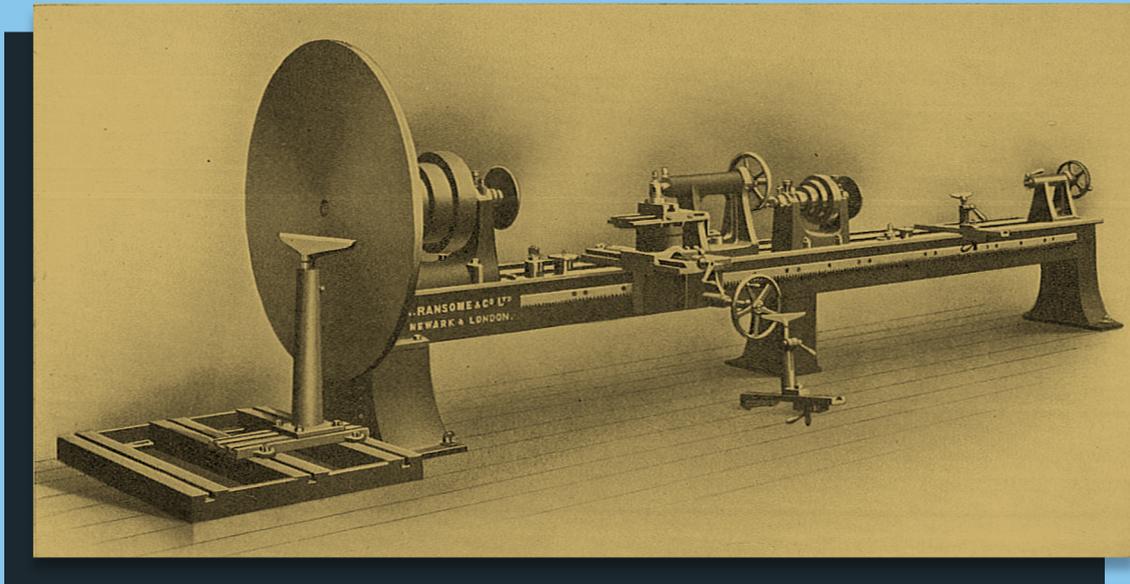


Fundamentos do Corte

teoria e exercícios



Abílio M. P. de Jesus

2019

Autor: Abílio Manuel Pinho de Jesus

Título: Fundamentos do Corte: Teoria e Exercícios

Ano: 2019

ISBN: 978-972-752-245-3

DOI: 10.24840/978-972-752-245-3



Este trabalho está licenciado sob a Licença Creative Commons Atribuição 4.0 Internacional. Para ver uma cópia desta licença, visite <http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/> ou envie uma carta para Creative Commons, PO Box 1866, Mountain View, CA 94042, USA.

Prefácio

Este livro apresenta uma descrição dos princípios básicos do corte de metais e em particular do corte ortogonal, procurando fornecer ao leitor conhecimentos fundamentais para o melhor entendimento dos processos de maquinagem convencionais. O livro descreve os mecanismos de formação de apana e apresenta um modelo analítico clássico para descrição da mecânica do corte ortogonal, que permite avaliar os esforços envolvidos no processo, tendo por base a resistência do material. O modelo apresentado foi proposto originalmente por Eugene Merchant, sendo este autor considerado um dos principais impulsionadores dos estudos teóricos sobre o corte. Para além da descrição do modelo e aspetos teóricos subjacentes, este livro apresenta um conjunto de exercícios resolvidos e exercícios propostos, visando providenciar aos leitores ferramentas para consolidação de conhecimentos. Este livro também procura extrapolar os conhecimentos adquiridos com a análise do corte ortogonal para a análise de situações de torneamento e fresagem.

Este livro tem como público-alvo sobretudo estudantes de engenharia interessados no estudo dos processos de fabrico. Apresenta-se como um manual de estudo que fornece uma base teórica fundamental para a compreensão da tecnologia da maquinagem.

Deixo um agradecimento especial a todos os meus estudantes de mestrado e doutoramento e instituições financiadoras de projetos de investigação no tema de maquinagem, que têm possibilitado um ambiente de constante evolução e aprendizagem para todos.

Abílio de Jesus

Índice

1. Introdução	9
2. Corte Ortogonal <i>versus</i> Corte Oblíquo	11
3. Mecanismos de Formação da Apara	12
3.1 Mecanismo de formação da apara	16
4. Mecânica do Corte Ortogonal	19
4.1 Esforços de corte	20
4.2 Círculo de Merchant	23
4.3 Relação de Merchant.....	26
4.4 Potência e energia	28
5. Analogia entre Corte Ortogonal e Torneamento	33
6. Potência de Corte na Fresagem.....	37
7. Exercícios Resolvidos	40
7.1 Exercício resolvido 1	40
7.2 Exercício resolvido 2	41
7.3 Exercício resolvido 3	42
7.4 Exercício resolvido 4	44
7.5 Exercício resolvido 5	46
8. Exercícios Propostos.....	47
8.1 Exercício proposto 1	47
8.2 Exercício proposto 2	47
8.3 Exercício proposto 3	48
8.4 Exercício proposto 4	48
8.5 Exercício proposto 5	48
9. Referências	49
10. Formulário – Problemas de Corte Ortogonal	50

Índice de Figuras

Figura 1 – Maquinagem convencional versus maquinagem não convencional.	9
Figura 2 – Maquinagem com formação de apara.	10
Figura 3 – Processos de maquinagem convencionais.	11
Figura 4 - Corte ortogonal (a) versus corte oblíquo (b).	12
Figura 5 - Corte ortogonal: 3D vs. 2D.	12
Figura 6 – Tipos de aparas distintos.	14
Figura 7 – Quebra-aparas: representação esquemática (esquerda) e face de ataque de uma pastilha em <i>metal duro</i> com quebra aparas (direita).	14
Figura 8 – Zonas de corte primária e secundária.	15
Figura 9 – Modelo de formação da apara.	16
Figura 10 – Corte ortogonal – relações geométricas entre espessura do corte e espessura da apara.	17
Figura 11 – Evolução do ângulo de corte com o grau de recalque da apara para diferentes ângulos de ataque da ferramenta.	18
Figura 12 – Evolução da microestrutura do material com a formação da apara.	19
Figura 13 – Plano de corte obtido por simulação em DEFORM®: campo das taxas de extensão plásticas [8].	19
Figura 14 – Esforços de corte na apara – destaque das forças de contacto com a ferramenta.	21
Figura 15 – Tensões de contacto entre apara e ferramenta.	21
Figura 16 – Esforços de corte na apara – destaque dos esforços resultantes no plano de corte.	22
Figura 17 – Esforços de corte atuantes na ferramenta.	23
Figura 18 – Círculo de Merchant: esforços de corte atuantes na ferramenta.	24
Figura 19 – Círculo de Merchant: decomposição de esforços em 2 referenciais distintos.	25
Figura 20 – Círculo de Merchant: decomposição dos esforços em 3 referenciais distintos.	25
Figura 21 – Efeito da variação do ângulo de ataque da ferramenta na orientação do plano de corte na base da apara - relação de Merchant.	28
Figura 22 – Fator de correção da espessura da pressão específica de corte com a espessura da apara [3].	31
Figura 23 – Principais fontes de geração e dissipação de calor no processo de corte.	32
Figura 24 – Campo de temperaturas obtido por simulação em Deform3D do processo de torneamento cilíndrico na liga ALSi20 [8]	33
Figura 25 – Torneamento versus corte ortogonal.	34
Figura 26 – Recriação de corte ortogonal em operações de torneamento.	37
Figura 27 – Fresagem e parâmetros de corte.	38
Figura 28 – Definição dos “engagement angle” e “lead angle” em fresagem.	39
Figura 29 – Esforços de corte em função do ângulo de ataque da ferramenta.	45
Figura 30 – Esforços de corte em função do coeficiente de atrito.	45
Figura 31 – Procedimento de corte ortogonal realizado em torno.	47

Índice de Tabelas

Tabela 1 – Expressões para o ângulo de corte de acordo com diferentes autores [2].....	29
Tabela 2 – Pressões específicas de corte típicas para diferentes materiais ($t_0=0.25$ mm; ferramenta afiada) [3].	31
Tabela 3 – Correspondência entre parâmetros do torneamento cilíndrico e corte ortogonal [3].	34
Tabela 4 – Relações analíticas para a pressão específica de corte [4].....	36
Tabela 5 – Pressões específicas de corte para vários grupos de materiais[10].	39

Simbologia

α	Ângulo de folga da ferramenta;
β	Ângulo de gume da ferramenta;
ϕ	Orientação do plano de corte na base da avara;
γ	Ângulo de ataque da ferramenta;
ρ	Ângulo de atrito;
τ	Tensões tangenciais de contacto; tensão de corte na base da avara;
η	Ângulo entre plano de corte e plano de tensão de corte máxima;
θ	Ângulo entre o plano de corte e a força resultante;
ε	Extensão de corte;
ρ_C	Calor específico volúmico do material;
τ_{min}	Tensão de corte mínima;
σ_n	Tensões normais de contacto;
μ	Coefficiente de atrito;
ω_e	<i>Engagement angle</i> da fresa;
a_e	Penetramento de trabalho;
a_p	Profundidade ou largura de corte;
A_s	Área do plano de corte;
C	Constante de Merchant;
C_a	Constante do material usada nos modelos para a pressão específica de corte;
C_w	Constante do material usada nos modelos para a pressão específica de corte;
D	Diâmetro;
E	Rendimento da máquina ferramenta;
F	Força de atrito entre avara e face de ataque da ferramenta;
f	Avanço;
F_c	Força de corte principal;
F_p	Força de penetramento;
F_s	Força atuando na base da avara segundo uma direção do plano de corte;
F_t	Força de avanço ou força perpendicular à força de corte;
f_z	Avanço por dente;
h_m	Espessura média da avara;
k	Pressão específica de corte;
K	Difusidade térmica do material; Contante do modelo de Trigger;
k_c	Pressão específica de corte;
k_{cx}	Pressão específica de corte do material para espessura de avara de 1 mm;
k_r	<i>Lead angle</i> da fresa;
K_s	Pressão específica de corte;
k_{s0}	Pressão específica de corte do material para espessura de avara de referência;
l_p	Extensão da zona de contacto entre avara e face de ataque da ferramenta onde pressão de contacto é elevada para levar o material da avara a deformar-se por corte;
l_p	Extensão da zona de contacto entre avara e face de ataque da ferramenta onde pressão de contacto é suficientemente elevada para o material da avara deformar-se por corte;
l_s	Extensão do plano de corte;
m	Contante do modelo de Trigger;
mc	Expoente usado na relação de correção da pressão específica de corte da avara;
N	Força normal à face de ataque da ferramenta;
n	Frequência de rotação; Constante do material usada nos modelos da pressão específica de corte;

p	Profundidade de corte ou penetramento;
P_c	Potência de corte;
P_g	Potência do motor de acionamento da máquina ferramenta;
P_u	Potência de corte por unidade de volume de material removido;
Q_A	Calor transferido pela avara;
Q_{amb}	Calor transferido para o ambiente;
Q_F	Calor transferido pela ferramenta;
Q_I	Calor gerado na zona de corte primária;
Q_{II}	Calor gerado na zona de corte secundária;
Q_{III}	Calor gerado na zona de corte terciária;
Q_P	Calor transferido pela peça;
r	Razão de corte;
R	Grau de recalque da avara; Resultante dos esforços que atuam sobre a avara (medida entre a avara e a face de ataque da ferramenta);
R'	Resultante dos esforços que atuam sobre a avara (medida na base da avara);
R''	Resultante dos esforços que atuam sobre a ferramenta;
R_m	Resistência à tração do material;
R_{MR}	Taxa de remoção de material;
S	Resistência ao corte do material;
T	Aumento de temperatura na interface avara-ferramenta;
t_0	Espessura da avara não deformada ou espessura do corte;
t_c	Espessura da avara;
U	Energia específica de corte;
v	Velocidade de corte;
v_c	Velocidade de corte;
v_f	Velocidade de avanço;
w	Largura do corte;
Z	Expoente do material usado na relação para a pressão específica de corte; número de dentes de uma fresa;

1. Introdução

A maquinagem, também conhecida na língua portuguesa por maquinação ou usinagem, é um processo de fabrico subtrativo. A maquinagem pode ser realizada através de processos convencionais onde a remoção de material é realizada por corte, recorrendo a uma ferramenta sólida que interfere com o material da peça a maquinar. Alternativamente, pode-se recorrer a processos de maquinagem não convencional para se proceder à remoção do material. Enquanto na maquinagem convencional se destacam os processos de furação, torneamento, fresagem e retificação, na maquinagem não convencional são usados processos abrasivos, termoeletricos, químicos e termoquímicos para remoção de material (ver Figura 1).

A maquinagem apresenta-se como um processo de fabrico muito versátil sendo possível enumerar as seguintes vantagens:

- Grande variedade de materiais (metais, polímeros e polímeros reforçados);
- Grande variedade de formas (regulares e irregulares);
- Elevada precisão dimensional e geométrica;
- Bons acabamentos superficiais.

Algumas limitações da maquinagem são as seguintes:

- Desperdício de material (apara removida é material desperdiçado);
- Elevado consumo de tempo na produção de médias a grandes séries, relativamente a outros processos (ex. fundição, forjamento).

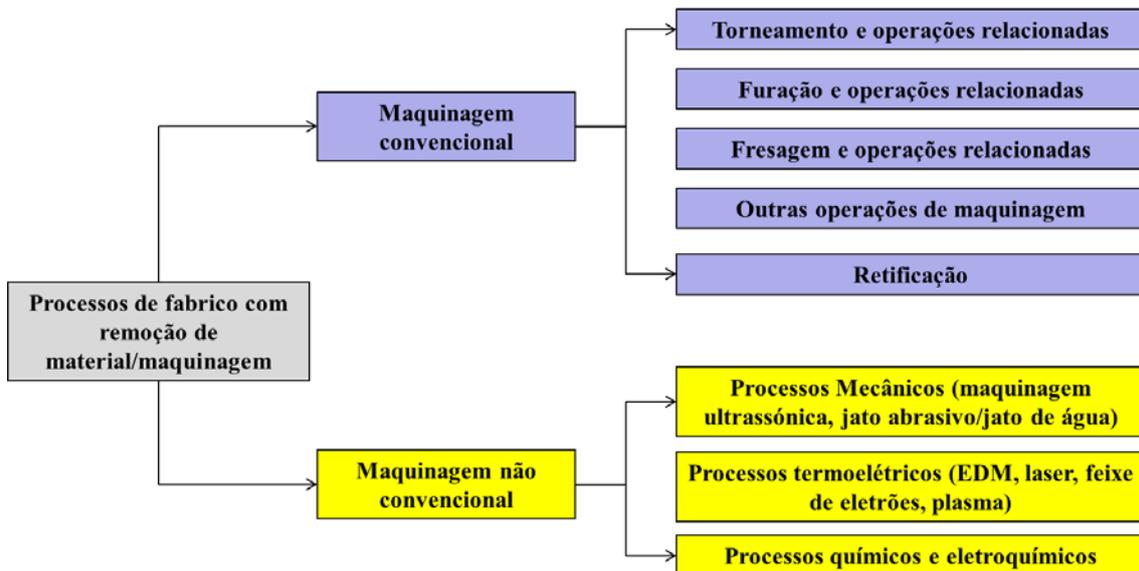


Figura 1 – Maquinagem convencional versus maquinagem não convencional.

Os processos de maquinagem não convencionais surgem como alternativa aos processos convencionais, apresentando as seguintes vantagens:

- Permitem maquinar materiais difíceis de trabalhar pelos processos convencionais (elevada dureza, elevada resistência térmica, elevada resistência ao desgaste);
- Permitem produzir peças com elevada complexidade geométrica;
- Controlo da integridade das superfícies (ex: evitar fendas superficiais, tensões residuais);
- Alguns processos não convencionais permitem precisões superiores às conseguidas com processos convencionais;
- Maquinagem de formas geométricas muito pequenas (miniaturização) (ex: maquinagem de furos profundos de diâmetros reduzidos);
- Em geral, requerem sistemas de fixação menos exigentes devido a esforços de corte mais reduzidos.

