi_1 = 6,07 \cdot 10^8 \cdot \pi_3^2 - 68,41 \cdot 10^5 \cdot \pi_3 + 24,71 \cdot 10^3 \quad (4.21)$$

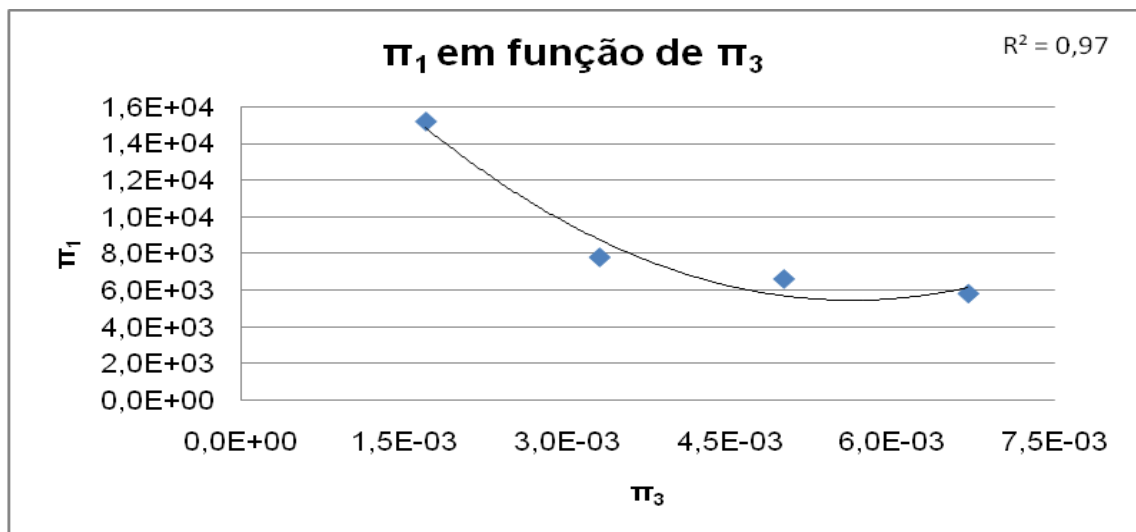


Figura 4.38 - Variação de π_1 em função de π_3 (Torneamento).

Assim as equações componentes são:

$$(\pi_1)_{\bar{3}} = f_1(\pi_2, \bar{\pi}_3) = \pi_1 = -4,83.10^5.\pi_2 + 15,82.10^3 \quad (4.22)$$

$$(\pi_1)_{\bar{2}} = f_2(\bar{\pi}_2, \pi_3) = \pi_1 = 1,04.10^9.\pi_3^2 - 13,29.10^6.\pi_3 + 56,25.10^3 \quad (4.23)$$

$$(\pi_1)_{\bar{2}} = f_2(\bar{\pi}_2, \pi_3) = \pi_1 = 6,07.10^8.\pi_3^2 - 68,41.10^5.\pi_3 + 24,71.10^3 \quad (4.24)$$

4.8.3 DETERMINAÇÃO DAS EQUAÇÕES PREDITIVAS

Inicialmente testou-se quais os melhores resultados das equações preditivas, pela soma e pelo produto das equações componentes. Na operação de corte ortogonal a soma foi testada pela seguinte equação:

$$\pi_1 = f(\pi_2, \pi_3) = f_2(\bar{\pi}_2, \pi_3) + f_1(\pi_2, \bar{\pi}_3) - f(\bar{\pi}_2, \bar{\pi}_3) \quad (4.25)$$

O produto foi testado pela seguinte equação:

$$\pi_1 = f(\pi_2, \pi_3) = \frac{f_2(\bar{\pi}_2, \pi_3) * f_1(\pi_2, \bar{\pi}_3)}{f(\bar{\pi}_2, \bar{\pi}_3)} \quad (4.26)$$

Para a operação de torneamento a soma foi testada pela seguinte equação:

$$\pi_1 = f(\pi_2, \pi_3) = f_2(\bar{\pi}_2, \pi_3) + f_1(\pi_2, \bar{\pi}_3) - f(\bar{\pi}_2, \bar{\pi}_3) \quad (4.27)$$

O produto foi testado pela seguinte equação:

$$\pi_1 = f(\pi_2, \pi_3) = \frac{f_2(\bar{\pi}_2, \pi_3) * f_1(\pi_2, \bar{\pi}_3)}{f(\bar{\pi}_2, \bar{\pi}_3)} \quad (4.28)$$

onde, $f(\overline{\pi_2}, \overline{\pi_3})$ é o parâmetro a ser ajustado através de otimização.

Para cada uma das operações consideradas foi ajustada uma função π_1 como funções de π_2 e π_3 . Neste caso, definiu-se como função objetivo (F_o) a ser minimizada, o somatório da diferença entre os valores preditos pelo modelo e conjunto de dados experimentais, conforme a seguinte equação:

$$F_o = \frac{\sum_{i=1}^N (\pi_1^{\text{exp}}(i) - \pi_1(i))^2}{\max(\pi_1^{\text{exp}}(i))^2} \quad (4.29)$$

onde N é o número de pontos experimentais extraídos das tabelas 4.13, 4.14 e 4.15.

