

ÍNDICE

4 – FORMAÇÃO DE CAVACOS	2
4.1 – FORÇAS NA CUNHA CORTANTE.....	14
4.2 – TENSÃO NO PLANO DE CISALHAMENTO	16
4.3 - DETERMINAÇÃO TEÓRICA DO ÂNGULO DO PLANO DE CISALHAMENTO	17
4.1.1 – <i>Teoria de Ernst e Merchant</i>	17
4.1.2 – <i>Teoria de Lee e Shaffer</i>	19

4 – FORMAÇÃO DE CAVACOS

A base para o completo entendimento de todos os processos de usinagem está no estudo da formação de cavacos, uma vez que influencia diversos fatores ligados a usinagem, tais como o desgaste da ferramenta, os esforços de corte, o calor produzido, etc. O estudo científico dos mecanismos envolvidos na remoção do cavaco através de uma ruptura do material da peça tem proporcionado grandes avanços nos processos de usinagem, contribuindo para o aperfeiçoamento das arestas de corte, com quebra-cavacos cada vez mais eficientes, novos e mais eficazes materiais para ferramentas e a possibilidade de usinagem de quase todo tipo de material. Uma vez que a formação de cavacos ocorre com altíssimas velocidades de deformação e ruptura do material da peça um estudo minucioso deste mecanismo se inicia através da divisão em quatro etapas, a saber:

- a) Durante a usinagem, devido à penetração da cunha cortante na peça, uma pequena porção de material (ainda solidária à peça) é recalcada contra a superfície de saída da ferramenta.
- b) O material recalcado sofre, inicialmente, uma deformação elástica, seguida de uma deformação plástica, a qual aumenta progressivamente, até que o estado de tensões se torne suficiente para provocar a ruptura do material. Esta ruptura se dá por cisalhamento, embora exista uma combinação de tensões, ou um estado de tensões, onde o material é levado à ruptura segundo um critério próprio do material e desse estado. Deste modo se inicia um deslizamento (sem que haja, ainda, uma perda de coesão) entre a porção de material recalcado e a peça. Este deslizamento se realiza segundo um plano próprio característico do material e do estado de tensões atuantes naquele instante, em uma direção igualmente característica. Durante a usinagem, estes planos instantâneos irão definir uma certa região entre a peça e o cavaco, chamada região de cisalhamento. Para facilitar o tratamento matemático dado à formação do cavaco um modelo bastante simples assume esta região como sendo apenas um plano matemático, *o plano de cisalhamento*, onde se concentra,

preferencialmente, a ruptura, Figura 4.1. Este plano, ou zona primária de cisalhamento, é definido pelo ângulo de cisalhamento ϕ , formado entre o plano de cisalhamento e a direção de corte.