Os processos de maquinagem convencionais recorrem a uma ferramenta de corte que interfere com o material da peça e, nos casos dos materiais com comportamento elastoplástico, força a sua deformação plástica e fratura, destacando-se material da peça na forma de resíduos ou aparas da maquinagem (Figura 2). A formação da apara envolve deformação plástica intensa concentrada na base da apara, segundo o chamado plano de corte. Esta apara desliza sobre a face de ataque da ferramenta que executa o movimento de corte, evitando fricção com a nova superfície gerada através de um ângulo de folga (α), entre a face de saída da ferramenta e a referida superfície recém gerada da peça. A importância do ângulo de ataque da ferramenta (β) no processo de corte/formação de apara será um dos assuntos importantes a descrever neste documento. Igualmente a influência do atrito no processo de corte, assim como os esforços de corte serão igualmente objeto de análise neste texto.

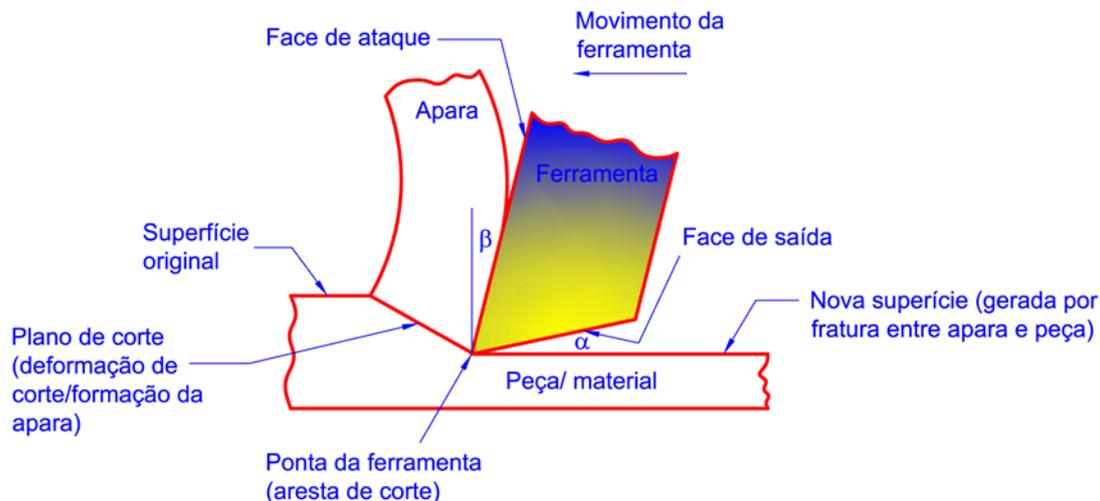


Figura 2 – Maquinagem com formação de apara.

2. Corte Ortogonal *versus* Corte Oblíquo

Os processos de maquinagem convencionais são caracterizados pela remoção de aparas por ação da ferramenta de corte que é animada de movimentos de corte, avanço e penetramento, em relação à peça a trabalhar. Na Figura 3 estão ilustrados os 3 processos de maquinagem convencional mais importantes, nomeadamente o torneamento, a furação e a fresagem. Nestes processos, a apara escoa numa direção arbitrária em relação à aresta de corte. Pode-se considerar que em cada ponto da aresta de corte existem condições de corte oblíquo, tal como se representa de forma simplificada na Figura 4b. Nesta figura podemos constatar que a aresta de corte é oblíqua em relação à direção do movimento de corte da ferramenta. Uma simplificação do processo de corte é o corte ortogonal, onde a aresta de corte da ferramenta apresenta uma orientação perpendicular à direção do movimento de corte, tal como se representa na Figura 4a. Apesar do corte ortogonal ser uma simplificação do processo de corte, o seu estudo permite tirar conclusões importantes sobre o processo de corte e fazer extrapolação para situações de corte mais geral/oblíquo. O corte ortogonal também pode representar situações muito particulares de processos de maquinagem convencional.

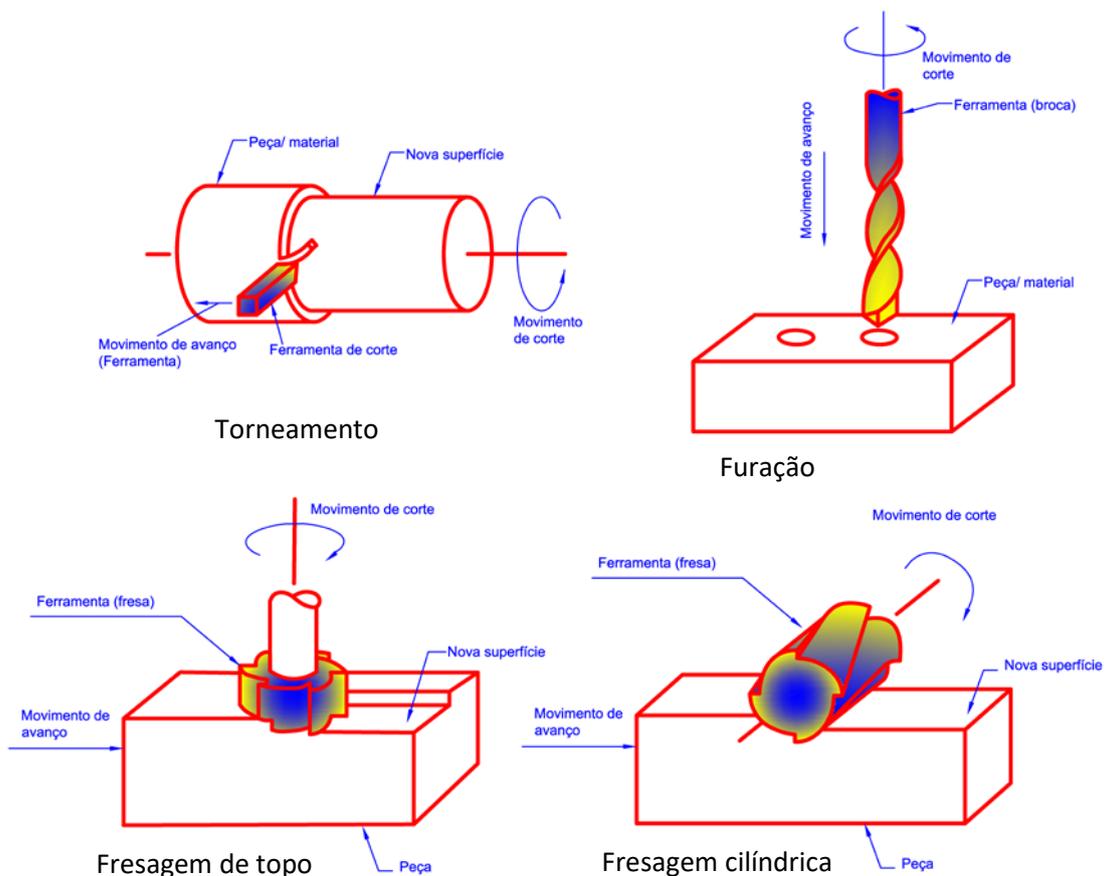


Figura 3 – Processos de maquinagem convencionais.

O corte ortogonal é caracterizado por uma uniformidade do processo de corte ao longo da largura da peça ou ao longo da aresta de corte, pelo que o processo é normalmente considerado um problema bidimensional, tal como se ilustra na Figura 5.

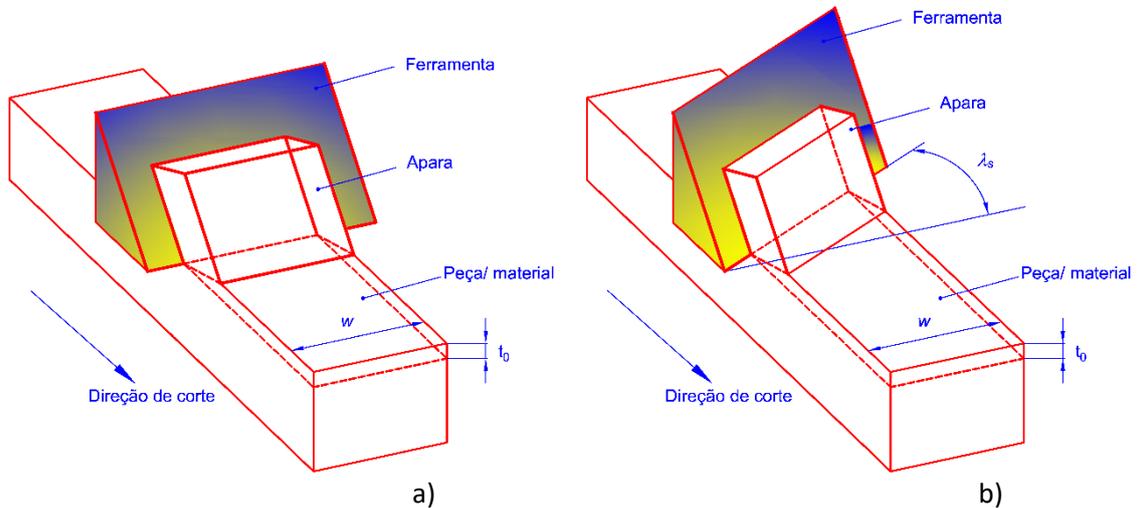


Figura 4 - Corte ortogonal (a) versus corte oblíquo (b).

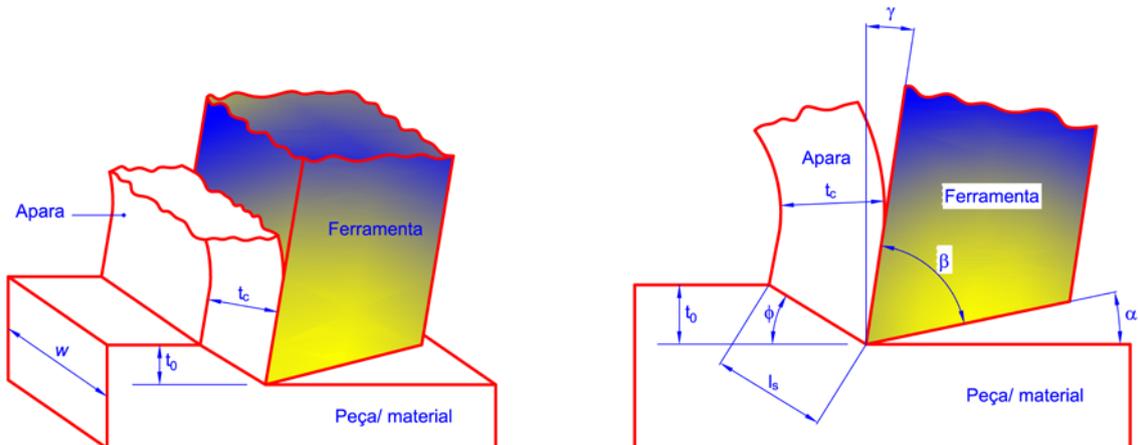


Figura 5 - Corte ortogonal: 3D vs. 2D.

3. Mecanismos de Formação da Apara

A maquinagem de materiais metálicos pode dar origem a diferentes tipologias de aparas, dependendo do tipo de material e das condições/parâmetros de corte. Assim, de acordo com a Figura 6, e de um modo simplificado podemos dizer que as aparas podem apresentar 4 comportamentos distintos, nomeadamente:

- Aparas contínuas;
- Aparas contínuas com formação de apara aderente ou aresta postiça de corte na ferramenta;
- Aparas serrilhadas;
- Aparas descontínuas.

A apara contínua é típica de processos de maquinagem envolvendo: i) materiais dúcteis maquinados a altas velocidades de corte e baixos avanços e penetramentos; ii) arestas de corte das ferramentas afiadas e iii) baixos coeficientes de atrito. A apara contínua resulta em processos de corte com menor nível de vibrações e melhores acabamentos superficiais nas superfícies maquinadas. No entanto, este tipo de apara, em processos de corte contínuos (ex: torneamento), tem tendência a enrolar-se nas peças ou ferramentas dificultando a automatização dos processos e manuseamento das peças. Nestes casos, as ferramentas têm que ser concebidas com quebra- Aparas para induzir a quebra periódica das aparas, mas sem alterar a sua natureza intrínseca de formação de apara contínua que é benéfica para a qualidade do processo de maquinagem (ver Figura 7). Os quebra- Aparas são acidentes geométricos (depressões ou saliências) criados na face de ataque das ferramentas que forçam a apara a uma deformação adicional suficiente para a sua fratura.

Na maquinagem de materiais dúcteis a baixas/médias velocidades de corte pode resultar a formação cíclica de apara aderente. As baixas velocidades facilitam a adesão do material da peça à ferramenta, resultando na alteração da geometria local da ferramenta, reduzindo a eficiência do corte. A acumulação do material na ferramenta culmina com a fratura periódica desse material, que acaba por induzir instabilidade/vibrações no processo de corte e libertação de partículas de material que podem acabar por surgir incrustadas nas superfícies maquinadas, afetando a qualidade superficial. Este tipo de apara é indesejável, sendo normalmente ultrapassada pelo aumento da velocidade de corte.

A apara semi-contínua ou serrilhada ocorre normalmente na maquinagem de metais difíceis de maquinar (ex. ligas de titânio, superligas à base de níquel, aços inoxidáveis austeníticos), maquinados com altas velocidades. Este tipo de apara pode também ocorrer na maquinagem de materiais mais comuns (ex. aços), maquinados a altas velocidades de corte.

A apara pode ainda apresentar um aspeto fragmentado ou descontínuo quando são maquinados materiais frágeis (ex. ferros fundidos) com baixas velocidades de corte. Este tipo de apara resulta normalmente em qualidades superficiais das peças maquinadas de pior qualidade.

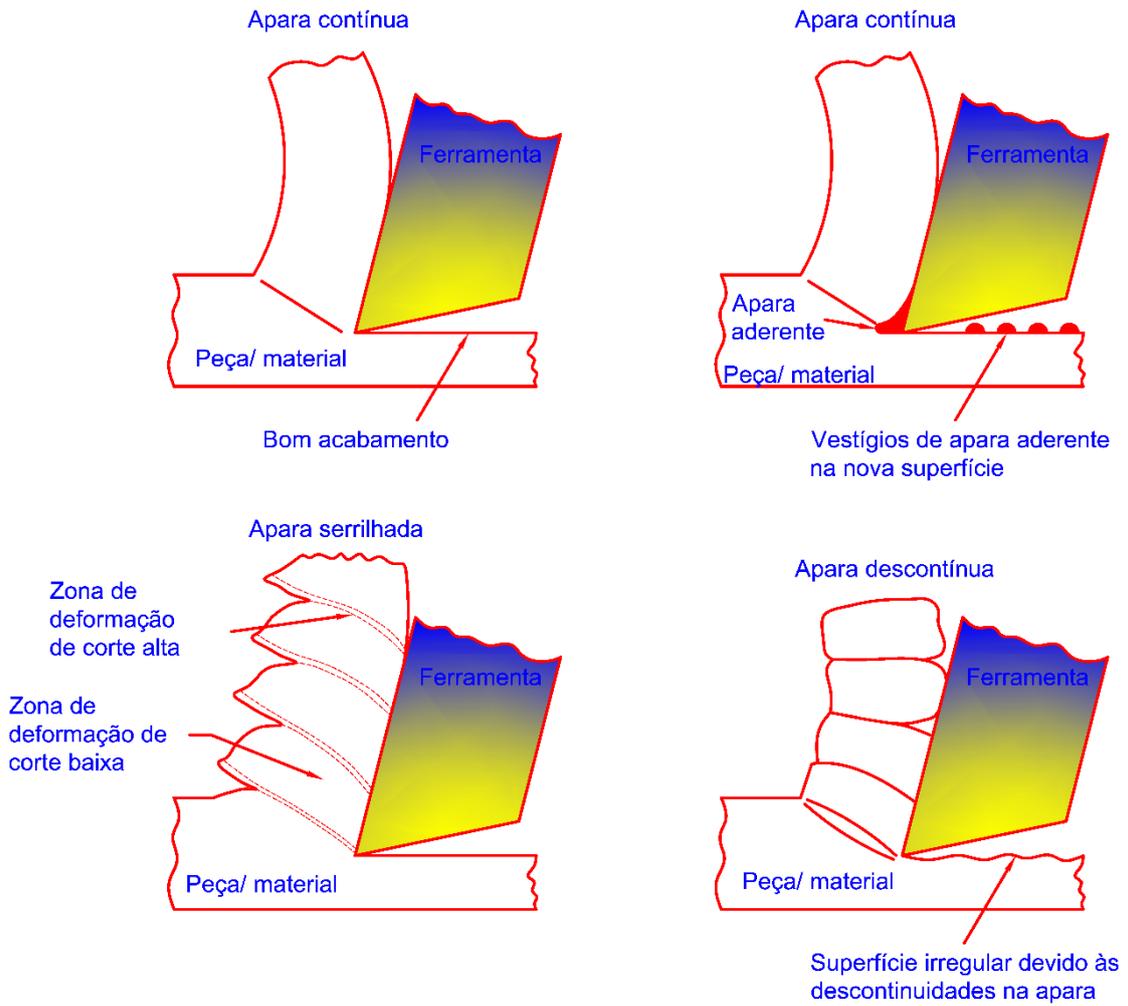


Figura 6 – Tipos de aparas distintos.