Para esta finalidade empregou-se o Algoritmo de Evolução Diferencial, adotando os seguintes parâmetros: população com 50 indivíduos, taxa de perturbação e probabilidade de cruzamento iguais a 0,8, estratégia 7 (Storn e Price, 1995) para a geração de candidatos em potencial e 200 gerações.

A tabela 4.16 apresenta o valor da função objetivo para cada tipo de equação preditiva para ambos os processos. Pode-se observar que, para cada processo de usinagem, apesar do valor da função objetivo ser próximo para a soma e o produto, considerou-se para fins de obtenção das equações preditivas, o produto, isto é, aquela que apresentou menor valor de função objetivo.

Tabela 4.16: Valor da Função Objetivo para cada equação preditiva nos processos de usinagem considerados.

Torneamento	
Soma	Produto
1,93E-02	1,71E-02
Corte Ortogonal	
Soma	Produto
6,20E-02	6,02E-02

Conforme os resultados apresentados na tabela 4.16, a expressão preditiva para o corte ortogonal simulado é dada por:

$$\pi_1 = F(\pi_2, \pi_3) = \frac{(1,04 \times 10^9 \pi_3^2 - 13,29 \times 10^6 \pi_3 + 56,25 \times 10^3)(-4,83 \times 10^5 \pi_2 + 15,82 \times 10^3)}{10351,87} \quad (4.30)$$

$$\frac{ap^2 E}{Fc} = 9,66 \times 10^{-5} \left(\frac{0,104 \times 10^4 h^2}{ap^2} - \frac{0,133 \times 10^8 h}{ap} + 56250 \right) \left(-\frac{4,83 \times 10^5 re}{ap} + 15820 \right) \quad (4.31)$$

e para o torneamento a equação preditiva é dada por:

$$\pi_1 = F(\pi_2, \pi_3) = \frac{(6,07 \times 10^8 \pi_3^2 - 68,41 \times 10^5 \pi_3 + 24,71 \times 10^3)(-4,83 \times 10^5 \pi_2 + 15,82 \times 10^3)}{5942,89} \quad (4.32)$$

$$\frac{ap^2 E}{Fc} = 1,69 \times 10^{-4} \left(\frac{0,607 \times 10^9 h^2}{ap^2} - \frac{0,685 \times 10^7 h}{ap} + 24710 \right) \left(-\frac{4,83 \times 10^5 re}{ap} + 15820 \right) \quad (4.33)$$

4.8.4 COMPARAÇÃO ENTRE FORÇAS RESIDUAIS EXPERIMENTAIS E PREDITAS

A tabela 4.17 apresenta a comparação entre os dados experimentais e os valores preditos pelo modelo na simulação do corte ortogonal, com erro relativo médio da ordem de aproximadamente 10%. Embora os resultados tenham sido considerados satisfatórios, cabe ressaltar que a quantidade de pontos experimentais utilizados, em termos do raio de arredondamento, não foi o ideal, uma vez que se dispunha de uma pequena quantidade de aferições para essa variável.

Tabela 4.17: Força de corte residual experimental e predita, espessura indeformada e erro relativo no corte ortogonal simulado.

h	F_c (Experimental)	F_c (Predita)	Erro Relativo (%)
6,00E-03	1,97E+01	1,91E+01	2,84
7,00E-03	2,17E+01	2,10E+01	3,30
8,00E-03	2,52E+01	2,30E+01	8,90
9,00E-03	2,84E+01	2,52E+01	11,27
1,00E-02	3,15E+01	2,76E+01	12,55
1,50E-02	3,26E+01	4,10E+01	25,70
2,00E-02	5,00E+01	4,67E+01	6,65

A figura 4.39 mostra o gráfico relativo às forças de corte experimental e predita, em função da espessura indeformada de cavaco no corte ortogonal simulado. Observa-se ainda que os maiores valores de erro relativo estão relacionados as espessuras 10 μ m e 15 μ m, que poderiam estar ocupando posições dentro da zona de estagnação do metal durante o processo de usinagem.