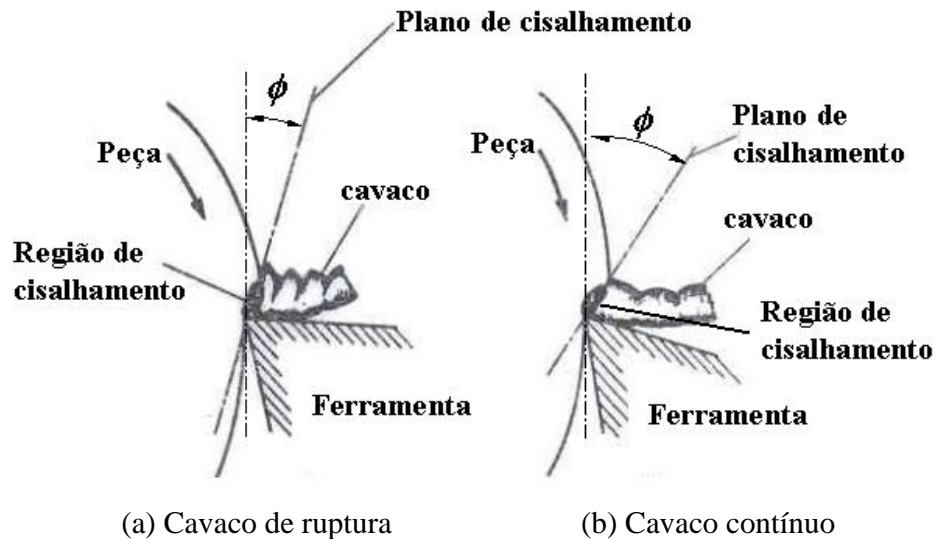


Figura 4.1 - Mecanismo de formação de cavacos

- c) Continuando a penetração da ferramenta em relação à peça, haverá uma ruptura parcial, ou completa, na região de cisalhamento. As propriedades do material irão determinar o quanto o segmento de material rompido permanecerá unido no cavaco formado, dando origem a cavacos contínuos ou segmentados, Figura 4.1. Para os materiais altamente deformáveis, a ruptura se realiza somente nas imediações da aresta cortante, o cavaco originado é denominado cavaco contínuo, Figura 4.1(b). Para os materiais frágeis, se origina o cavaco de cisalhamento ou de ruptura, Figura 3.1(a).
- d) Prosseguindo, devido ao movimento relativo entre a ferramenta e a peça, inicia-se um escorregamento da porção de material deformada e rompida por cisalhamento, já denominada de cavaco, sobre a superfície de saída da ferramenta. Enquanto tal evento ocorre, uma nova porção de material (imediatamente adjacente à porção anterior) está-se formando e sendo cisalhada. Esta nova porção de material irá também

escorregar sobre a superfície de saída da ferramenta, repetindo novamente o fenômeno.

Desta forma, o fenômeno da formação do cavaco, nas condições normais de trabalho é periódico, inclusive a formação do cavaco contínuo. Tem-se alternadamente uma fase de recalque e uma fase de escorregamento, para cada pequena porção de material removido. Esta periodicidade do fenômeno provoca excitações dinâmicas na ferramenta de corte e é comprovada experimentalmente por meio de filmagem e por meio da medida da frequência e da amplitude da força de usinagem.

As primeiras observações do mecanismo de formação de cavacos permitiram a idealização de um modelo simplificado, comparado a um "baralho de cartas", inicialmente publicado por Piispanen ilustrado na Figura 4.2.

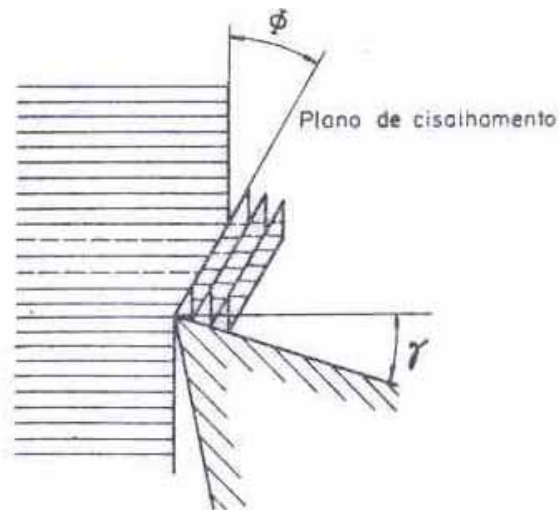


Figura 4.2 - Modelo de Piispanen "baralho de cartas"

Para facilitar o estudo científico da formação de cavacos os primeiros modelos propostos se basearam em simplificações, sendo a primeira o modelo plano. Para isso foi definido o *corte ortogonal*, no qual admite-se que todo o mecanismo de formação de cavacos se dá num plano perpendicular ao plano de trabalho. Adicionalmente, admitem-se as seguintes simplificações:

- Os cavacos formados são contínuos;
- A aresta de corte é maior que a largura de corte (b);

- Não há expansão lateral do cavaco;
- A ferramenta é suficientemente afiada e perpendicular ao plano de trabalho;
- Não há contato entre a superfície de folga e a superfície usinada;
- A espessura do cavaco indeformado e a velocidade de corte são constantes.