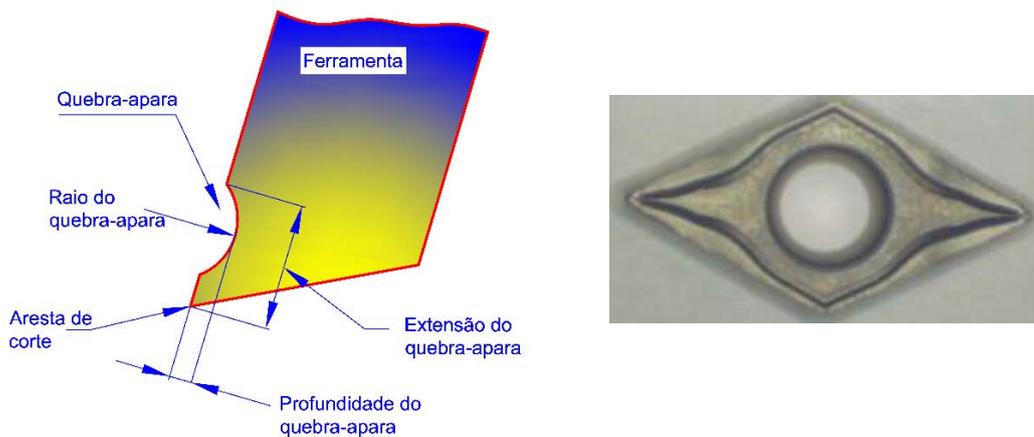


Figura 7 – Quebra-aparas: representação esquemática (esquerda) e face de ataque de uma pastilha em *metal duro* com quebra aparas (direita).

O processo de formação da avara envolve deformação plástica intensa concentrada em diferentes localizações da zona de processo de corte (ver Figura 8). Em particular, existe uma região na base da avara (zona de corte primária) onde se concentram deformações de corte plásticas intensas. Esta região de concentração de deformação define o chamado plano de corte. O comportamento do material nesta região é controlado por tensões de corte e tensões de compressão, normais ao plano de corte, sendo estas últimas responsáveis pelo aumento da espessura da avara (recalque do material) face à espessura do material antes do corte.

Uma segunda zona de concentração de deformação plástica intensa é a zona de contacto entre a avara e a ferramenta. Nesta zona, devido à elevada fricção e pressões de contacto, são induzidas deformações plásticas de corte sobre a avara (zona de corte secundária). A intensidade da deformação de corte nesta zona de corte secundária dependerá do valor do coeficiente de atrito assim como da pressão exercida pelo material sobre a face de ataque da ferramenta. Embora não representado na Figura 8, existe uma terceira zona de corte (zona de corte terciária) gerada pela ação da face de folga da ferramenta sobre a nova superfície maquinada (ver Figura 23). Apesar de as ferramentas apresentarem geralmente ângulos de folga positivos, não é possível evitar totalmente a fricção entre a ferramenta de corte e a nova superfície gerada, sobretudo pela zona da ferramenta próxima da aresta de corte.

As zonas de corte acima referidas são responsáveis pela geração de calor devido às elevadas deformações plásticas e taxas de deformação. Igualmente, o atrito nas zonas de corte secundária e terciária são responsáveis pela geração de calor. O calor gerado é responsável pela elevação da temperatura da zona de processo em geral, levando ao amaciamento dos materiais e à necessidade de processos de controlo de temperatura como é o caso da utilização de fluidos de corte.

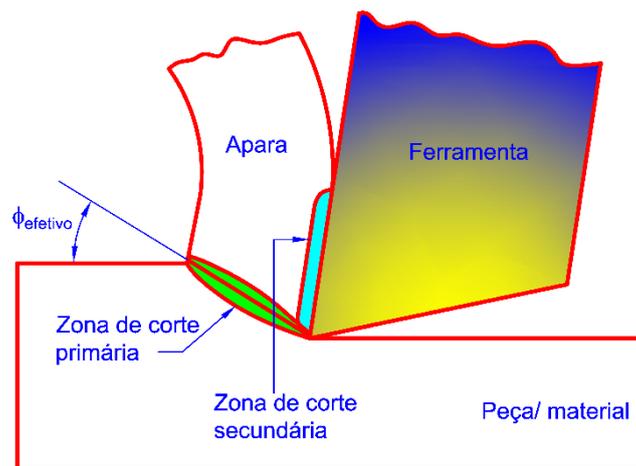


Figura 8 – Zonas de corte primária e secundária.

3.1 Mecanismo de formação da apara

Um modelo que tem sido proposto para descrever o processo de geração da apara é o modelo baseado na sobreposição/empilhamento de lamelas sucessivas de material, de espessura infinitesimal, tal como se ilustra na Figura 9. Cada lamela é submetida a um processo de deformação por corte. Através da análise geométrica de uma dessas lamelas (Figura 9) é possível obter uma relação entre a extensão de corte aplicada nessa lamela, ε , e a orientação do plano de corte na base da apara, ϕ , assim como o ângulo de ataque da ferramenta, γ .

$$\varepsilon = \frac{\overline{AC}}{\overline{BD}} = \frac{\overline{AD} + \overline{DC}}{\overline{BD}} \quad (1)$$

$$\tan\phi = \frac{\overline{BD}}{\overline{AD}} \Leftrightarrow \overline{AD} = \frac{\overline{BD}}{\tan\phi} \quad (2)$$

$$\tan(\gamma - \phi) = \frac{\overline{DC}}{\overline{BD}} \Leftrightarrow \overline{DC} = \overline{BD} \cdot \tan(\gamma - \phi) \quad (3)$$

Substituindo as equações (2) e (3) na equação (1), resulta a seguinte expressão para a extensão de corte:

$$\varepsilon = \frac{\frac{\overline{BD}}{\tan\phi} + \overline{BD} \cdot \tan(\gamma - \phi)}{\overline{BD}} = \tan^{-1}\phi + \tan(\gamma - \phi) \quad (4)$$

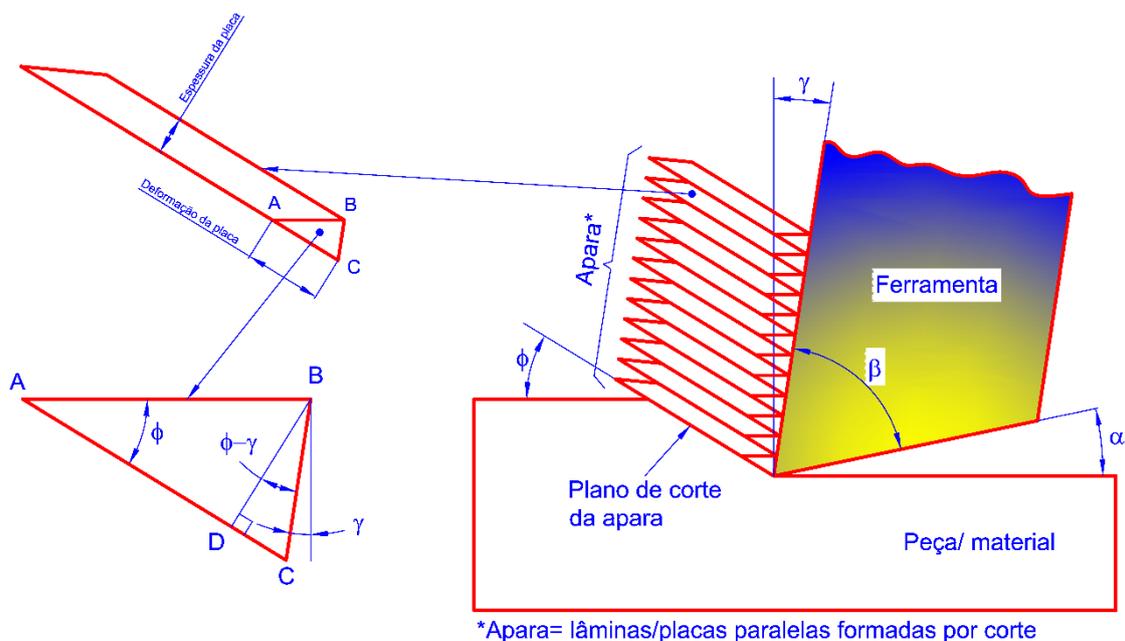


Figura 9 – Modelo de formação da apara.

A aplicação da equação (4) no cálculo da extensão na zona de corte primário requer o conhecimento da orientação do plano de corte, ϕ , na base da apara. A orientação do plano de corte na base da apara pode ser obtida através da razão de corte, r , ou grau de recalque, R , como se descreve a seguir. Com efeito, com base na Figura 10 define-se a razão de corte e o grau de recalque do material, respetivamente através das relações seguintes:

$$r = \frac{t_0}{t_c} < 1 \quad (5)$$

$$R = \frac{1}{r} = \frac{t_c}{t_0} > 1 \quad (6)$$

A expressão para a razão de corte pode ser desenvolvida do modo seguinte:

$$r = \frac{t_0}{t_c} = \frac{l_s \text{sen} \phi}{l_s \text{cos}(\phi - \gamma)} = \frac{\text{sen} \phi}{\text{cos}(\phi - \gamma)} = \frac{\text{sen} \phi}{\text{cos} \phi \text{cos} \gamma + \text{sen} \phi \text{sen} \gamma} \quad (7)$$

Resolvendo a equação (7) em ordem ao ângulo de corte, ϕ , resulta:

$$\begin{aligned} r \text{cos} \phi \text{cos} \gamma + r \text{sen} \phi \text{sen} \gamma &= \text{sen} \phi \Leftrightarrow \\ \frac{r \text{cos} \phi \text{cos} \gamma}{\text{sen} \phi} + \frac{r \text{sen} \phi \text{sen} \gamma}{\text{sen} \phi} &= \frac{\text{sen} \phi}{\text{sen} \phi} \Leftrightarrow \\ \frac{r \text{cos} \gamma}{\tan \phi} + r \text{sen} \gamma &= 1 \Leftrightarrow \\ \tan \phi &= \frac{r \text{cos} \gamma}{1 - r \text{sen} \gamma} = \frac{\text{cos} \gamma}{R - \text{sen} \gamma} \end{aligned} \quad (8)$$

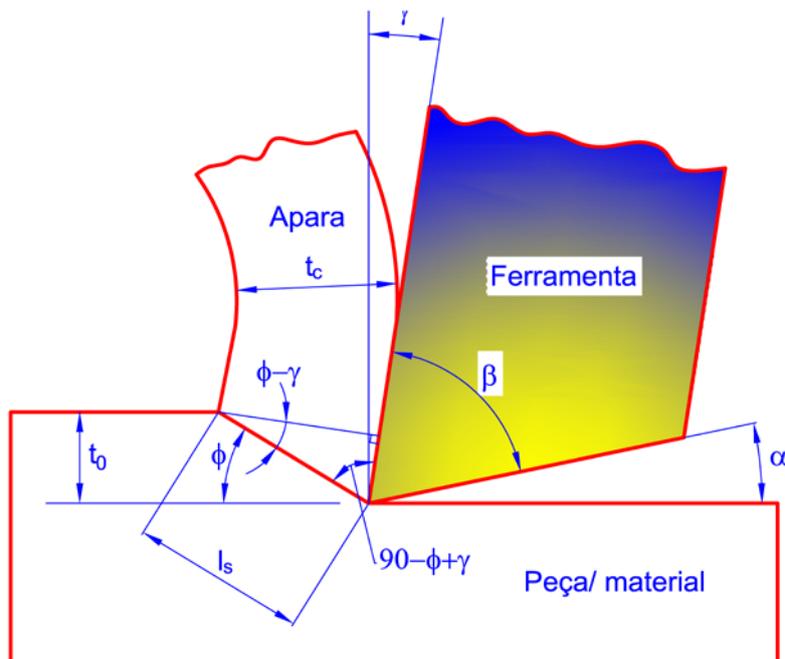


Figura 10 – Corte ortogonal – relações geométricas entre espessura do corte e espessura da apara.

A equação (8) permite determinar a orientação da zona de corte primária (plano de corte na base da avara) conhecido o ângulo de ataque da ferramenta, γ , e a razão de corte, r , ou grau de recalque, R , ou seja, a espessura da avara antes e após corte. Posteriormente, é possível avaliar a extensão de corte a que está sujeito o material durante o processo de formação da avara, através da equação (4). Na Figura 11 ilustra-se a evolução do ângulo de corte, ϕ , em função do grau de recalque da avara, para diferentes ângulos de ataque da ferramenta. Constata-se que o ângulo de corte diminui com o aumento do grau de recalque, que como se verá mais à frente (Secção 4.3) corresponde a um aumento dos esforços de corte; também se constata que o aumento do ângulo de ataque da ferramenta conduz a um aumento do ângulo de corte, que conduz a uma redução dos esforços de corte, como se concluirá na Secção 4.3 com a apresentação da relação de Merchant.

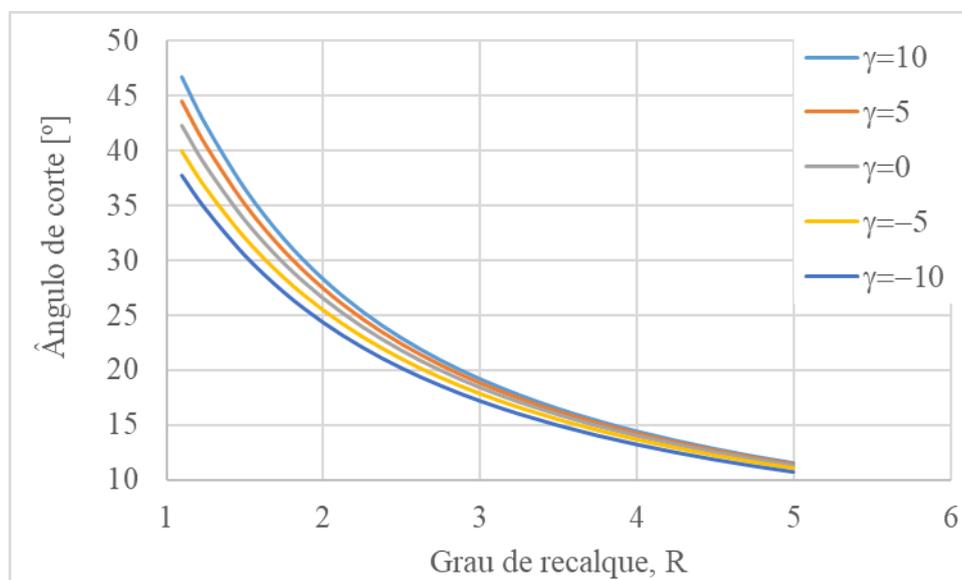


Figura 11 – Evolução do ângulo de corte com o grau de recalque da avara para diferentes ângulos de ataque da ferramenta.

Na Figura 12 ilustra-se a microestrutura de um aço sujeito a um processo de corte ortogonal. Pode-se constatar a definição clara do plano de corte na base da avara assim como os efeitos da deformação plástica intensa sobre os grãos do material que forma a avara. Também se pode constatar a razoabilidade do modelo da sobreposição das lamelas usado para descrever a formação da avara. Na Figura 13 ilustra-se o plano de corte obtido por simulação por elementos finitos recorrendo ao software DEFORM[®]. Nesta figura apresenta-se o campo das taxas de extensão plástica, sendo visível o plano de corte como sendo a localização onde se verificam elevadas taxas de extensão plásticas. Nessa figura também é possível observar uma avara contínua e uma avara serrilhada, obtidas respetivamente na maquinagem da liga Al7574-T351 e Ti6Al4V.