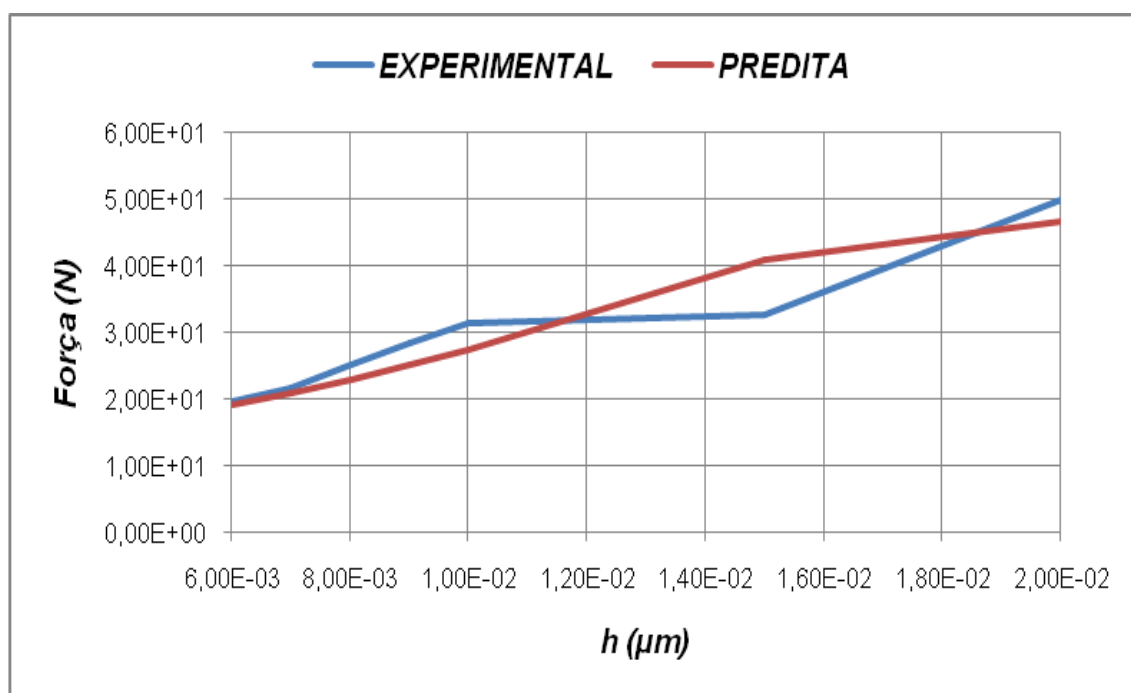


Figura 4.39 - Forças de Corte Residual Experimental e Predita em função da espessura indeformada no corte ortogonal simulado.

A tabela 4.18 apresenta os resultados dos dados experimentais, bem como os valores preditos pelo modelo no torneamento, com erro relativo médio da ordem de 18%. Todavia, pode-se observar que com o aumento da espessura indeformada de material, o comportamento das forças residuais obtidas experimentalmente aproximaram-se significativamente das preditas.

Tabela 4.18: Força de corte residual experimental e predita, espessura indeformada e erro relativo no torneamento.

h	F_c (Experimental)	F_c (Predita)	Erro Relativo (%)
6,00E-03	6,29E+01	4,64E+01	26,20
7,00E-03	7,37E+01	5,18E+01	29,77
8,00E-03	7,61E+01	5,79E+01	23,96
9,00E-03	7,83E+01	6,47E+01	17,41
1,00E-02	8,08E+01	7,21E+01	10,69
1,50E-02	9,52E+01	1,10E+02	15,47
2,00E-02	1,08E+02	1,03E+02	5,18

A figura 4.40 nos mostra o gráfico relativo às forças de corte residual experimental e predita, em função da espessura indeformada de cavaco no torneamento.

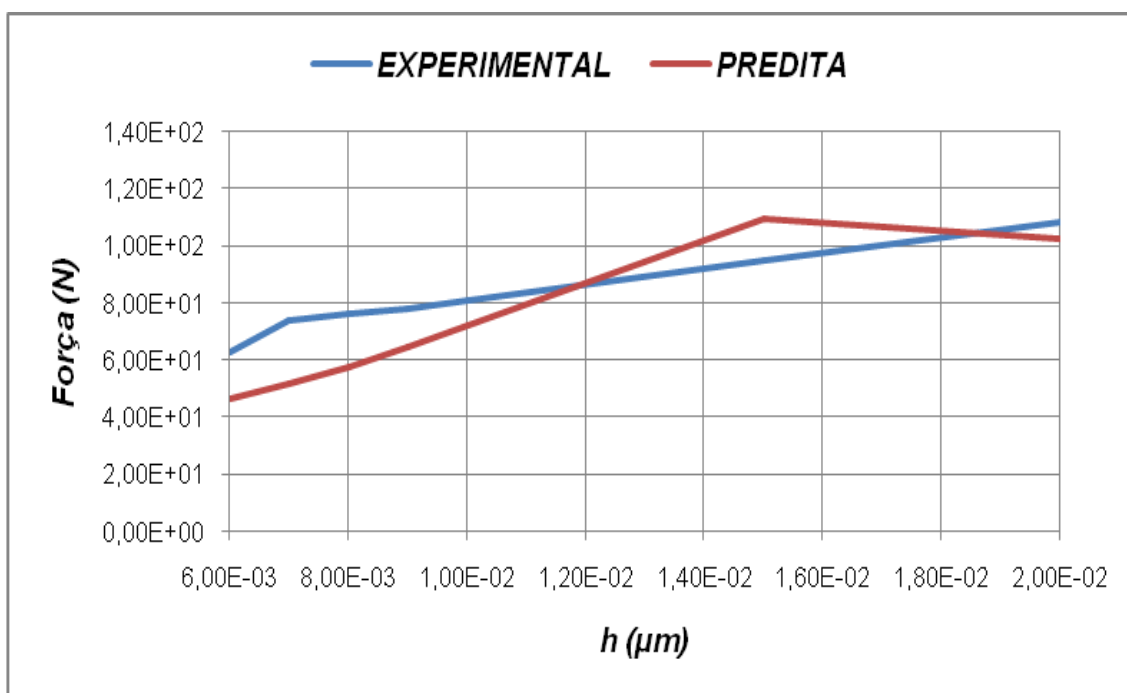


Figura 4.40 - Forças de Corte Residual Experimental e Predita em função da espessura indeformada no torneamento.