Sendo assim, o modelo supõe o processo como plano, ou bidimensional. As conclusões extraídas destes estudos são muito importantes e, algumas, podem ser estendidas aos processos de corte reais, ou seja, tridimensionais, ou oblíquos. A Figura 4.3 mostra exemplos de operações reais de corte ortogonal.

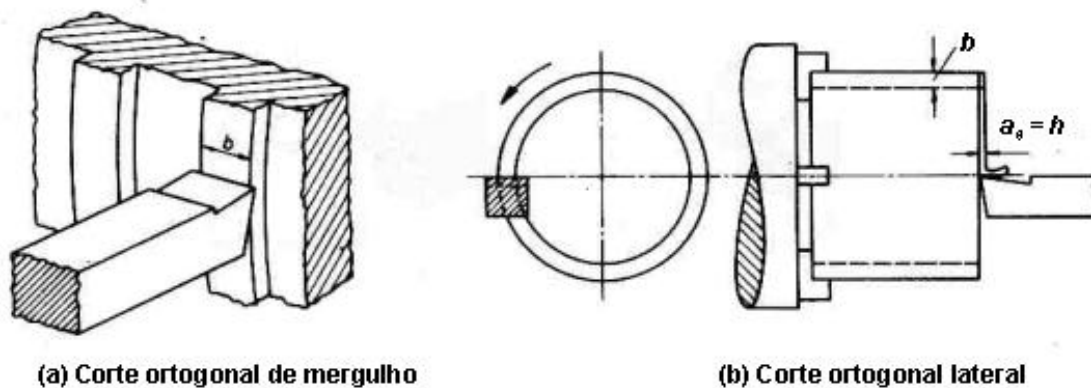


Figura 4.3 – Exemplos de operações em corte ortogonal.

Com estas simplificações foi possível estabelecerem-se planos e relações geométricas importantes para o equacionamento da formação de cavacos. A Figura 4.4 mostra o modelo geométrico bidimensional da formação de cavacos.

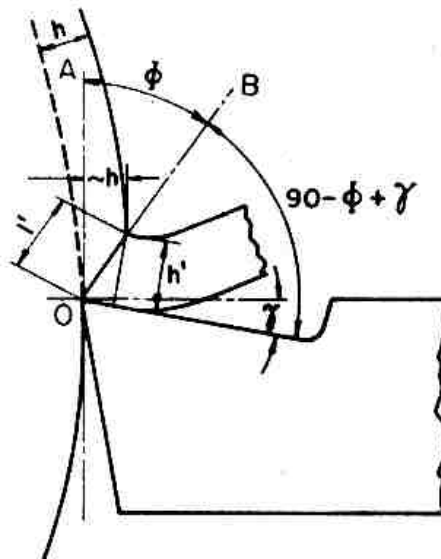


Figura 4.4 – Grandezas geométricas no modelo bidimensional de formação de cavacos.

De acordo com a Figura 4.4 pode-se definir o grau de recalque como:

$$R_c = \frac{h'}{h} \quad (4.1)$$

Também se tem-se, aproximadamente, que:

$$\text{sen } \phi = \frac{h}{l'} \quad (4.2)$$

$$\text{sen}(90 - \phi + \gamma) = \frac{h'}{l'} \quad (4.3)$$

ou, reformulando-se:

$$\text{tg } \phi = \frac{\text{cos } \gamma}{R_c - \text{sen } \gamma} \quad (4.4)$$

Esta relação, Equação (4.4), demonstra que o ângulo do plano de cisalhamento é função do grau de recalque e do ângulo de saída da ferramenta. Como o ângulo de saída tem uma pequena faixa de variação, nas aplicações práticas (entre -10 e 10°), a dependência maior do ângulo de cisalhamento, fica por conta do grau de recalque. Como sempre há atrito na superfície de saída da ferramenta, por onde o cavaco deve escoar, há, conseqüentemente, uma desaceleração do volume de cavaco formado. Desta forma, a espessura do cavaco é sempre maior que antes de ser formado, o que resulta em um grau de recalque sempre

maior que a unidade. A Figura 4.5 mostra a relação entre o ângulo do plano de cisalhamento e o grau de recalque.