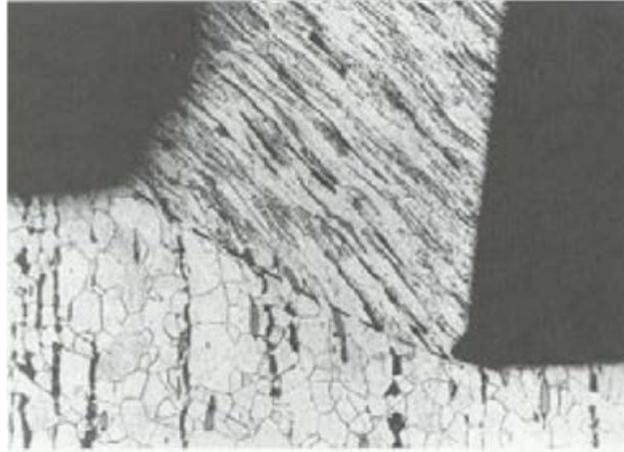


Figura 12 – Evolução da microestrutura do material com a formação da avara.

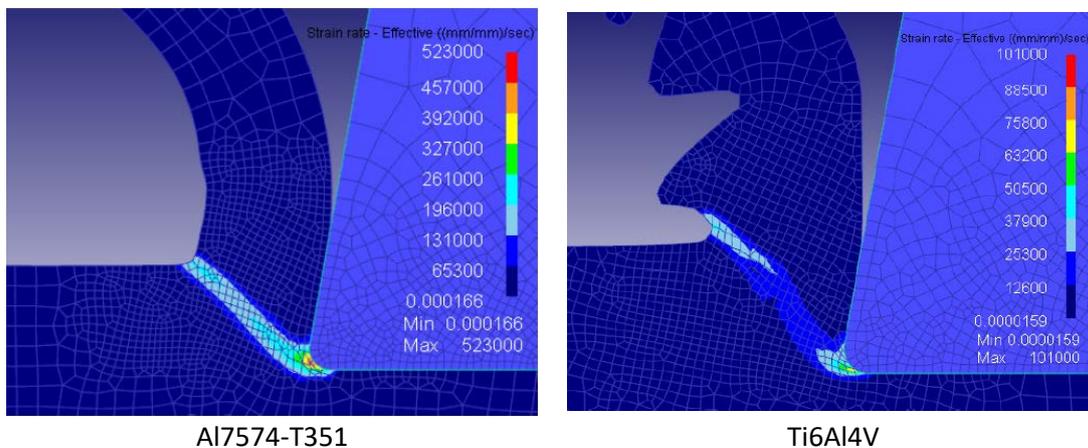


Figura 13 – Plano de corte obtido por simulação em DEFORM®: campo das taxas de extensão plásticas [8].

4. Mecânica do Corte Ortogonal

Nesta secção apresenta-se uma análise dos esforços associados ao processo de corte ortogonal. Será apresentado o modelo de corte ortogonal proposto por Merchant¹ e feita uma alusão à potência e energia envolvidas no processo de corte. O modelo apresentado nesta secção, complementado com a informação da Secção 3.1 relativa ao modelo de formação de avara, têm como pressupostos um conjunto simplificações ao processo de corte, nomeadamente:

- O material é homogéneo e isotrópico e apresenta comportamento rígido-plástico perfeito;
- O processo de corte é estacionário, com formação de avara contínua;
- É aplicável o modelo de atrito de Coulomb;

¹ Mylon Eugene Merchant, conhecido por Gene Merchant, nasceu em 1913 e morreu em 2006. Considerado uma figura proeminente na área da maquinaria e fabricação.

- A deformação plástica no plano de corte da avara está confinada a uma região estreita em torno desse plano e considera-se uniformemente distribuída ao longo desse plano;
- São desprezáveis as deformações elásticas;
- É desprezável a zona de corte terciária, ou seja, o atrito entre a face de saída da ferramenta e a nova superfície da peça;
- É desprezável a energia de fratura necessária à separação da avara do material da peça;
- Não é considerado o desgaste da ferramenta e qualquer tipo de deformação desta;
- Os efeitos térmicos e viscoplásticos do material não considerados explicitamente.

4.1 Esforços de corte

Na Figura 14 apresentam-se os esforços atuantes sobre uma avara. Distinguem-se dois conjuntos de esforços que se desenvolvem nas zonas de corte primária e secundária. Considerando em primeiro lugar os esforços na zona de corte secundária, refere-se a força de atrito entre a avara e a face de ataque da ferramenta, \vec{F} , e a força normal à face de ataque, \vec{N} . Recorrendo ao modelo de atrito de Coulomb, admitindo a sua validade no corte, podemos relacionar as intensidades das duas forças, através do chamado coeficiente de atrito, μ , ou do ângulo de atrito, ρ :

$$\mu = \frac{F}{N} = \tan \rho \quad (9)$$

O coeficiente de atrito é uma consequência da combinação de diferentes materiais - avara e ferramenta - assim como depende da utilização de fluidos de corte. Geralmente, em problemas de corte o coeficiente de atrito assume valores elevados, na ordem dos 0.5-0.6. O modelo de atrito de Coulomb não é universalmente aceite para descrever as tensões de contacto entre a avara e a face de ataque, sendo também comum a utilização de modelos híbridos onde numa extensão de contacto próximo da aresta de corte, caracterizada por elevadas pressões de contacto, se considera haver adesão do material da avara à ferramenta e o deslizamento da avara só é possível graças à deformação por corte de uma camada de material da avara, na vizinhança da interface com a ferramenta. Nas zonas mais afastadas da aresta de corte, a pressão de contacto diminui e nesses casos existe deslizamento da avara sobre a face de ataque, sendo aplicável o modelo de atrito de Coulomb. Na Figura 15 apresenta-se a distribuição das tensões de contacto, normais (σ_n) e tangenciais (τ) típicas em corte. Devido à elevada pressão de contacto sobre a face de ataque da ferramenta, junto à aresta de corte (extensão l_p), o modelo de atrito de Coulomb resultaria em tensões de corte superiores à resistência ao corte do material, S , levando o material da avara a deformar-se plasticamente por corte, gerando a chamada zona de corte secundária. Embora reconhecendo as limitações do modelo de atrito de Coulomb, neste documento será usado exclusivamente este modelo nas análises apresentadas.

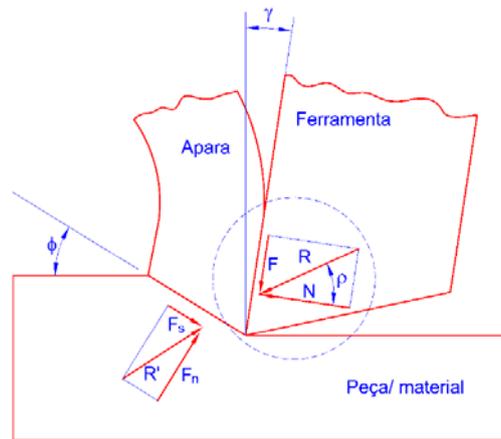


Figura 14 – Esforços de corte na avara – destaque das forças de contacto com a ferramenta.

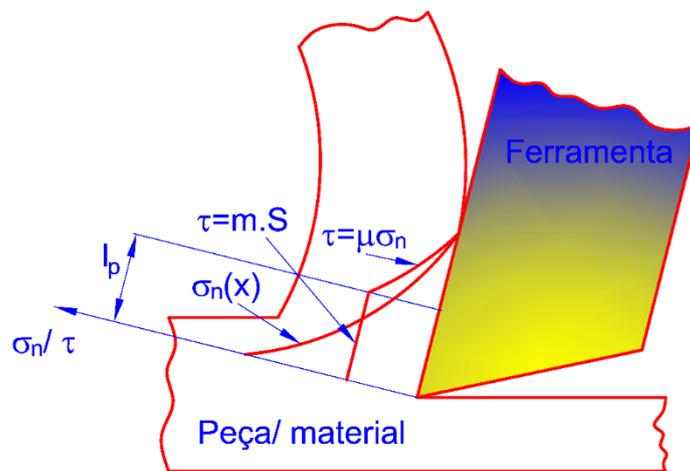


Figura 15 – Tensões de contacto entre avara e ferramenta.

A soma das duas componentes de esforços, tangencial e normal, que se desenvolvem na interface entre a avara e face de ataque da ferramenta produz uma resultante \vec{R} que atua sobre a avara e que tem de ser equilibrada pela resultante dos esforços que atuam na base da avara, na zona de corte primário:

$$\vec{R} = \vec{F} + \vec{N} = \vec{R}' \tag{10}$$

Relativamente aos esforços que se desenvolvem na zona de corte primário, estes resultam da ligação da avara à peça a ser maquinada, e podem ser representados por duas componentes, segundo as orientações do plano de corte da avara (\vec{F}_s) e direção normal ao plano de corte (\vec{F}_n), ver Figura 16. A força \vec{F}_s é a responsável pela deformação de corte na base da avara; já a componente normal \vec{F}_n é responsável pela compressão (recalque) do material. Admitindo uma tensão de corte aplicada uniformemente no plano de corte da avara, podemos definir essa tensão de corte do modo seguinte:

$$\tau = \frac{F_s}{A_s} \quad (10)$$

Recorrendo à Figura 5, podemos definir a área de corte do modo seguinte:

$$A_s = l_s \times w = \frac{t_0 \times w}{\text{sen } \phi} \quad (11)$$

Substituindo o resultado da equação (11) na equação (10), resulta a seguinte expressão para a tensão de corte média:

$$\tau = \frac{F_s \text{sen } \phi}{t_0 \times w} \quad (12)$$

Para ocorrer formação da avara, a tensão de corte média terá que igualar a resistência ao corte do material, S , nas condições do corte, isto é, à temperatura e taxa de extensão do processo de corte:

$$\tau = \frac{F_s \text{sen } \phi}{t_0 \times w} = S \quad (13)$$

Desprezando a zona de corte terciária, pode-se afirmar que os esforços de corte atuantes sobre a ferramenta resultam sobretudo da ação da avara. Estes esforços podem ser apresentados num referencial com origem na aresta de corte da ferramenta e direções do movimento de corte e perpendicular. Neste referencial pode-se definir a força de corte principal, \vec{F}_c , e a força perpendicular chamada de força de avanço, \vec{F}_t (ver Figura 17). Estas forças apresentam uma resultante, \vec{R}' , que através das equações de equilíbrio tem de respeitar a seguinte igualdade:

$$\vec{R} = \vec{R}' = \vec{R}'' \quad (14)$$

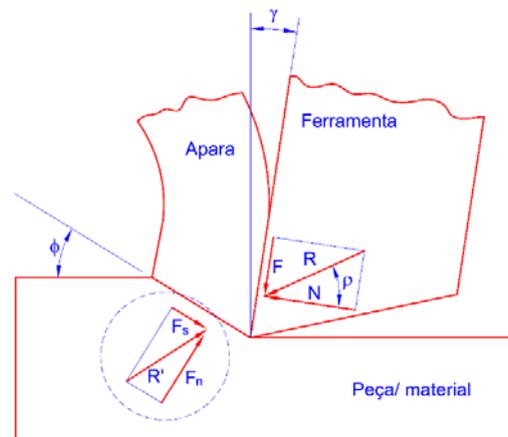


Figura 16 – Esforços de corte na avara – destaque dos esforços resultantes no plano de corte.

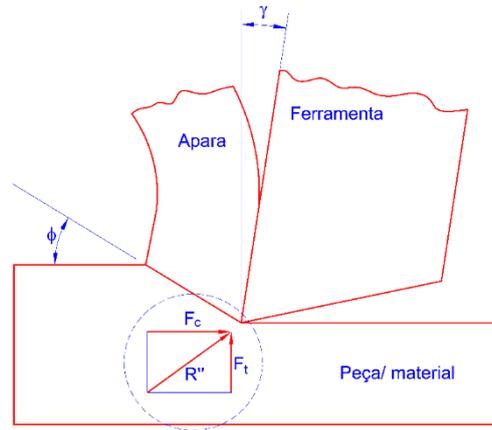


Figura 17 – Esforços de corte atuantes na ferramenta.

4.2 Círculo de Merchant

Uma vez identificados os esforços atuantes na ferramenta de corte e avara, recorrendo às equações de equilíbrio estabelecidas nas equações (14), podem-se determinar relações entre esses esforços. As equações de equilíbrio podem-se ilustrar através de uma construção gráfica, chamada de círculo de Merchant, em reconhecimento do autor M. Eugene Merchant. Assim, partido da resultante dos esforços que atuam na ferramenta, \vec{R}' , representa-se um círculo de diâmetro igual à intensidade desta resultante, como se ilustra na Figura 18. Tendo por base a resultante, constrói-se um triângulo retângulo inscrito no círculo de Merchant, e cujos catetos representam a força de corte principal, \vec{F}_c , e força de avanço, \vec{F}_t . De seguida, acrescenta-se à construção geométrica os esforços que atuam entre face de ataque e a avara, tal como se ilustra na Figura 19. Neste esforços destaca-se a força de atrito, \vec{F} , e força normal \vec{N} que apresentam a mesma resultante dos esforços que atuam na ferramenta. Da análise da Figura 19 podem-se estabelecer as seguintes relações entre esforços:

$$F \operatorname{sen} \gamma + N \operatorname{cos} \gamma = F_c \quad (15)$$

$$F \operatorname{cos} \gamma - N \operatorname{sen} \gamma = F_t \quad (16)$$

O sistema de equações (15)-(16) pode ser resolvido em ordem aos esforços F e N , tal como se apresenta de seguida:

$$\begin{cases} F \operatorname{sen} \gamma \operatorname{cos} \gamma + N \operatorname{cos}^2 \gamma = F_c \operatorname{cos} \gamma \\ F \operatorname{sen} \gamma \operatorname{cos} \gamma - N \operatorname{sen}^2 \gamma = F_t \operatorname{sen} \gamma \end{cases} \Rightarrow N = F_c \operatorname{cos} \gamma - F_t \operatorname{sen} \gamma \quad (17)$$

$$\begin{cases} F \operatorname{sen}^2 \gamma + N \operatorname{sen} \gamma \operatorname{cos} \gamma = F_c \operatorname{sen} \gamma \\ F \operatorname{cos}^2 \gamma - N \operatorname{sen} \gamma \operatorname{cos} \gamma = F_t \operatorname{cos} \gamma \end{cases} \Rightarrow F = F_c \operatorname{sen} \gamma + F_t \operatorname{cos} \gamma \quad (18)$$

Voltando novamente ao círculo de Merchant, acrescentam-se agora os esforços atuantes no plano de corte da apara, tal como se ilustra na Figura 20. Da análise desta figura podem-se relacionar os esforços atuantes na ferramenta com os esforços atuantes na base da apara:

$$F_n \operatorname{sen} \phi + F_s \operatorname{cos} \phi = F_c \quad (19)$$

$$F_n \operatorname{cos} \phi - F_s \operatorname{sen} \phi = F_t \quad (20)$$

O sistema de equações (19)-(20) pode ser resolvido em ordem aos esforços F_n e F_s , tal como se apresenta de seguida:

$$\begin{cases} F_n \operatorname{sen} \phi \operatorname{cos} \phi + F_s \operatorname{cos}^2 \phi = F_c \operatorname{cos} \phi \\ F_n \operatorname{sen} \phi \operatorname{cos} \phi - F_s \operatorname{sen}^2 \phi = F_t \operatorname{sen} \phi \end{cases} \Rightarrow F_s = F_c \operatorname{cos} \phi - F_t \operatorname{sen} \phi \quad (21)$$

$$\begin{cases} F_n \operatorname{sen}^2 \phi + F_s \operatorname{sen} \phi \operatorname{cos} \phi = F_c \operatorname{sen} \phi \\ F_n \operatorname{cos}^2 \phi - F_s \operatorname{sen} \phi \operatorname{cos} \phi = F_t \operatorname{cos} \phi \end{cases} \Rightarrow F_n = F_c \operatorname{sen} \phi + F_t \operatorname{cos} \phi \quad (22)$$

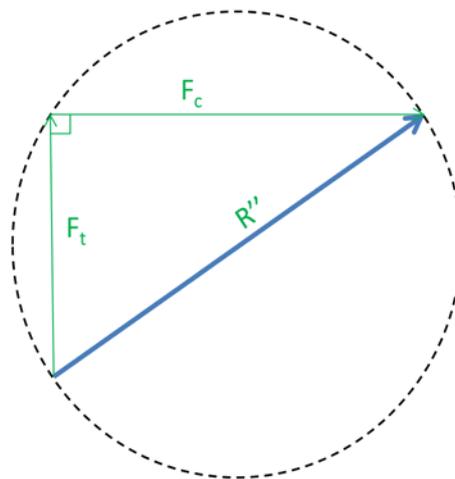


Figura 18 – Círculo de Merchant: esforços de corte atuantes na ferramenta.