CAPÍTULO 5

CONCLUSÕES

Em função dos resultados experimentais obtidos, após a análise do efeito de parâmetros e condições de corte na espessura mínima indeformada de cavaco, recuperação elástica da peça, forças residuais, energia específica de corte e modelagem, pode-se concluir que:

Pela metodologia de extrapolação à zero a força residual para o alumínio série 1000 no torneamento cilíndrico externo variou entre 33 N e 34 N.

As relações apresentadas na revisão do item 2.7, conforme o arredondamento da ferramenta utilizada no torneamento sugeriram forças residuais variando entre 80N e 103N, as quais superaram as forças mínimas extrapoladas em aproximadamente 43% e o cavaco começaria a se formar para espessuras indeformadas superiores ao intervalo de 13 μ m a 18 μ m.

O intervalo com 95% de confiança que utilizou as metodologias da revisão juntamente com a extrapolação a zero no torneamento, sugeriu uma variação das forças residuais entre 57N e 83N, pressão específica de corte entre 2.593N/mm² e 3.306N/mm² e formação de cavaco para espessuras indeformadas superiores ao intervalo de 6 μ m a 10 μ m.

A força de corte se mostrou instável dentro do intervalo de confiança definido, possivelmente devido a influência da zona de metal estagnado.

As componentes F_f e F_c , contribuem para a potência de usinagem tanto antes como depois que o cavaco começa a se formar.

O efeito da componente F_p apresentou uma variabilidade bem maior que as demais componentes, oscilando de 58% antes da formação do cavaco para 13% depois, comprovando a existência de uma zona de metal estagnado, dentro da qual existe uma incerteza do material quanto a sair com o cavaco ou permanecer com a peça, sendo esta a maior responsável pela dificuldade de obtenção de tolerâncias de forma e dimensões apertadas.

Com o aumento da espessura indeformada de material, há uma redução significativa no grau de recalque e um aumento no ângulo de cisalhamento.

No torneamento em escala micrométrica os parâmetros: velocidade de corte, espessura indeformada de cavaco e profundidade de corte, não se mostraram estatisticamente significativos quanto à sua influência linear nas componentes da força de usinagem.

A interação entre a espessura indeformada e a velocidade de corte se mostrou estatisticamente significativa para a componente F_c , onde pode-se observar maior sensibilidade da resposta com a variação da espessura indeformada.

A interação entre a espessura indeformada e a profundidade de corte se mostrou estatisticamente significativa para a componente F_c , onde pode-se observar maior sensibilidade da resposta com a variação da espessura indeformada, no entanto, o aumento desses dois fatores causaram um aumento da força de corte.

As regiões mais próximas da superfície da peça apresentaram microdurezas maiores em todas as condições de corte.

A microdureza na zona afetada pelo corte no alumínio 3030 apresentou um comportamento exponencial e variou de 49,04 HV à 42,78 HV para uma distância percorrida de 0,12 mm.

Existe uma zona de metal estagnado e o material que se encontra abaixo do ponto de estagnação é comprimido pelo raio de arredondamento da ferramenta, sendo que o material que se encontra acima deste ponto sai como componentes ou lamelas do cavaco.

A ruptura de material se dará a partir de uma mínima espessura indeformada de cavaco.

Pela metodologia de extrapolação à zero a força residual para o alumínio série 1000, ferro fundido cinzento e aço ABNT 1045 no corte ortogonal simulado foram respectivamente de: 8 N, 17 N e 42 N.

As relações apresentadas na revisão do item 2.7, conforme o arredondamento da ferramenta utilizada no corte ortogonal simulado sugeriram forças residuais variando entre 27N e 32N para o alumínio série 1000, 13N e 48N para o ferro fundido cinzento e 38N e 152N para o aço ABNT 1045.

Para o aço ABNT 1045 e o ferro fundido cinzento, ambas as metodologias propostas detiveram os valores de forças mínimas necessárias para começar a cisalhar o material.

O aço ABNT 1045 apresentou as maiores forças de corte residuais, sendo acompanhado pelo ferro fundido cinzento e finalmente pelo alumínio série 1000, certamente devido as propriedades do material serem fatores determinantes, visto que houve um aumento de resistência, aumentando assim a área de secção de corte.

No torneamento cilíndrico externo do alumínio utilizou-se de parâmetros em escalas macro e micrométricas, o que acarretou em um incremento de forças de corte residuais 44% maiores que no corte ortogonal simulado.

A espessura mínima indeformada de cavaco se manteve no intervalo de 6 μ m a 10 μ m em ambos os processos de usinagem propostos para o alumínio.

Para ambos os materiais analisados , alumínio série 1000, ferro fundido cinzento GH – 190 e aço ABNT 1045, menores espessuras indeformadas proporcionaram aumentos significativos na pressão específica de corte, sugerindo a existência de trabalho plástico redundante resultante do sulcamento e do deslizamento da peça na superfície de folga da ferramenta, cuja deformação exige um gasto suplementar de energia, que vem a superar aquela produzida na remoção de material.