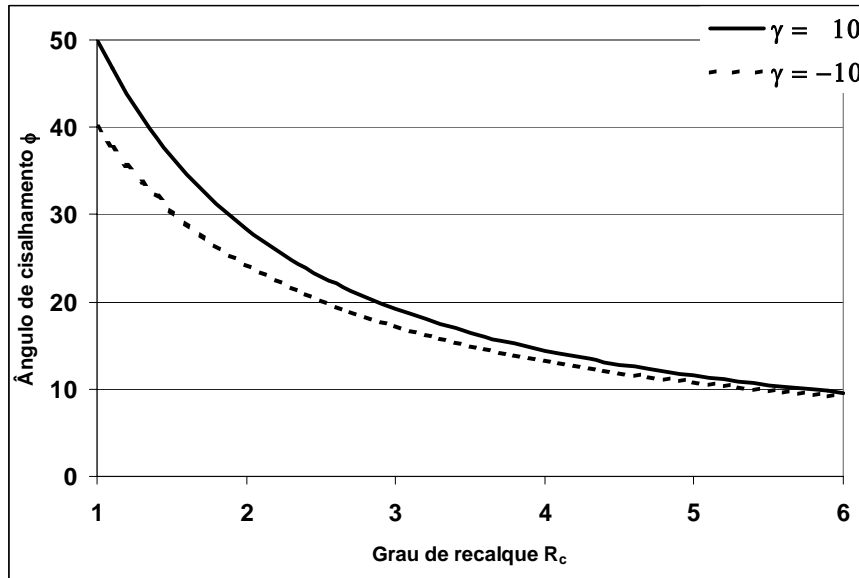


Figura 4.5 – Ângulos do plano de cisalhamento em função do grau de recalque.

O grau de recalque não é facilmente obtido, porém nos casos em que for possível sua estimativa correta, pode-se encontrar o ângulo de cisalhamento. À medida que o grau de recalque se aproxima de altos valores, como 6, o ângulo de cisalhamento tende a diminuir.

Ainda segundo o modelo proposto, pode-se definir as velocidades de *saída do cavaco* (v_c) e de *cisalhamento* (v_{cs}), calculadas segundo as equações:

$$v_c = v \cdot \frac{\text{sen } \phi}{\text{cos}(\phi - \gamma)} \quad (4.5)$$

$$v_{cs} = v \cdot \frac{\text{cos } \gamma}{\text{cos}(\phi - \gamma)} \quad (4.6)$$

usando-se as Equações (4.4) e (4.5) tem-se que :

$$v_c = \frac{v}{R_c} \quad (4.7)$$

A Figura 4.6 mostra essas relações geométricas entre as velocidades.

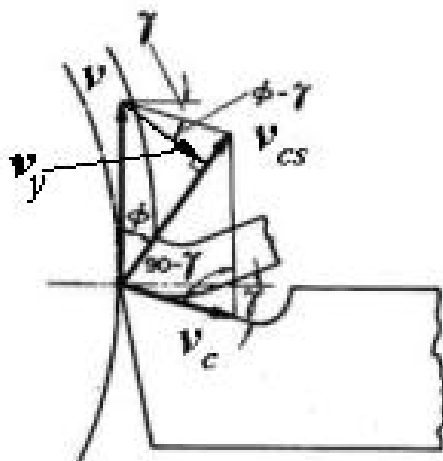


Figura 4.6 – Velocidades no corte ortogonal.

Uma vez que os cavacos são formados por cisalhamento, o estudo da deformação por cisalhamento de um elemento de cavaco pode trazer resultados importantes. Retomando o modelo de Piispanen, tem-se que a deformação angular do cavaco pode ser expressa, segundo a Figura 4.7, como:

$$\gamma = \frac{\Delta S}{\Delta y} = \frac{AB'}{CD} = \frac{AD}{CD} + \frac{DB}{CD} = \tan(\phi - \alpha) + \cot \phi \quad (4.8)$$

onde os símbolos se referem à Figura 4.7.