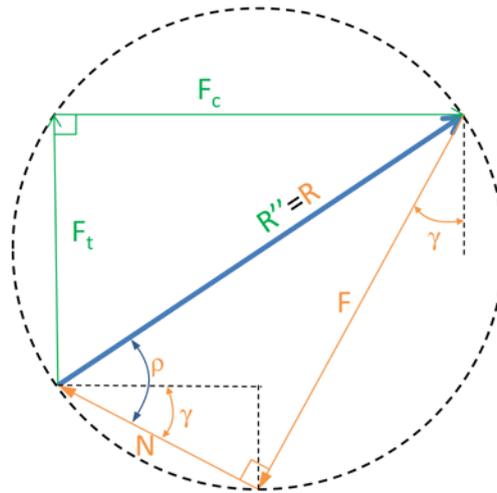


Figura 19 – Círculo de Merchant: decomposição de esforços em 2 referenciais distintos.

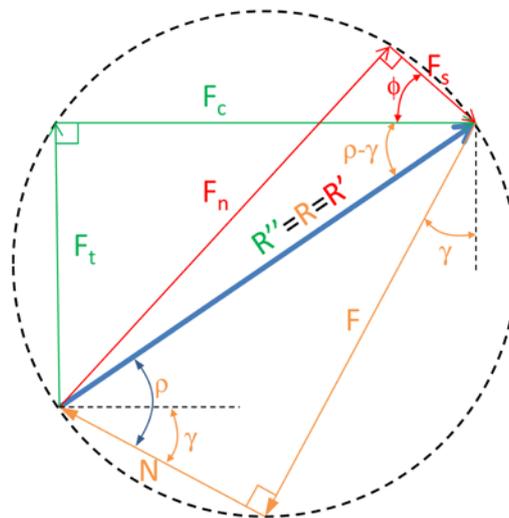


Figura 20 – Círculo de Merchant: decomposição dos esforços em 3 referenciais distintos.

Os esforços F_c e F_t podem ser determinados experimentalmente através de uma célula de carga que mede os esforços aplicados na ferramenta. Nesta situação podem-se avaliar os esforços de contacto entre a avara e a ferramenta, assim como os esforços na base da avara, recorrendo às equações (17)-(18) e (21)-(22), que se resumem de seguida:

$$\begin{cases} N = F_c \cos \gamma - F_t \sin \gamma \\ F = F_c \sin \gamma + F_t \cos \gamma \\ F_s = F_c \cos \phi - F_t \sin \phi \\ F_n = F_c \sin \phi + F_t \cos \phi \end{cases} \quad (23)$$

A aplicação das equações (23) requer ainda o conhecimento do ângulo de ataque da ferramenta, γ , assim como a orientação do plano de corte na base da avara, ϕ . Conhecido o ângulo de ataque da ferramenta será então possível estimar o valor do coeficiente de atrito através da equação (9). Relativamente ao ângulo de corte, apresenta-se na secção seguinte um procedimento proposto por Merchant para a sua estimativa.

Uma perspectiva alternativa para a análise dos esforços consiste em estimar os esforços atuantes na ferramenta a partir da resistência ao corte do material, S . Para este efeito, e tendo como referência a Figura 20, pode-se escrever as seguintes relações trigonométricas:

$$\begin{cases} \cos(\phi + \rho - \gamma) = \frac{F_s}{R} \\ \cos(\rho - \gamma) = \frac{F_c}{R} \end{cases} \Leftrightarrow \begin{cases} F_s = R \cos(\phi + \rho - \gamma) \\ F_c = R \cos(\rho - \gamma) \end{cases} \Rightarrow \frac{F_s}{F_c} = \frac{\cos(\phi + \rho - \gamma)}{\cos(\rho - \gamma)} \Leftrightarrow F_c = F_s \frac{\cos(\rho - \gamma)}{\cos(\phi + \rho - \gamma)} \quad (24)$$

$$\begin{cases} \sin(\rho - \gamma) = \frac{F_t}{R} \\ \cos(\phi + \rho - \gamma) = \frac{F_s}{R} \end{cases} \Leftrightarrow \begin{cases} F_t = R \sin(\rho - \gamma) \\ F_s = R \cos(\phi + \rho - \gamma) \end{cases} \Rightarrow \frac{F_t}{F_s} = \frac{\sin(\rho - \gamma)}{\cos(\phi + \rho - \gamma)} \Leftrightarrow F_t = F_s \frac{\sin(\rho - \gamma)}{\cos(\phi + \rho - \gamma)} \quad (25)$$

Nas equações (24)-(25) o esforço de corte F_s pode ser determinado a partir da resistência ao corte do material com base na equação (13), que se reescreve na forma seguinte:

$$F_s = S \cdot A_s = \frac{S \times t_0 \times w}{\sin \phi} \quad (26)$$

4.3 Relação de Merchant

Um dos principais contributos dos estudos de Merchant foi a definição de uma relação para a definição da orientação do plano de corte na base da apanha, ϕ . Esta relação foi desenvolvida com base na hipótese de que o plano de corte é aquele que produz a menor tensão de corte média, $\tau = \tau_{min}$. Com base nas equações (10), (11) e (21) pode escrever a tensão de corte em função da orientação do plano de corte, ϕ :

$$\tau = \frac{F_s}{A_s} = \frac{F_c \cos \phi - F_t \sin \phi}{\frac{t_0 \times w}{\sin \phi}} = \frac{1}{t_0 \times w} (F_c \cos \phi \sin \phi - F_t \sin^2 \phi) = \tau(\phi) \quad (27)$$

O ângulo do plano de corte pode então ser determinado minimizando o valor da tensão de corte, em ordem a ϕ :

$$\tau = \tau_{min} \Leftrightarrow \frac{\partial \tau}{\partial \phi} = 0 \Leftrightarrow F_c (\cos^2 \phi - \sin^2 \phi) - 2F_t \sin \phi \cos \phi = 0 \quad (28)$$

Tendo em conta as relações trigonométricas seguintes,

$$\begin{aligned} \cos(2\phi) &= \cos^2\phi - \sin^2\phi \\ \sin(2\phi) &= 2\sin\phi\cos\phi \end{aligned} \quad (29)$$

pode-se reescrever a equação (28) do modo seguinte:

$$F_c \cos(2\phi) - F_t \sin(2\phi) = 0 \quad (30)$$

ou ainda,

$$\tan(2\phi) = \frac{F_c}{F_t} \quad (31)$$

Com base no círculo de Merchant, representado na Figura 20, pode-se definir a razão $\frac{F_c}{F_t}$ do modo seguinte:

$$\tan(\rho - \gamma) = \frac{F_t}{F_c} \Leftrightarrow \frac{F_c}{F_t} = \frac{1}{\tan(\rho - \gamma)} \quad (32)$$

Substituindo a equação (32) na equação (31) resulta:

$$\tan(2\phi)\tan(\rho - \gamma) = 1 \quad (33)$$

A equação (33) apresenta a seguinte solução que representa a relação de Merchant:

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{\rho}{2} + \frac{\gamma}{2} \quad (34)$$

A relação de Merchant representa um dos resultados mais notáveis dos estudos de Merchant. Esta relação estabelece que o ângulo de corte da apanha, ϕ , depende do coeficiente de atrito entre a apanha e a face de ataque da ferramenta ($\mu = \tan \rho$), assim como do ângulo de ataque da ferramenta, γ . O ângulo de corte aumenta com o aumento do ângulo de ataque da ferramenta e redução do ângulo de atrito ou coeficiente de atrito. Tal como se ilustra na Figura 21, o aumento do ângulo de corte da apanha, ϕ , representa:

- redução da área de corte A_s ;
- redução da força no plano de corte F_s ;
- redução da energia/potência de corte;
- redução das temperaturas de corte.

A relação de Merchant tem uma consequência prática importante. Por exemplo, ela demonstra que o uso de fluidos de corte na maquinagem possibilita a redução do coeficiente de atrito e conseqüentemente propicia uma redução dos esforços de corte. Já o aumento do ângulo de ataque da ferramenta permite uma redução do ângulo de gume da ferramenta e conseqüentemente uma redução dos esforços de corte. No entanto, o aumento do ângulo de ataque está limitado pela redução de resistência da ferramenta, que advém da redução do ângulo de gume.

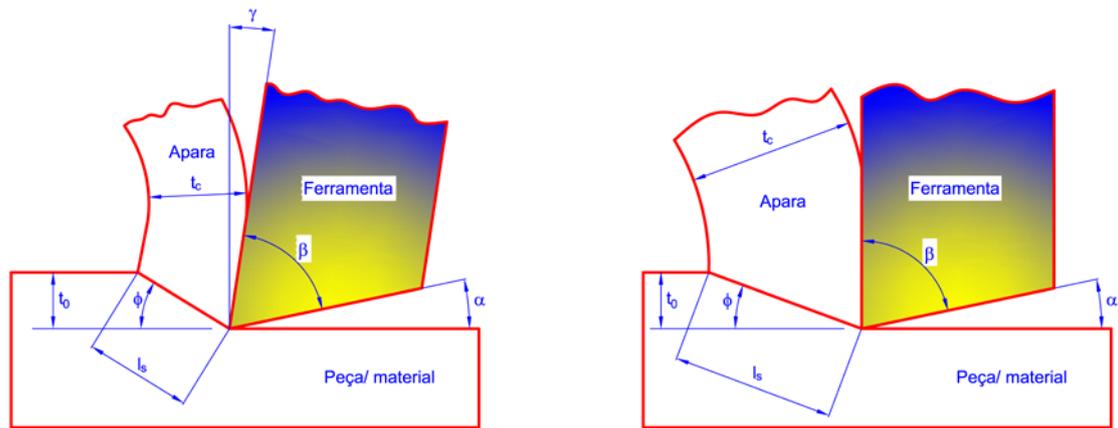


Figura 21 – Efeito da variação do ângulo de ataque da ferramenta na orientação do plano de corte na base da apara - relação de Merchant.

A relação de Merchant definida pela equação (34) apesar de grande importância teve um desenvolvimento puramente teórico, tendo sido posta à prova em vários estudos alternativos, experimentais e analíticos. Como consequência, várias correções têm sido propostas ao longo do tempo. O próprio Merchant apresentou uma solução alternativa que considerava o efeito das tensões normais ao plano de corte, cuja resultante tem a intensidade F_n . A nova relação assume a forma seguinte [1]:

$$\phi = \frac{C}{2} - \frac{\rho}{2} + \frac{\gamma}{2} \quad (35)$$

onde C é uma constante do material, chamada de constante de Merchant.

Recorrendo a diferentes modelos analíticos, diversos autores têm proposto diferentes expressões para o ângulo de corte, resumindo-se na Tabela 1 alguns desses modelos.

4.4 Potência e energia

A potência de corte, P_c , associada a um processo de corte ortogonal pode ser determinada através da relação seguinte:

$$P_c = F_c \cdot v_c \quad (36)$$

Considerando a velocidade de corte expressa em m/s e a força em N, resulta a potência de corte em N.m/s, ou seja, o Watt.

Esta potência tem que ser fornecida pelo motor de acionamento da máquina-ferramenta. No entanto, qualquer sistema mecânico tem um rendimento inferior a 100% pelo que o motor de acionamento deverá ser sobredimensionado para compensar as perdas do sistema de transmissão. Assim, a potência de acionamento do motor deverá ser dada pela seguinte relação:

$$P_g = \frac{P_c}{E} = \frac{F_c \cdot v_c}{E} \quad (37)$$

onde E é o rendimento da máquina-ferramenta que pode assumir um valor típico na ordem dos 90% [3] ou inferior 60~80% [4], dependendo sobretudo do tipo de construção da máquina-ferramenta e estado de conservação.

Tabela 1 – Expressões para o ângulo de corte de acordo com diferentes autores [2].

Autor	Ano	Expressão	Nota
Ernst–Merchant	1941	$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{\rho}{2} + \frac{\gamma}{2}$	
Merchant	1945	$\phi = \frac{C}{2} - \frac{\rho}{2} + \frac{\gamma}{2}$	
Stabler	1951	$\phi = \frac{\pi}{4} - \rho + \frac{\gamma}{2}$	
Lee–Shaffer	1951	$\phi = \frac{\pi}{4} - \rho + \gamma$	
Hucks	1951	$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{\text{atan}(2\mu)}{2} + \gamma$	
Shaw et al.	1953	$\phi = \frac{\pi}{4} - \rho + \gamma \pm \eta$	η : ângulo entre plano de corte e plano de tensão de corte máxima.
Sata	1954	$\phi = \frac{\pi}{4} - \gamma \pm \frac{\gamma - 15^\circ}{2}$	
Sata e Minuso	1955	$\phi = \gamma$ ($\gamma \geq 15^\circ$) $\phi = 15^\circ$ ($\gamma < 15^\circ$)	
Weisz	1957	$\phi = 54.7^\circ - \rho + \gamma$	
Kronenberg	1957	$\phi = \text{acot} \left[\frac{e^{\mu(\frac{\pi}{2}-\gamma)} - \text{sen}\gamma}{\text{cos}\gamma} \right]$	
Oxley	1961	$\phi = \theta - \rho + \gamma$	θ : ângulo entre o plano de corte e a força resultante.

No contexto da maquinagem é comum definir-se a potência de corte por unidade de volume de material removido, P_u , também conhecida por energia específica de corte, U , ou ainda mais conhecida por pressão específica de corte, k (ou K_s ou k_c):

$$P_u = U = k = \frac{P_c}{R_{MR}} \quad (38)$$

onde R_{MR} é a taxa de remoção de material dada pela expressão seguinte:

$$R_{MR} = t_0 \cdot w \cdot v_c \quad (39)$$

Substituindo o resultado da equação (39) na equação (38), resulta:

$$P_u = U = k = \frac{F_c \cdot v_c}{t_0 \cdot w \cdot v_c} = \frac{F_c}{t_0 \cdot w} \quad (40)$$

É comum a pressão específica de corte apresentar-se nas seguintes unidades: N.m/mm^3 ou N/mm^2 ($1 \text{ N.m/mm}^3 = 1000 \text{ N/mm}^2$). A pressão específica de corte é usualmente entendida como uma propriedade mecânica relativa ao corte do material, que permite

estimar a força de corte conhecida a secção da avara não deformada, no entanto é uma pseudo propriedade pois, como se verá de seguida, não é uma constante do material:

$$F_c = k \cdot t_0 \cdot w \quad (41)$$

Valores de referência de pressões específicas de corte podem ser encontrados na literatura para diferentes materiais. Na Tabela 2 apresentam-se valores típicos de pressões específicas de corte para diferentes grupos de materiais, onde se destacam as ligas de alumínio e magnésio com menores pressões específicas de corte e os aços ligados com os valores mais elevados. No entanto, a pressão específica de corte não é uma propriedade mecânica pois ela depende da espessura da avara, devendo ser corrigida para valores de espessuras de avara reduzidos. Na Figura 22 ilustra-se o fator de correção a aplicar na pressão específica de corte proposto na referência [3], para ferramentas em bom estado. Constata-se que o fator de correção tende a estabilizar num valor constante para valores elevados/crescentes da espessura da avara. A correção proposta deve ainda ser majorada se a ferramenta apresentar sinais de desgaste, através de fatores de correção de 1.25 ou 1.10, para situações de desbaste e acabamento, respetivamente.

Mais de 90% da energia despendida num processo de maquinagem é convertida em calor. A energia remanescente é por exemplo consumida em energia elástica na avara. A temperatura na interface ferramenta-avara pode aumentar acima dos 600°C. As temperaturas elevadas têm elevados inconvenientes pois:

- Reduzem a vida das ferramentas, por redução da dureza dos materiais;
- Avaras quentes são perigo para o seu manuseamento;
- O aquecimento da peça induz imprecisões dimensionais devido à expansão térmica dos materiais.

Normalmente são usados fluidos de corte para controlar a temperatura gerada na zona do processo de corte. A estimativa da temperatura no processo de corte é um tema que se reveste normalmente de elevada complexidade e não existem modelos analíticos capazes de estimar a temperatura com exatidão. No entanto, existem alguns autores que propõem relações empíricas para estimativa da temperatura máxima na zona de processo, em função dos parâmetros de corte e propriedades físico-mecânicas dos materiais.