O ferro fundido e o aço ABNT 1045 apresentaram maiores áreas de contato para menores valores de espessura indeformada de cavaco e foram diminuindo gradativamente com o seu aumento, ou seja, com o aumento desta espessura houve um aumento no volume de cavacos gerados por estes materiais, reduzindo assim a quantidade de material que flui pela superfície de folga, as forças de corte e conseqüentemente a pressão específica de corte.

O comportamento do alumínio série 1000 foi contrário aos demais materiais, pois o mesmo apresentou um aumento na área de contato na superfície de folga da ferramenta com o aumento da espessura indeformada de cavaco, comportamento este que podemos atribuir a baixíssima velocidade, que pode ter favorecido a adesão de material nesta região da superfície de corte.

O aumento da espessura indeformada de cavaco resultou em uma diminuição das áreas de contato na superfície de saída da ferramenta para o ferro fundido e o aço ABNT 1045, sendo que o alumínio apresentou um comportamento adverso.

Menores espessuras indeformadas de cavaco, proporcionaram um percentual relativo a área de contato atribuída à superfície de folga superiores a 60% da área de contato total durante o corte, reduzindo significativamente com o aumento da mesma, que atingiu valores mínimos superiores a 20%, percebendo-se então, a influência marcante do contato na superfície de folga com a variação da espessura indeformada de cavaco.

Com o aumento da espessura indeformada, o ferro fundido apresentou uma redução notável do contato na área relativa à superfície de saída da ferramenta, provavelmente devido a baixa ductilidade do ferro, que predispõe a formação de cavacos quebradiços, o que leva à redução do comprimento de contato cavaco-ferramenta.

O aço ABNT 1045 e o alumínio apresentaram um aumento percentual na área de contato relativa à superfície de saída da ferramenta com o aumento da espessura indeformada de cavaco, pois os mesmos produzem cavacos contínuos, que levam ao aumento do comprimento de contato cavaco-ferramenta.

Com a diminuição da espessura indeformada de cavaco a participação do arredondamento da ferramenta no corte do ferro fundido e do aço ABNT 1045 tende a ser menor, pois o mesmo deve ser grande o suficiente para superar a espessura mínima indeformada de cavaco (h_m) e iniciar a remoção de material.

O intervalo com 95% de confiança que utilizou as metodologias da revisão juntamente com a extrapolação a zero no corte ortogonal simulado, sugeriu uma variação das forças residuais entre 19N e 31N, pressão específica de corte entre 997N/mm^2 e 1.045N/mm^2 e formação de cavaco para espessuras indeformadas superiores ao intervalo de $6\mu\text{m}$ a $10\mu\text{m}$.

No corte ortogonal simulado os parâmetros: velocidade de corte, espessura indeformada de cavaco e ângulo de folga, não se mostraram estatisticamente significativos quanto à sua influência linear nas forças de corte residuais dos materiais propostos.

A variação da velocidade de corte proporcionou maior aumento na sensibilidade da resposta do que as outras variáveis nos três materiais analisados.

A força de corte residual otimizada do aço ABNT 1045, do alumínio série 1000 e do ferro fundido cinzento GH - 190 foi estimada entre 16N e 73N para uma espessura indeformada tendendo a $15\mu\text{m}$.

O modelo matemático apresentado para prever as forças de corte na simulação do corte ortogonal apresentou erro relativo médio na ordem de 10%.

Os maiores valores de erro relativo apresentados pelo modelo matemático na simulação do corte ortogonal estão relacionados as espessuras entre 10 μ m e 15 μ m, que poderiam estar ocupando posições dentro da zona de estagnação do metal durante o processo de usinagem.

O modelo matemático apresentado para prever as forças de corte no torneamento apresentou erro relativo médio na ordem de 18%, no entanto, observou-se que com o aumento da espessura indeformada, o comportamento das forças obtidas experimentalmente se aproximaram significativamente das preditas.

CAPÍTULO 6

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Utilizar equipamentos mais precisos, para a medição em escalas micrométricas, dos parâmetros envolvidos no cálculo das forças residuais adquiridas.

Investigar a zona de metal estagnado, a fim de se conhecer o comportamento dos materiais quanto a divisão do que se tornará cavaco e o que permanecerá na peça.

Envolver um estudo da microestrutura (principalmente tamanho de grão) e relacionar com a força residual, espessura mínima indeformada de cavaco, etc.

Investigar a influência do raio de arredondamento na profundidade de corte incrementada.

Verificar as forças residuais de outros materiais, utilizando o maior número de parâmetros na interface cavaco-ferramenta.

Usar velocidades maiores no corte ortogonal.

Propor outros modelos matemático-estatísticos, para a predição de forças residuais.

CAPÍTULO 7

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Abdelmoneim, M. E., Scrutton, R. FTool edge roundness and stable build-up formation in finish machining, ASME J. Eng. Ind. 96 (1974) 1528 – 1267.

Afazov, S. M., Ratchev, S. M, Segal, J., Popov, A. A., Chatter modeling in micro-milling by considering process nonlinearities, International Journal of Machine Tools & Manufacture 56 (2012) 28 – 38.

Albrecht, P. “New Developments in the Theory of the Metal-Cutting Process”, Part 1 – november 1960.

Alcoa. Certificado de Análise. 2009.

Atkins, A. G., Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: quantitative explanations for some longstanding problems, International Journal of Mechanical Sciences 45 (2003) 373 – 396.