Na Figura 23 ilustra-se o balanço térmico num processo de corte. Existem 3 fontes de calor, devido à deformação plástica intensa e/ou fricção, nomeadamente nas zonas de corte primária (Q_I), secundária (Q_{II}) e terciária (Q_{III}). Enquanto na zona de corte primária a deformação plástica é a fonte mais intensa de geração de calor (fricção interna no material), nas zonas de corte secundária e terciária, o atrito com a ferramenta é a fonte principal de geração de calor. Este calor gerado produz aumento de temperatura na zona de processo e é transmitido para fora da zona de processo de várias formas. Admitindo um processo de corte em regime estacionário, pode-se fazer o seguinte balanço térmico (ver Figura 23):

Tabela 2 – Pressões específicas de corte típicas para diferentes materiais ($t_0=0.25$ mm; ferramenta afiada) [3].

	Dureza Brinell	Energia Específica, U
		Potência unitária, Pu N.m/mm ³
Aço ao carbono	150–200	1.6
	201–250	2.2
	251–300	2.8
Aços ligados	200–250	2.2
	251–300	2.8
	301–350	3.6
	351–400	4.4
Ferros fundidos	125–175	1.1
	175–250	1.6
Aço inoxidável	150–250	2.8
Alumínio	50–100	0.7
Ligas de Alumínio	100–150	0.8
Latão	100–150	2.2
Bronze	100–150	2.5
Ligas de Magnésio	50–100	0.4

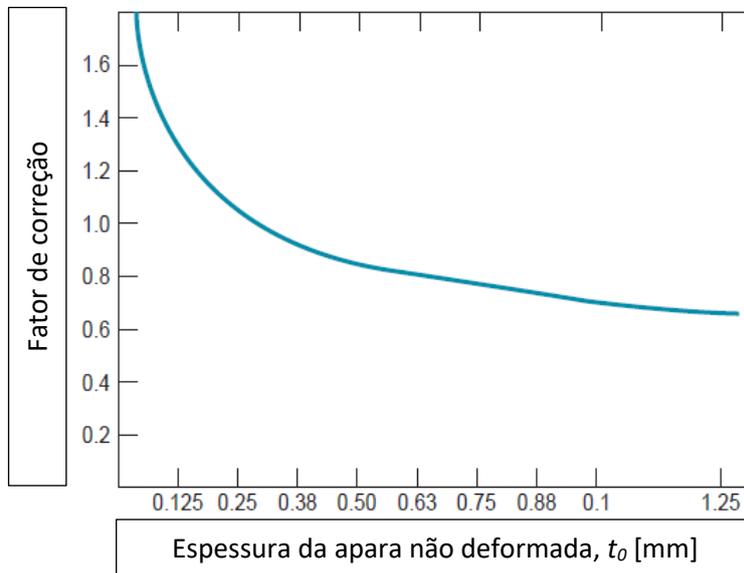


Figura 22 – Fator de correção da espessura da pressão específica de corte com a espessura da apana [3].

$$Q_I + Q_{II} + Q_{III} = Q_{amb} + Q_A + Q_F + Q_P \tag{42}$$

onde:

Q_A : Calor transferido pela avara. Nos materiais maus condutores de calor, como as ligas de Ti, esta parcela é menos importante pelo que o calor é sobretudo transferido para ferramenta que acaba por sofrer um sobreaquecimento.

Q_F : Calor transferido para a ferramenta. Esta parcela de calor transferida para a ferramenta é responsável pelo aquecimento da ferramenta.

Q_P : Calor transferido para a peça. Esta parcela de calor transferida para a peça é responsável pelo aquecimento da mesma levando a distorções e dificuldades de manuseamento.

Q_{amb} : Calor transferido para o ambiente externo à zona de processo (ex: radiação, convecção). A utilização de fluídos de corte tem um papel importante no controlo desta parcela de transferência de calor. O uso de fluidos de corte permite aumentar significativamente esta parcela reduzindo as restantes que são indesejáveis ao processo.

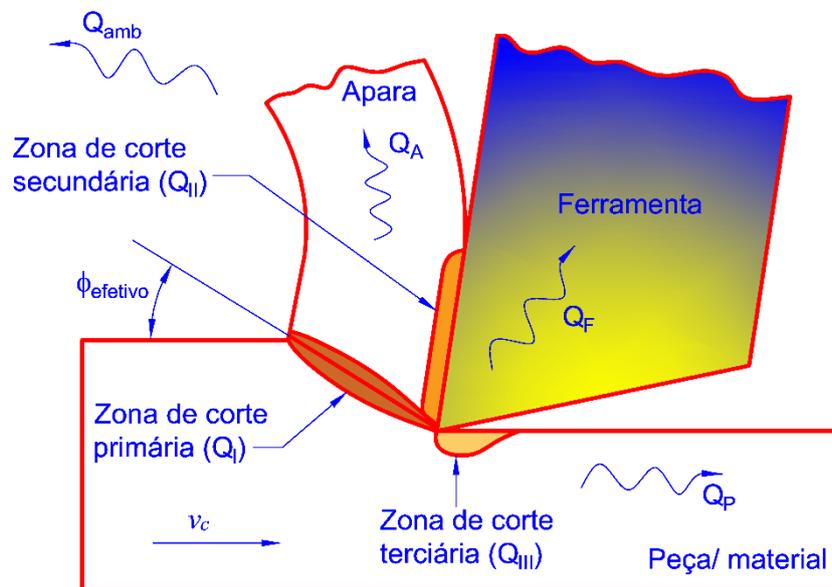


Figura 23 – Principais fontes de geração e dissipação de calor no processo de corte.

Cook [3][5] propôs a seguinte relação empírica para a temperatura máxima na interface avara-ferramenta:

$$T = \frac{0.4U}{\rho C} \left(\frac{v_c t_0}{K} \right)^{0.333} \quad (43)$$

onde:

T : aumento de temperatura na interface avara-ferramenta [°C]

U : energia específica ou pressão específica de corte [N.m/mm³][J/mm³]

v_c : velocidade de corte [m/s]

t_0 : espessura da apara antes do corte [m]

ρC : calor específico volúmico do material [J/mm³.°C]

K : difusidade térmica do material [m²/2]

A relação de Cook apesar de uma natureza empírica apresenta já alguns parâmetros influentes no processo, como é o caso da energia introduzida no processo através da pressão específica de corte do material, velocidade de corte e propriedades térmicas do material responsáveis pelo aumento de temperatura e condução de calor.

Trigger [3][6][7] propôs uma relação mais simples para a temperatura que reconhece a velocidade de corte num processo corte como o parâmetro mais influente:

$$T = K v_c^m \quad (44)$$

onde K e m são constantes que são ajustadas com base em resultados experimentais. Esta relação só é válida para condições muito particular de operação.

Em alternativa aos modelos analíticos e empíricos para simulação do campo de temperaturas pode-se recorrer aos modelos numéricos como é o caso do método dos elementos finitos. A título de exemplo, ilustra-se na Figura 24 o campo de temperaturas obtido por simulação de um processo de torneamento cilíndrico na liga ALSi20 realizado por Silva [8]. Pode-se constatar e elevada temperatura registada na apara que acaba por ser um elemento importante de extração de calor neste processo de corte.

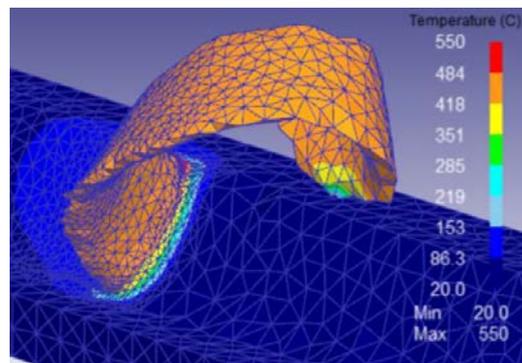


Figura 24 – Campo de temperaturas obtido por simulação em Deform3D do processo de torneamento cilíndrico na liga ALSi20 [8].

5. Analogia entre Corte Ortogonal e Torneamento

Apesar do estudo do corte ortogonal ser importante para compreender os processos de maquinagem por arranque de apara, ele não representa de forma exata os diferentes

processos de maquinagem convencionais. No entanto, o modelo de corte ortogonal poderá ser aplicado na descrição, de forma aproximada, de alguns processos de maquinagem permitindo uma modelação aproximada do processo. Um exemplo é o torneamento cilíndrico representado na Figura 25, ao qual poderemos aplicar o modelo de corte ortogonal fazendo algumas adaptações, tal como se resume na Tabela 3.

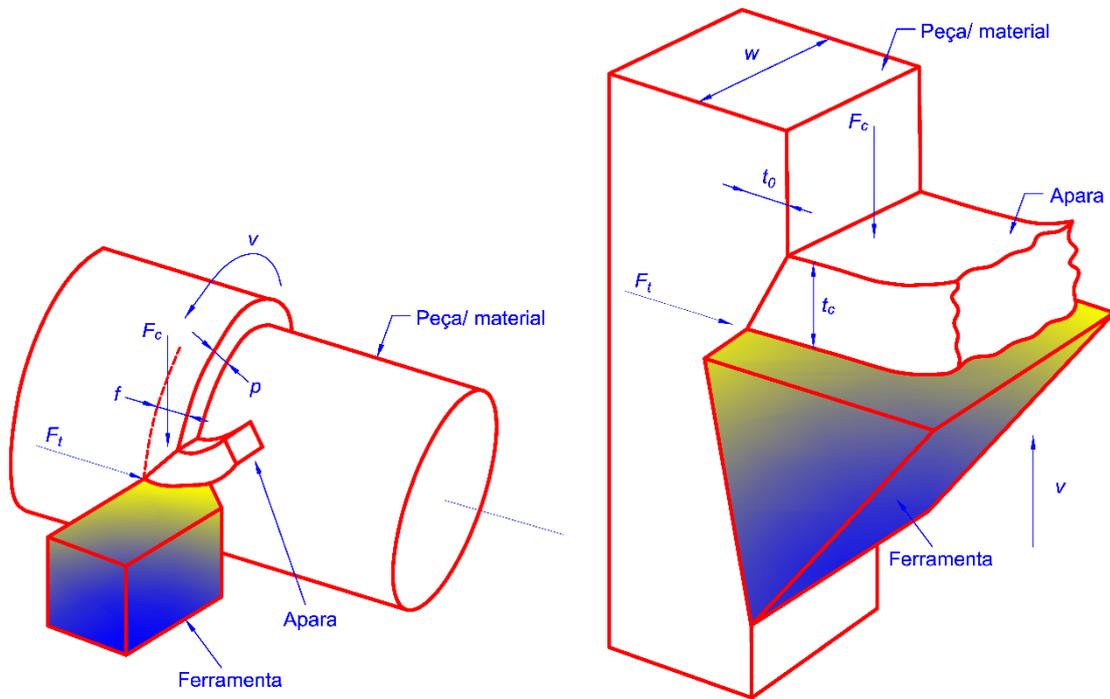


Figura 25 – Torneamento versus corte ortogonal.

Tabela 3 – Correspondência entre parâmetros do torneamento cilíndrico e corte ortogonal [3].

Torneamento cilíndrico	Corte ortogonal
Avanço, f	Espessura da aparas antes do corte, t_0
Penetramento ou profundidade de corte, p	Largura de corte, w
Velocidade de corte, $v = \frac{\pi D n}{1000}$; D =diâmetro em mm; n = frequência de rotação em rpm; v em m/min	Velocidade de corte, v
Força de avanço, F_f	Força na direção perpendicular ao movimento de corte/ força de avanço, F_t
Força de corte, F_c	Força de corte, F_c

A aplicação do modelo de corte ortogonal ao torneamento cilíndrico apresenta algumas limitações, mesmo usando ferramentas com face de ataque lisas, ângulo de inclinação da aresta de corte nulo e ângulo de posição da aresta de corte de 90°:

- O torneamento cilíndrico é um processo de corte 3D com velocidade de corte variável ao longo da aresta de corte;

- A ponta da ferramenta de torneamento apresenta em geral um raio que corta material resultando um corte 3D;
- O avanço, f , que corresponde à espessura da apana não deformada no corte ortogonal, t_0 , não é imposto de forma instantânea, mas é o resultado de uma rotação completa da peça;
- Em resultado na natureza 3D do torneamento cilíndrico surgem esforços de corte na direção do penetramento.

No entanto, as limitações anteriores perdem relevância à medida que o penetramento aumenta face ao raio de ponta da ferramenta.

A estimativa da força de corte numa operação de torneamento cilíndrico pode ser feita recorrendo a uma estimativa das pressões específicas de corte do material. Esta informação pode ser obtida experimentalmente através de ensaios de corte instrumentados com células de carga ou recorrendo a informação publicada na literatura para diversos materiais, tal como se ilustra na Tabela 4. Uma análise detalhada aos esforços de corte no torneamento cilíndrico representado na Figura 25 deverá detetar 3 componentes de esforços, nomeadamente o esforço principal de corte (F_c), esforço de avanço (F_f) e esforço de penetramento (F_p), resultado de um processo de corte oblíquo. No que respeita ao cálculo da potência de corte nas operações de torneamento, apenas as componentes de força de corte principal e de avanço são relevantes, resultando a seguinte expressão:

$$P_c = \frac{F_c \cdot v_c + F_f \cdot v_f}{60000000} \quad (45)$$

onde: P_c = potência de maquinagem [kW]; v_c =velocidade de corte [mm/min]; v_f =velocidade de avanço [mm/min]; F_c =Força de corte principal [N]; F_f = Força de avanço [N]. A velocidade de avanço pode-se relacionar com a velocidade de corte v_c e avanço, f , através das relações seguintes (ver Figura 25):

$$\begin{cases} v_c = \frac{\pi D \cdot n}{1000} \\ v_f = f \cdot n \end{cases} \Rightarrow v_f = \frac{1000f \cdot v_c}{\pi \cdot D} \quad (46)$$

Substituindo o resultado da equação (46) na equação (45) resulta:

$$P_c = \frac{F_c \cdot v_c + \frac{1000f \cdot v_c \cdot F_f}{\pi \cdot D}}{60 \times 10^6} \quad (47)$$

Na prática a segunda parcela nas equações (45) e (47) é desprezável face à primeira parcela, devido à reduzida velocidade de avanço face à velocidade de corte, pelo que se pode reescrever a potência de maquinagem na forma simplificada seguinte:

$$P_c = \frac{F_c \cdot v_c}{60 \times 10^6} \quad (48)$$

Na equação (48) pode-se ainda procurar exprimir a força principal de corte pela sua relação com a secção da avara e pressão específica de corte (equações (41)), resultando a seguinte expressão para a potência de corte:

$$P_c = \frac{v_c \cdot f \cdot p \cdot k}{60 \times 10^6} \quad (49)$$

onde: P_c = Potência de corte [kW]; f = avanço [mm]; p =Profundidade de corte [mm]; v_c =velocidade de corte [mm/min]; k = Pressão específica de corte [N/mm²].

Tabela 4 – Relações analíticas para a pressão específica de corte [4].

Autor	Expressão	Notas
Taylor	$k = \frac{88}{f^{0,25} + p^{0,07}}$	Para ferro fundido cinzento
Taylor	$k = \frac{138}{f^{0,25} + p^{0,07}}$	Para ferro fundido branco
Taylor	$k = \frac{200}{f^{0,25}}$	Aço de construção
AWF (Alemanha)	$k = \frac{C_w}{f^{0,477}}$	C_w : constante do material
ASME	$k = \frac{C_a}{f^n}$	C_a : constante do material da peça e ferramenta n : expoente função do material a maquinar
Kronenberg	$k = \frac{C_a}{f^n}$	C_a : constante do material da peça e ferramenta n : expoente função do material a maquinar
Kienzle	$k = k_{SO} f^z$	k_{SO} : pressão específica de corte padrão z : expoente característico do material

Também é possível recriar no torneamento condições de corte mais próximas do ortogonal, tal como se ilustra na Figura 26. O esforço de penetramento pode ser desprezado nas condições de torneamento representadas na Figura 26, onde se obtêm condições de corte ortogonal.

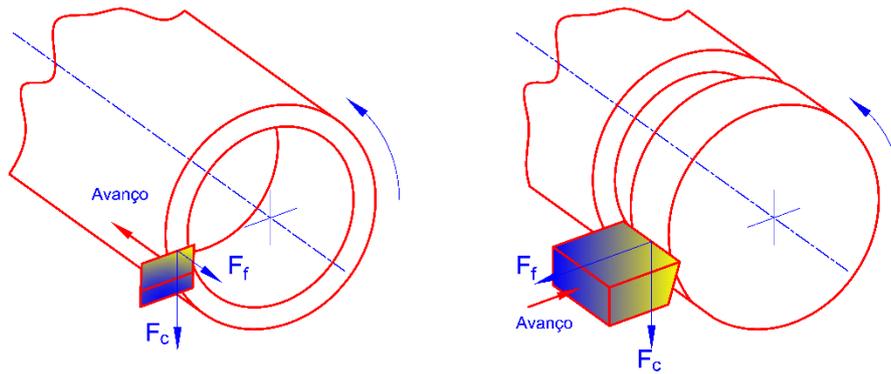


Figura 26 – Recriação de corte ortogonal em operações de torneamento.

6. Potência de Corte na Fresagem

A fresagem corresponde a um processo de maquinagem convencional que recorre a uma ferramenta de corte multifilar (fresa), tal como se ilustra na Figura 27. Apesar do modelo de corte ortogonal não ser aplicável diretamente na análise deste problema, o estudo do mesmo facilita agora a análise da potência de corte necessária para a realização de uma operação de fresagem. Para se definir a potência de corte associada ao processo de fresagem procede-se previamente à introdução de um conjunto de parâmetros associados ao processo. A fresa realiza o corte de um volume de material com as dimensões a_p e a_e designadas, respetivamente, de profundidade de corte e penetramento de trabalho. As dimensões a_p e a_e são medidas, respetivamente, nas direções paralela e perpendicular ao eixo da fresa. A velocidade de corte define-se como a velocidade periférica da fresa, à custa da frequência de rotação, n , e do diâmetro, D , da fresa:

$$v_c [\text{m/min}] = \frac{\pi \cdot D [\text{mm}] \cdot n [\text{rpm}]}{1000} \quad (50)$$

Relativamente aos parâmetros de corte podemos ainda definir o avanço por dente, f_z , e o avanço por rotação, f :

$$f \left[\frac{\text{mm}}{\text{rot}} \right] = Z \cdot f_z, \quad (51)$$

onde Z é o número de dentes da fresa. A velocidade de avanço, v_f , é calculada do modo seguinte:

$$v_f \left[\frac{\text{mm}}{\text{min}} \right] = n [\text{rot/min}] \cdot Z \cdot f_z \quad (52)$$

Pode-se ainda definir a taxa de remoção de material, R_{MR} do modo seguinte:

$$R_{MR} \left[\frac{\text{mm}^3}{\text{min}} \right] = a_e \cdot a_p \cdot v_f = a_e \cdot a_p \cdot Z \cdot f_z \cdot v_c \cdot \frac{1000}{\pi \cdot D} \quad (53)$$

Finalmente, a potência de corte necessária ao processo de fresagem pode ser obtida através da seguinte relação [10]:

$$P_g = \frac{a_e \cdot a_p \cdot v_f}{60000000 \cdot E} k \quad (54)$$

onde: P_g =Potência [kW]; a_e =Penetramento de trabalho [mm]; a_p =Profundidade de corte [mm]; v_f =velocidade de avanço [mm/min]; E =Rendimento da máquina-ferramenta; k =Pressão específica de corte [N/mm²].

Como já foi visto anteriormente, a pressão específica de corte depende da espessura da avara pelo que deve ser determinada para a espessura média da avara gerada durante o processo de fresagem. Com efeito, a avara que é cortada num processo de fresagem não é de espessura constante, sendo necessário calcular a espessura média da mesma, h_m :

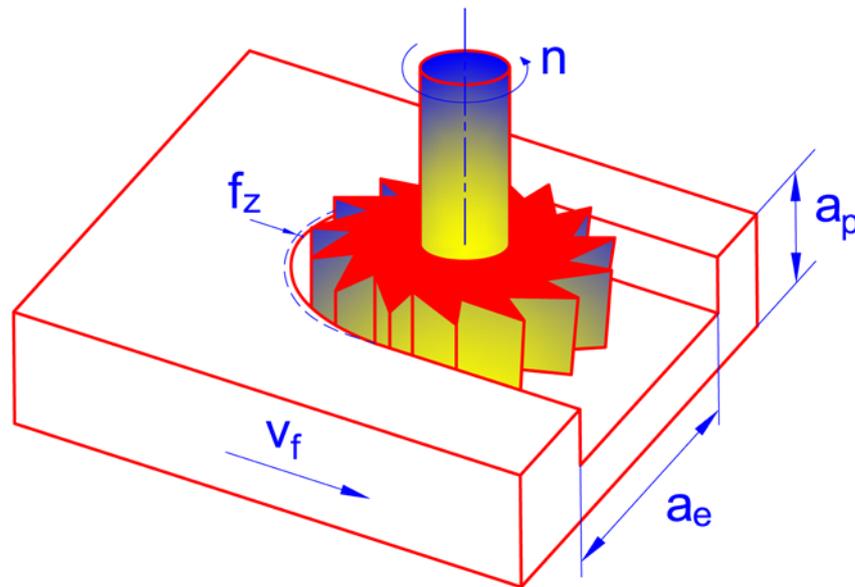


Figura 27 – Fresagem e parâmetros de corte.

$$h_m = \frac{360 \times f_z \times a_e}{\pi \times D \times \omega_e} \text{sen} k_r \quad (55)$$

onde: h_m = espessura média da avara [mm]; f_z = Avanço por dente [mm/dente]; a_e =Penetramento de trabalho [mm]; ω_e =engagement angle [graus] - medida angular que define a extensão da periferia da ferramenta em contacto com material a ser cortado; D =Diâmetro da fresa [mm]; k_r = Lead angle [N/mm²] (ver Figura 28). A pressão específica de corte pode ser definida em função da espessura média da avara:

$$k = \frac{k_{cx}}{h_m^{mc}} \quad (56)$$

onde: k_{cx} = pressão específica de corte para uma avara com 1mm de espessura [N/mm²];
 mc = expoente em função do material.

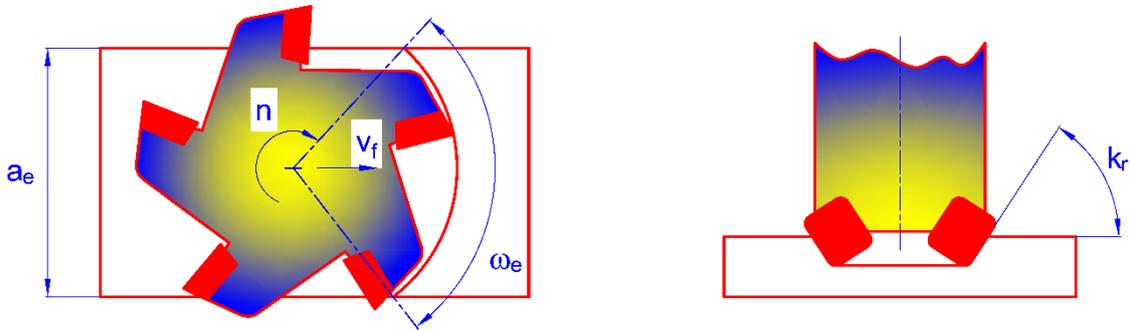


Figura 28 – Definição dos “engagement angle” e “lead angle” em fresagem.

Na referência [10] é possível encontrar informação sobre os parâmetros k_{cx} e mc para algumas classes de materiais, de acordo com a classificação ISO que se resume na Tabela 5.

Tabela 5 – Pressões específicas de corte para vários grupos de materiais[10].

Material/Grupos ISO	Descrição	R _m [N/mm ²]	k_{cx} [N/mm ²]	mc
Grupo P	Aços estruturais; aços macios; aços ao carbono com %C<0.5	<550	1500	0,25
Grupo P	Aços ferramentas; aços inox martensíticos; aços ao carbono com %C>0.5	550-900	1900	0,24
Grupo P	Aços ferramentas; aços inox martensíticos; Aços com elevado teor de liga	900-1200	2000	0,24
Grupo M	Aços inox fáceis de maquinar		1750	0,22
Grupo M	Aços inox com dificuldade de maquinar moderada a difícil: austeníticos e duplex.		2050	0,20
Grupo M	Aços inox muito difíceis de maquinar		2150	0,20
Grupo K	Ferro fundido cinzento		1150	0,22
Grupo K	Ferro fundido nodular, maleável e baixa liga		1225	0,25
Grupo K	Ferro fundido com elevada liga difíceis de maquinar		1470	0,30
Grupo S	Superligas de Ni		3300	0,24
Grupo S	Superligas de Ti		1450	0,23

7. Exercícios Resolvidos

7.1 Exercício resolvido 1

As forças atuantes numa ferramenta de corte, na direção da velocidade de corte e direção normal, numa operação de corte ortogonal, assumem respectivamente as intensidades de 2600 N e 1500 N. O ângulo de ataque da ferramenta é de 5 graus e a largura do corte é 5 mm. A espessura da avara é de 1 mm e o grau de recalque é 1,812. Determine:

7.1.1 A resistência ao corte do material maquinado.

7.1.2 O coeficiente de atrito entre a avara e a face de ataque da ferramenta.

Dados:

$$F_c = 2600N; F_t = 1500N; \gamma = 5^\circ; w = 5mm; t_c = 1mm; R_c = 1,812$$

Resolução:

7.1.1

Razão de corte

$$r = \frac{1}{R_c} = \frac{1}{1,812} = 0,552$$

Orientação do plano de corte na base da avara, ϕ

$$\tan\phi = \frac{r\cos\gamma}{1-r\sin\gamma} = \frac{0,552\cos(5^\circ)}{1-0,552\sin(5^\circ)} = 0,578 \rightarrow \phi = 30,01^\circ$$

Espessura da avara não deformada, t_0

$$r = \frac{t_0}{t_c} \leftrightarrow t_0 = r \cdot t_c = 0,552 \times 1 = 0,552 \text{ mm}$$

Tensão de cedência ao corte do material, S

$$S = \tau = \frac{F_s}{A_s} = \frac{F_c \cos(\phi) - F_t \sin(\phi)}{t_0 w / \sin(\phi)} = \frac{2600 \cos(30,01^\circ) - 1500 \sin(30,01^\circ)}{0,552 \times 5 / \sin(30,01^\circ)} \\ = \mathbf{272,10 \text{ MPa}}$$

7.1.2

Força de atrito e força normal à face de ataque, F e N

$$F = F_c \sin\gamma + F_t \cos\gamma = 2600 \sin(5^\circ) + 1500 \cos(5^\circ) = 1720,9N$$

$$N = F_c \cos\gamma - F_t \sin\gamma = 2600 \cos(5^\circ) - 1500 \sin(5^\circ) = 2459,4N$$

Coeficiente de atrito, μ

$$\mu = \frac{F}{N} = \frac{1720,9}{2459,4} = \mathbf{0,700}$$

Recorrendo à relação de Merchant

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{\rho}{2} + \frac{\gamma}{2} \rightarrow \rho = \frac{\pi}{2} + \gamma - 2\phi = \frac{\pi}{2} + 0,0873 - 2 \times 0,5238 = 0,611$$

$$\mu = \tan\rho = \tan 0,611 = \mathbf{0,700}$$

7.2 Exercício resolvido 2

Uma operação de corte ortogonal é realizada com uma ferramenta com um ângulo de ataque de 15 graus. A espessura da avara antes do corte é de 0,3 mm e a largura do corte é de 2,5 mm. A razão de corte medida após a maquinagem é igual a 0,55. Determine:

7.2.1 A espessura da avara após o corte.

7.2.2 O ângulo de corte – orientação do plano de corte na base da avara.

7.2.3 O ângulo de atrito e coeficiente de atrito.

7.2.4 Deformação de corte na base da avara.

7.2.5 Sabendo que o material apresenta uma tensão de resistência ao corte de 220 MPa, determine as forças de corte que se devem medir na ferramenta usando uma célula de carga.

Dados:

$$\gamma = 15^\circ = 0,2618 \text{ rad}; w = 2,5 \text{ mm}; t_0 = 0,3 \text{ mm}; r = 0,55$$

Resolução:

7.2.1

Espessura da avara após o corte, t_c

$$r = \frac{t_0}{t_c} = 0,55 \rightarrow t_c = \frac{t_0}{r} = \mathbf{0,545 \text{ mm}}$$

7.2.2

Orientação do plano de corte na base da avara, ϕ

$$\tan\phi = \frac{r \cos\gamma}{1 - r \sin\gamma} = \frac{0,55 \cos(15^\circ)}{1 - 0,55 \sin(15^\circ)} = 0,619 \rightarrow \phi = \mathbf{0,5546 \text{ rad} = 31,78^\circ}$$

7.2.3

Recorrendo à relação de Merchant

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{\rho}{2} + \frac{\gamma}{2} \rightarrow \rho = \frac{\pi}{2} + \gamma - 2\phi = \frac{\pi}{2} + 0,2618 - 2 \times 0,5546 = \mathbf{0,723 \text{ rad}}$$

$$\mu = \tan\rho = \tan 0,723 = \mathbf{0,883}$$

7.2.4

Deformação de corte na base da apra

$$\varepsilon = \tan(\phi - \gamma) + \cot(\phi) = \tan(0,5546 - 0,2618) + \cot(0,5546) = \mathbf{1,916}$$

7.2.5

Tensão de cedência/resistência/escoamento ao corte do material (comportamento plástico perfeito), S

$$S = 220 \text{ MPa}$$

Força atuante no plano de corte na base da apra, F_s

$$F_s = S \cdot A_s = \frac{S \cdot w \cdot t_0}{\sin \phi} = \frac{220 \times 2,5 \times 0,3}{\sin(31,78^\circ)} = \mathbf{313,33N}$$

Forças de corte medidas na ferramenta, F_c e F_t

$$F_c = F_s \frac{\cos(\rho - \gamma)}{\cos(\phi + \rho - \gamma)} = 313,33 \frac{\cos(0,723 - 0,2618)}{\cos(0,5546 + 0,723 - 0,2618)} = \mathbf{532,74N}$$

$$F_t = F_s \frac{\sin(\rho - \gamma)}{\cos(\phi + \rho - \gamma)} = 313,33 \frac{\sin(0,723 - 0,2618)}{\cos(0,5546 + 0,723 - 0,2618)} = \mathbf{265,02N}$$

7.3 Exercício resolvido 3

Numa operação de torneamento cilíndrico a árvore é animada de uma velocidade de rotação de modo a produzir uma velocidade de corte de 1,8 m/s. O avanço e o penetramento são respectivamente 0,3 mm/rot e 2,6 mm. O ângulo de ataque da ferramenta é de 8°. O material apresenta uma pressão específica de corte de 1500N/mm². Considere que o coeficiente de atrito entre a apra e a face de ataque da ferramenta é de 0,5. Utilizando o modelo de corte ortogonal para descrever o processo de torneamento, determine:

7.3.1 A taxa de remoção de material.

7.3.2 A potência de maquinagem.

7.3.3 Uma estimativa das forças de corte principal e de avanço.

7.3.4 Comentar a aplicabilidade do modelo de corte ortogonal ao problema de torneamento?

Dados:

$$v_c = 1,8 \frac{m}{s} = 108 \frac{m}{min}; f = 0,3mm/rot; a_p = 2,6mm; \gamma = 8^\circ; k = P_u = 1500 \text{ N/mm}^2; \mu = 0,5$$

Resolução:

7.3.1Taxa de remoção de material, R_{MR}

$$R_{MR} = v_c \times f \times a_p = 1,8 \times 10^3 \times 0,3 \times 2,6 = \mathbf{1404 mm^3/s}$$

7.3.2Potência de maquinagem/corte, P_c

$$P_u = \frac{P_c}{R_{MR}} \rightarrow P_c = P_u \times R_{MR} = 1500 \times 1404 \frac{N}{mm^2} \times \frac{mm^3}{s} = 1500 \times 1404 \frac{N \cdot mm}{s} = 1,5 \times 1404 \frac{N \cdot m}{s} = \mathbf{2106 W = 2,1 kW}$$

7.3.3

Aproximação do modelo de corte ortogonal ao torneamento:

$$f = \frac{0,3mm}{rot} \rightarrow t_0 = 0,3 mm; a_p = 2,6mm \rightarrow w = 2,6 mm$$

Cálculo da força de corte, F_c , a partir da pressão específica de corte:

$$P_u = \frac{F_c}{t_0 w} \leftrightarrow F_c = P_u t_0 w = 1500 \times 0,3 \times 2,6 = \mathbf{1170 N}$$

ou

$$P_c = F_c \times v_c \leftrightarrow F_c = P_c / v_c = 2106 / 1,8 = \mathbf{1170 N}$$

Dividindo as duas relações seguintes uma pela outra:

$$F_c = F_s \frac{\cos(\rho - \gamma)}{\cos(\phi + \rho - \gamma)}$$

$$F_t = F_s \frac{\sin(\rho - \gamma)}{\cos(\phi + \rho - \gamma)}$$

resulta:

$$\frac{F_c}{F_t} = \frac{\cos(\rho - \gamma)}{\sin(\rho - \gamma)}$$

O ângulo de atrito pode ser obtido através do coeficiente de atrito:

$$\mu = \tan \rho \leftrightarrow \rho = \arctan(\mu) = \arctan(0,5) = \mathbf{0,464}$$

Finalmente resulta a força de avanço:

$$\frac{F_c}{F_t} = \frac{\cos(0,464 - 0,140)}{\sin(0,464 - 0,140)} = 2,977$$

$$F_t = \frac{1170}{2,977} = \mathbf{393 N}$$

7.3.4

No torneamento cilíndrico a ferramenta de corte corta com a aresta de corte principal e com a ponta da ferramenta. Assim não estão reunidas as conduções de corte ortogonal. No entanto, se o penetramento for elevado comparado com o raio de ponta da ferramenta, resulta um processo que se aproxima das condições de corte ortogonal.