Altintas, Y., Montgomery, D., Budak, E., Dynamic peripheral milling of flexible structures, ASME J. Eng. Ind. 114 (1992) 137 – 145.

Altintas, Y., Xiaoliang, J., Slip-line field model of micro-cutting process with round tool edge effect, Journal of Materials Processing Technology 211 (2011) 339 – 355.

Altintas, Y., Yellowley, I., In-process detection of tool failure in milling using cutting force models, ASME J. Eng. Ind. 111 (1989) 149 – 157.

Amini, E. “Photoelastic Analysis of Stress and Forces in Steady Cutting”, journal of Strain Analysis, vol 3, 1968.

Araújo, C. A., Apostila da Disciplina de Similitude em Engenharia, UFU - Universidade Federal de Uberlândia – Faculdade de Engenharia Mecânica, 2012.

Babu, B. V., Chakole, P. G., Mubeen, J. H. S. Multi-objective Differential Evolution (MODE) for Optimization of Adiabatic Styrene Reactor. *Chemical Engineering Science*, 60, pp. 4822-4837, 2005.

Bailey, J. A.; Friction in metal machining – mechanical aspects, *Wear* 31 (1975), 243 – 275.

Barrow, G.; Graham, W.; Kurimoto, T. e Leong, Y. F. “ Determination of Rake Face Stress Distribution in Orthogonal Machining”, mach – 1982.

Basuray, P.K., Misra, B.K., Lal, G.K. Transition from ploughing to Cutting during Machining with Blunt Tools. *Wear* , 1977, 43(3), 341-349.

Black, J.T.; James, C.R., The hammer QSD - quick stop device for high speed machining and rubbing, *J. Eng. Ind.* 103, 1981, Pages 13–21.

Boothroyd, G., Knight, W. A., Fundamentals of Machining and Machine Tools, 2^a ed., Marcel Dekker, New York, 1989, pp. 83 – 86.

Box, G. E, Hunter, J. S. *Statistics for Experiments*, Printed in the United States of America, 1978.

Brown, R.H., A double shear-pin quick-stop device for very rapid disengagement of a cutting tool, *International Journal of Machine Tool Design and Research*. Volume 16, 1976, Pages 115–121.

Chae, J., Park, S. S., Freiheit, T., Investigation of micro-cutting operations. *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, Volume 46, 2006.

Chern, G. L., Development of a new and simple quick-stop device for the study on chip formation, International Journal of Machine Tools & Manufacture, Volume 45, 2005, Pages 789 – 794.

Connolly, R., Rubenstein, C., 1968. The mechanics of continuous chip formation in orthogonal cutting. International Journal of Machine Tool Design and Research 8, 159 – 187.

Da Silva, M. A. 'Investigação Experimental da Formação do Cavaco na Usinagem do Aço ABNT 1045 e do Ferro Fundido Nodular" Dissertação de mestrado em Engenharia Mecânica – UFU – 2008.

Da Silva, M. A., Paipa, M., Machado, A. R., Da Silva, M. B. Adaptação de Arma de Fogo a um Dispositivo de Quick-Stop. 21° POSMEC – Simpósio do Programa de Pós-graduação – Universidade Federal de Uberlândia - UFU, Uberlândia/MG, 2011.

Da Silva, M. A., Sousa, M. N., Da Silva, M. B. Análise da força residual na usinagem do aço ABNT 1045. 6° COBEF – Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, Caxias do Sul–Brasil, 2011.

DA Silva, M. A. ; Sousa, M. N. ; Suarez, M. P. ; Silva, M. B. ; Lobato, F. S. . Determination of operation optimal conditions in machining through residual force minimization. In: XXXII Iberian Latin - American Congress on Computational Methods in Engineering, 2011, Ouro Preto/MG - Brazil.

Da silva, M. B.; Wallbank, J.; "Contact of the Workpiece Material with the Tool Flank in Machining" International Manufacturing Centre, Department of Engineering, University of Warwick, Coventry CV47AL, UK, (1988).

Din "Krafte und Leistungen", DIN 6584 (ENT WRF), Berlin, Buethvertrieb Gmbh, oct, 1963.

Diniz, A. E., Marcondes, F. C. e Coppini, N. L., "Tecnologia da Usinagem dos metais", Editora Art Liber, São Paulo, 2000.

Ducobu, F., Filippi, E., Rivière, L., Modélisation de L'influence de La Profondeur de Coup em Micro-Coup Orthogonale, 19°, Congrès Français de Mécanique, Marseille, (2009) PP. 24 – 28.

Elbestawi, M. A., Papazafirou, T. A., Du, R. X., In-process monitoring of tool wear in milling using cutting force signal, Int. J. Mach. Tools Manuf. 31 (1991) 55 – 73.

Ellis, J.; Kirk, R.; Barrow, G., The development of a quick-stop device for metal cutting research, International Journal of Machine Tool Design and Research Volume 9, Issue 3, September 1969, Pages 321-339.

Ferraresi, D., 1977, “Fundamentos da Usinagem dos Metais”, Editora Edgard Blucher Ltda, São Paulo.

Form, G. W., Beglinger, H., Fundamental Considerations in Mechanical Chip Formation, Annals of the CIRP 18, 1970, 153 - 167.

Freitas Filho, P. J., “Introdução à Modelagem e Simulação de Sistemas” - 2ª ed. – Florianópolis: Visual Books, 2008.

Grzesik, W., Fundamentals of machining of metallic materials (in Polish), WNT, Warsaw, (1998).

Guo, Y. B., An integral method to determine the mechanical behaviors of materials in cutting, J. Mater. Process. Technol. 142 (1) (2003) 72 – 81.

Guo, Y. B., Chou, Y. K., The determination of ploughing force and its influence on material properties in metal cutting, Journal of materials Processing Technology 148 (2004) 368 – 375.

Hastings, W. F. A new quick-stop device and grid technique for metal cutting research, Annals CIRP 15, 1957, 109 - 116.

Hokkirigawa, K., Kato, K., “ An Experimental and Theoretical Investigation of Ploughing, Cutting and Wedge Formation During Abrasive Wear” – *Tribology International*, February, vol. 21, n 1, pp. 51 – 57, (1988).

Hsu, T. C. A study of normal and shear stresses on a cutting tool, *ASME J. Eng. Ind.* 88 (1966), 51 - 64.

Inamura, T., Takezawa, N., Kumari, Y., Mechanics and energy dissipation in nano-scale cutting, *CIRP Annals*, Vol. 42/1 (1993).

Jacobson, S., Wallén, P., A New Classification System For Dead Zones In Metal Cutting, *Journal Machine Tools Manufact*, Vol. 28, 529 - 538, 1988.

Kato, S.; Yamagusshi, K. e Yamada, M. “Stress Distribution Between Tool and chip in Machining”, *Trans ASME, J. Eng. Industry*, vol. 94 – may, 1972.

Kim, C. J.; Bono, M., Ni, J., 2002. Experimental analysis of chip formation in micro-milling. *Transactions of the NAMRI* 129, 247 – 254.

Kobayashi, S., Thomsen, E. G., Some observations on the shearing process in metal cutting. *Journal of Engineering for Industry* 1959; 81: 251 - 62.

Komanduri, R., Chandrasekaram, N., Raff, L. M., Effect of tool geometry in nanometric cutting: a molecular dynamics simulation approach. *Wear*, Vol. 219, 1998.

Kopalinsky, E. M., Oxley, P. L. B., Size effects in metal removal processes, *Inst. Phys. Conf. Ser.* 70; 3^a Conf. Mech. Prop. High Rates of Strain, Oxford, pp. 389 – 396 (1984).

L’vov, N. P.; 1969. Determining the minimum possible chip thickness. *Machine Tools (USSR)* 40, 45.

Lucas, E. O.; Weingaertner, W. L. e Bernardini, P. A. N. “Como o cavaco se forma no torneamento do fofo nodular ferrítico” UFSC , Joinville , abril – 2005.

Machado, A. R., Abrão, A. M., Coelho, R. T., Da silva, M.B.,2011, “Teoria da Usinagem dos Metais” - 2ª ed. – São Paulo: Edgard Blucher, 2011.

Machado, A. R. e Da silva, M.B.,2004, “Usinagem dos Metais”, Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem, Editora UFU, Universidade Federal de Uberlândia, pp.266.

Machado, A. R.; Gianini, W. L.; Bohes, L. “Verificação Experimental do comportamento das forças de corte e de avanço no torneamento do ferro fundido ABNT FC-250 utilizando-se pastilhas de metal duro, cerâmica oxidada e cerâmica não-oxidada” VII CBCIMAT, UFSC, Florianópolis SC, dez, 1996, pp. 155-59.

Machado, A. R.; Gonçalves, R.A.; Gianini, W. L.”Verificação experimental do comportamento das forças de corte e de avanço no torneamento dos aços ABNT 1020, ABNT 1045 e alumínio comercial” IX COBEM, UFSC, Florianópolis SC, dez., 1987, pp. 1029-1033.

Malekian, M., Mostofa, M.G., Park, S.S., Jun, M.B.G., Modeling of Minimum Uncut Chip Thickness in Micro Machining of Aluminum, *Journal of Materials Processing Technology*, 2011.

Manjunathaiah, J., Endres, W. J., 2000, A new model and analysis of orthogonal machining with an edge-radiused tool, , *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 122, 384 – 390.

Merchant, M. E. “Mechanisms of the Metal Cutting Process. I: Orthogonal Cutting and Type 2 Chip”, J. Applied Physics, vol. 16, nº 5, may, 1954, pp. 267 – 275.

Meyer, K. F. “Der Einfluss der Werkzeuggeometrie und des Werkstoffes auf die Vorschub – und Ruckkraft beim Drehe”. Industrie Anzeiger. Essen, 45, junho, 1964.

Montgomery, D. C. *Design and Analysis of Experiments*, 5th edition, Ed John Wiley & Sons, 2000.

Murphy, G., "Similitude in Engineering" – The Ronald Press Company – NY, 1950.

Nascimento, C. G., Sousa, J. A. G., Sousa, M. N., Machado, A. R., Projeto de um Dispositivo Quick-stop com Acionamento Pneumático. VII CONEM – Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, São Luis – Maranhão – Brasil, 2012.