O ângulo de posição da aresta de corte tem de ser de 90 graus para que o processo de torneamento cilíndrico se aproxime das condições de corte ortogonal. Para ângulos de posição da aresta de corte diferentes de 90 graus resultam condições de corte oblíquo.

No corte ortogonal existe apenas um movimento da ferramenta sendo a espessura da apra antes do corte constante. No torneamento cilíndrico a espessura da apra antes do corte resulta do movimento de avanço progressivo da ferramenta. A velocidade de corte não é constante ao longo da aresta de corte.

7.4 Exercício resolvido 4

Pretende-se realizar uma operação de corte ortogonal num material com tensão de escoamento ao corte de 200 MPa. Considere que a espessura da apra antes do corte é de 0.5 mm e que a largura do corte é de 4 mm.

7.4.1 Determine a evolução das forças de corte aplicadas na ferramenta, em função do ângulo da face de ataque, considerando um coeficiente de atrito de 0.6.

7.4.2 Determine a evolução das forças de corte aplicadas na ferramenta, em função do coeficiente de atrito, considerando um ângulo da face de ataque de 5°.

Dados:

$$t_0 = 0,5 \text{ mm}; w = 4 \text{ mm}; S=200 \text{ MPa}$$

Resolução:

7.4.1

Usando a relação de Merchant, e conhecido o ângulo de atrito e ângulo da face de ataque, é possível calcular o ângulo de corte:

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{\rho}{2} + \frac{\gamma}{2} \text{ com } \rho = \arctan(0,6)$$

De seguida pode-se calcular a força de corte na base da apra:

$$F_s = S \cdot A_s = \frac{S \cdot w \cdot t_0}{\text{sen}\phi}$$

Finalmente pode obter-se os esforços de corte, em função do ângulo de atrito:

$$F_c = F_s \frac{\cos(\rho - \gamma)}{\cos(\phi + \rho - \gamma)}$$

$$F_t = F_s \frac{\sin(\rho - \gamma)}{\cos(\phi + \rho - \gamma)}$$

Substituindo nas expressões anteriores os dados do problema é possível obter a seguinte representação das forças de corte em função do ângulo da face de ataque, γ . Ângulos de ataque positivos são favoráveis a esforços de corte mais reduzidos. No entanto, ângulos de ataque elevados tendem a fragilizar a ferramenta.

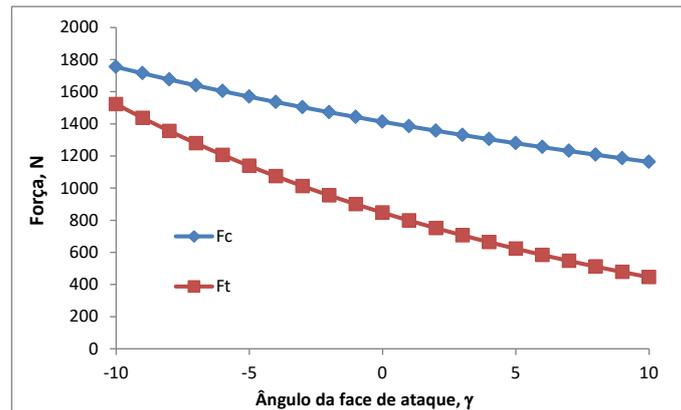


Figura 29 – Esforços de corte em função do ângulo de ataque da ferramenta.

7.4.2

Seguindo o mesmo formulário da alínea anterior, e assumindo $\gamma = 5^\circ$ resulta a seguinte representação da evolução das forças de corte com o coeficiente de atrito:

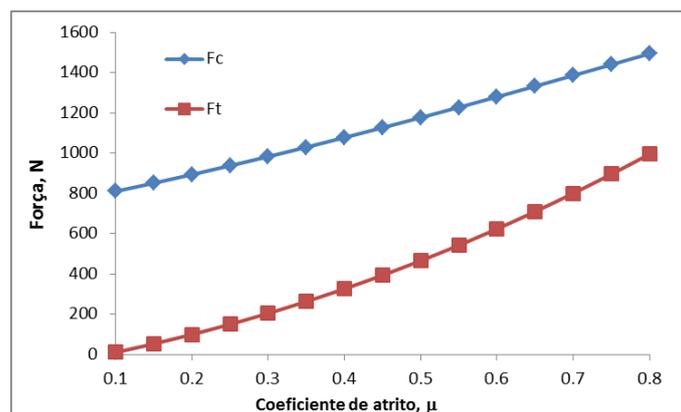


Figura 30 – Esforços de corte em função do coeficiente de atrito.

O aumento do coeficiente de atrito resulta num aumento dos esforços de corte. O uso de fluidos de corte visa diminuir o coeficiente de atrito (função lubrificante) entre a avara e a face de ataque da ferramenta.

7.5 Exercício resolvido 5

Numa operação de torneamento de um aço ao carbono com dureza 275HB, adotou-se uma velocidade de corte de 200 m/min e uma profundidade de corte de 6 mm. O torno tem um motor de acionamento com uma potência de 25kW e o rendimento da máquina é de 90%. Determine o valor máximo do avanço com que se pode toronar nas condições referidas?

Nota: Usar os valores de pressão específica de corte apresentados na Tabela 2 e Figura 22.

Dados:

$P_g = 25kW$; $E = 0,9 \rightarrow P_c = 25 \times 0,9 = 22,5kW$; $v_c = \frac{200m}{min} = \frac{3333,33mm}{s}$; Aço ao carbono, 275HB $\rightarrow P_u = 2,8 N.m/mm^3$ ($t_0 = 0.25mm$); $a_p = 6 mm \rightarrow w = 6 mm$

Resolução:

Considerando a relação entre potência de corte, taxa de remoção de material e pressão específica de corte, é possível determinar a taxa de remoção de material máxima:

$$P_u = \frac{P_c}{R_{MR}} \leftrightarrow R_{MR} = \frac{P_c}{P_u} = \frac{22500}{2,8} = 8035,7 \text{ mm}^3/s$$

Recorrendo à expressão para a taxa de remoção de material é possível estimar o avanço:

$$R_{MR} = t_0 w v_c \leftrightarrow t_0 = \frac{R_{MR}}{w v_c} = \frac{8035,7}{6 \times 3333,33} = 0,4 \text{ mm} = f$$

Como a espessura da apara não deformada é superior a 0,25 mm, a pressão específica de corte precisa ser corrigida (diminuída) e os cálculos anteriores repetidos de acordo com um processo iterativo. Com este processo iterativo resulta o valor de avanço máximo de 0,45 mm/rot.

8. Exercícios Propostos

8.1 Exercício proposto 1

Recorrendo a um torno realizou-se um procedimento de corte ortogonal para avaliação da pressão específica de corte de materiais, tal como ilustrado na Figura 31. Um varão é previamente ranhurado e posteriormente sujeito a um processo de corte ortogonal. A ferramenta está montada numa célula de carga que mede os esforços de corte, quer na direção da velocidade de corte, quer na direção do movimento de avanço. A ferramenta de corte apresenta um ângulo de ataque de 5° . Para um avanço de 0.25mm/rot e uma largura de apra de 3 mm , foram medidos os seguintes esforços médios: $F_c = 1\text{ kN}$, $F_t = 0.4\text{ kN}$.

8.1.1 Determine a pressão específica de corte do material, para as condições do ensaio.

8.1.2 Determine uma estimativa do coeficiente de atrito.

8.1.3 Determine a potência de corte para um varão de 50 mm de diâmetro e para uma frequência de rotação de 2000 rpm .

8.1.4 Determine uma estimativa da força de corte, F_c , se a ferramenta tiver um ângulo de ataque nulo.

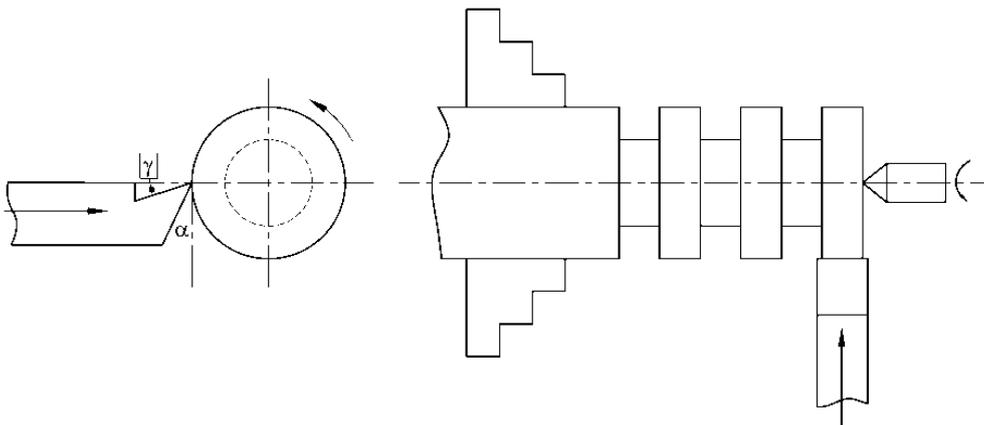


Figura 31 – Procedimento de corte ortogonal realizado em torno.

8.2 Exercício proposto 2

Recorrendo a um torno realizou-se um procedimento de corte ortogonal, tal como ilustrado na Figura 31. Um varão é previamente ranhurado e posteriormente sujeito a um processo de corte ortogonal. A ferramenta está montada numa célula de carga que mede

os esforços de corte, quer na direção da velocidade de corte, quer na direção do movimento de avanço. A ferramenta de corte apresenta um ângulo de ataque de 5° . O material apresenta uma resistência ao corte de 450 N/mm^2 , nas condições de maquinagem testadas. Considere um coeficiente de atrito igual a 0,5. Para um avanço de $0,25 \text{ mm/rot}$ e uma largura de apra de $2,5 \text{ mm}$, determine:

8.2.1 Uma estimativa dos esforços de corte medidos pela célula de carga.

8.2.2 A pressão específica de corte do material.

8.2.3 Determine a potência necessária para maquinar um varão de 40 mm de diâmetro animado com uma frequência de rotação de 2000 rpm .

8.3 Exercício proposto 3

Recorrendo a um limador concebeu-se um procedimento experimental de corte ortogonal para avaliação da pressão específica de corte de materiais. Para o efeito, o material é fixo sobre uma célula de carga com capacidade de medir os esforços de corte principal e normal, para várias espessuras de aparas. A ferramenta de corte apresenta um ângulo de ataque de 5 graus . Para uma espessura de apra não deformada de $0,25 \text{ mm}$ e uma largura de apra de 2 mm , foram medidos os seguintes esforços médios: $F_c = 1000 \text{ N}$, $F_t = 400 \text{ N}$.

8.3.1 Determine a pressão específica de corte do material para as condições do ensaio.

8.3.2 Determine uma estimativa do coeficiente de atrito.

8.3.3 Determine uma estimativa da resistência ao corte do material.

8.4 Exercício proposto 4

Numa operação de corte ortogonal com uma ferramenta de corte com ângulo de ataque nulo, conhece-se a espessura da apra antes e depois do corte, sendo de $0,25 \text{ mm}$ e $0,35 \text{ mm}$, respetivamente. Sabendo que a força medida na ferramenta na direção do movimento de corte é de 500 N , determine:

8.4.1 Determine o coeficiente de atrito entre a apra e a face de ataque da ferramenta.

8.4.2 Determine a força que atua na ferramenta na direção normal ao movimento de corte.

8.5 Exercício proposto 5

Pretende-se realizar uma operação de torneamento cilíndrico exterior de um varão de aço ligado com uma pressão específica de corte de $2,2 \text{ N.m/mm}^3$ ($t_0=0,25 \text{ mm}$). Na operação

a ferramenta apresenta um ângulo de posição da aresta de corte, $\chi=90^\circ$, e um ângulo da face de ataque, $\gamma=0^\circ$.

8.5.1 Sabendo que o penetramento, $a_p=2$ mm, e que o avanço, $f=0,25$ mm/rot, determine uma estimativa da potência de corte para uma velocidade de corte, $v_c=300$ m/min.

8.5.2 Determine uma estimativa das forças de corte principal e de avanço, considerando um coeficiente de atrito, $\mu=0,6$.

8.5.3 Determine uma estimativa da resistência ao corte, S , do material.

9. Referências

[1] Merchant M.E. (1945) Mechanics of the metal cutting process II. Plasticity conditions in orthogonal cutting. J Appl Phys 16(6):318–324.

[2] Markopoulos A.P. (2013) Cutting Mechanics and Analytical Modeling. In: Finite Element Method in Machining Processes. SpringerBriefs in Applied Sciences and Technology. Springer, London.

[3] Groover, M. P., 2010, “Fundamentals of Modern Manufacturing. Materials, Processes, and Systems, 4th edition, John Wiley & Sons, Inc.

[4] Davim, J.P., 2008, “Princípios da Maquinagem”, 2ª Edição, Publindústria.

[5] Cook, N., “Tool Wear and Tool Life,” ASME Transactions, Journal of Engineering for Industry, Vol. 95, November 1973, pp. 931–938..

[6] Trigger, K. J. “Progress Report No. 2 on Tool–Chip Interface Temperatures,” ASME Transactions, Vol. 71, No. 2, February 1949, pp. 163–174.

[7] Trigger, K. J., and Chao, B. T. “An Analytical Evaluation of Metal Cutting Temperatures,” ASME Transactions, Vol. 73, No. 1, January 1951, pp. 57–68.

[8] Silva, T. E. “Numerical Simulation of Metal Cutting Processes based on DEFORM,” Master’s Dissertation, FEUP, 2016.

[9] Outeiro, J. C., D. Umbrello, e R. M’saoubi. 2006. "Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel." International Journal of Machine Tools and Manufacture 46 (14):1786-1794.

[10] Palbit, 2018, "Complete Solutions on cutting tools", General Catalogue.

10. Formulário - Problemas de Corte Ortogonal

$$r = \frac{t_0}{t_c}$$

$$R_c = \frac{1}{r} = \frac{t_c}{t_0}$$

$$\tan \phi = \frac{r \cos \gamma}{1 - r \sin \gamma}$$

$$\varepsilon = \tan(\phi - \gamma) + \cot(\phi)$$

$$\tau = \frac{F_s}{A_s}; A_s = \frac{t_0}{\sin \phi} \cdot w; F_s = S \cdot A_s = \frac{S \cdot w \cdot t_0}{\sin \phi}$$

$$F \sin \gamma + N \cos \gamma = F_c$$

$$F \cos \gamma - N \sin \gamma = F_t$$

$$F_n \sin \phi + F_s \cos \phi = F_c$$

$$F_n \cos \phi - F_s \sin \phi = F_t$$

$$F = F_c \sin \gamma + F_t \cos \gamma$$

$$N = F_c \cos \gamma - F_t \sin \gamma$$

$$F_s = F_c \cos \phi - F_t \sin \phi$$

$$F_n = F_c \sin \phi + F_t \cos \phi$$

$$F_c = F_s \frac{\cos(\rho - \gamma)}{\cos(\phi + \rho - \gamma)}$$

$$F_t = F_s \frac{\sin(\rho - \gamma)}{\cos(\phi + \rho - \gamma)}$$

$$S = \tau = \frac{F_s}{A_s} = \frac{F_c \cos(\phi) - F_t \sin(\phi)}{t_0 w / \sin(\phi)}$$

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{\rho}{2} + \frac{\gamma}{2}$$

$$P_u = \frac{P_c}{R_{MR}} = \frac{F_c v_c}{t_0 w v_c} = \frac{F_c}{t_0 w}$$