Okoshi, M. "Researches on the cutting force" – Proceedings of the World Engineering Congress, Tokyo, Japan, Paper 634, 1929. P. 179 - 205.

Ozturk, S., Altan, E., 2012. "Design of a Computer Aided Quick-Stop Device for Study of Dead Metal Zone Formation" - J. of the Braz. Soc. of Mech. Sci. & Eng - Vol. XXXIV, No. 4 / 501.

Pegden, C.D., Shannon, R. E., Sadowski, R. P., Introduction to Simulation Using SIMAN, McGraw-Hill, NY, 2^a ed., 1990.

Philip, P.K., Study of the performance characteristics of an explosive quick-stop device for freezing cutting action, International Journal of Machine Tool Design and Research - Volume 11, Issue 2, June 1971, Pages 133-144.

Ramos, A. C., Autenrieth, H., Straub, T., Deuchert, M., Hoffmeister, J., Schulze, V., Characterization of the transition from ploughing to cutting in micro machining and evaluation of the minimum thickness of cut , Journal of Materials Processing Technology (2011).

Reis, A. M. 'influência do ângulo de Posição secundário da ferramenta, Raio de Ponta e Lubrificação na Usinagem em Presença de Aresta Postiça de Corte" Dissertação de mestrado em engenharia mecânica – UFU – 2000.

Roth, R.N., Oxley, P.L.B. 1972. Slip-line Field Analysis for Orthogonal Machining Based upon Experimental Flow Fields. Journal of Mechanical Engineering Science.

Santos, S. C., Furação de Ferro Fundido Cinzento com Brocas de Metal Duro Integral, 1999, 122 p. Dissertação de Mestrado – UFU – Uberlândia.

Schriber, T. J., Simulation Using GPSS, Wiley, NY, 1974.

Shaw, M. C. et al. "Friction Characteristics of sliding surfaces undergoing subsurface plastic flow ", Trans of ASME. J. Basic Eng., v. 82, junho 1960.

Shaw, M.C.: Metal Cutting Principles. 1^a ed. New York: Oxford University Press, 1984.

Stevenson, R., The measurement of parasitic forces in orthogonal cutting, Int. J. Mach. ATools Manuf. 38 (1988) 113 – 130.

Stevenson, R., Stephenson, D. A., The mechanical behavior of zinc during machining, ASME J. Eng. Ind. 117 (1995) 173 – 178.

Storn, R., Price, K. Differential Evolution: A Simple and Efficient Adaptive Scheme for Global Optimization Over Continuous Spaces. *International Computer Science Institute*, vol. 12, pp. 1-16, 1995.

Sugawara, A., Inaki, K., Effect of workpiece structure on burr formation in micro-drilling, Precision Engineering, V.4, n.1, p. 9 – 14, Janeiro, 1982.

Sutherland, J. W., DeVor, R. E., An improved method for cutting force and surface error prediction in flexible end milling systems, ASME J. Eng. Ind. 108 (1986) 269 – 272.

Trent, E. M., "Metal Cutting and the Tribology of Seizure: Movement of Work Material Over the Tool in Metal Cutting", Wear, vol. 128, (1988), pp. 47 – 64.

Trent, E. M., 1984, "Metal Cutting", 2nd Edition. Butterworths, London, 1991.

Trent, E. M., Wright, P. K., "Metal Cutting", 4^a ed. Oxford: Butterworth – Heinemann, 2000.

Toenshoff, H. K., Wobker, H. G., Brandt, D., Hard turning-influences on the workpiece properties, Trans. NAMRI/SME XXIII (1995) 215 – 220.

Usui, E. Takeiama, H. “ A photoelastic Analysis of machining Stresses”, trans ASME, J. Eng. Industry, nov, 1960.

Vorm, T., Development of a quick-stop device and an analysis of the frozen-chip technique, International Journal of Machine Tool Design and Research, Volume 16, 1976, Pages 241– 250.

Zorev, N.N. “Interrelationship Between Shear Processes Occuring Along Tool Face and on Shear Plane in Metal Cutting”, USA, sept, 1963.

Wallace, P. W., Boothroyd, G., Tool Forces and tool-chip friction in orthogonal machining, J. Mech. Eng. Sci. 6 (1964) 74 – 87.

Wallbank, J. – “Flow at the Cutting Edge and the Generation of New Surfaces During Metal Cutting” – PhD Thesis, University of Birmingham, 1978.

Woon, K. S.; Rahman, M.; Neo, K. S., Liu, K., The effect of tool edge radius on the contact phenomenon of tool-based micromachining. Int. J. of Mach. Tools and Manuf. (2008); 48: 1395 – 1407.

Wu, C.L.; Wang, K.S.; Tsai, L.C., A new electromagnetic quick stop device for metal cutting studies, International Journal of Advanced Manufacturing Technologies, 2006, Volume 29, Pages 853–859.

Yeo, S.H.; Lui, W.W.; Phung, V., A quick-stop device for orthogonal machining, Journal of Materials and Process Technologies, Volume 29, 1992, Pages 41–46.

Yuan, Z. J., Zhou, M., Dongs, S., 1996. Effect of diamond tool shapness on minimum cutting thickness and cutting surface integrity in ultraprecision machining. *Journal of Materials Processing Technology*, 62, 327 – 330.