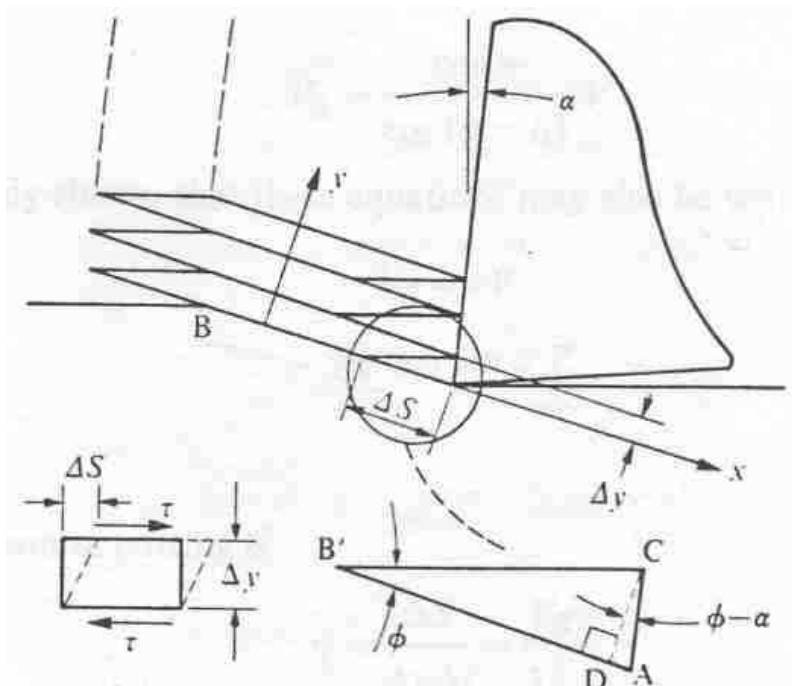


Figura 4.7 – Modelo de Piispanen para cálculos relacionados ao cisalhamento.

Re-arranjando a Equação (4.8) acima, tem-se também:

$$\gamma' = \frac{\cos \alpha}{\sin \phi \cdot \cos(\phi - \alpha)} \quad (4.9)$$

Retomando-se a Equação (4.8) e dividindo-se pelo tempo de ocorrência do cisalhamento, Δt , tem-se a velocidade de cisalhamento, ou a taxa de deformação por cisalhamento, γ' :

$$\gamma' = \frac{\Delta S}{\Delta y \cdot \Delta t} = \frac{v_{cs}}{\Delta y} \quad (4.10)$$

De acordo com a Figura 4.6, tem que:

$$v_{cs} = v \cdot \cos \phi + v_c \cdot \sin(\phi - \gamma) \quad (4.11)$$

$$v_y = v \cdot \sin \phi \quad (4.12)$$

Usando-se a Equação (4.6) e (4.10) pode-se chegar a:

$$\gamma' = \frac{v \cdot \cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)} \cdot \frac{1}{\Delta y} \quad (4.13)$$

Portanto, em um processo de torneamento de aço em condições normais, pode-se estimar a velocidade de deformação para o processo de formação de cavacos com os seguintes valores:

$$\alpha = 0^\circ$$

$$\phi = 20^\circ$$

$$\Delta y = 0,025 \text{ mm,}$$

resultando em $\gamma' = 21 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$. Desta forma, pode-se dizer que a velocidade de deformação é da ordem de 10^{-4} s^{-1} , para um processo normal de usinagem. Esta velocidade de ruptura é muito superior à maioria dos processos de conformação, 5 s^{-1} , ou daquelas normalmente empregadas em testes de tração, e de torção. Esta diferença em velocidade de ruptura é uma das responsáveis pelas diferenças encontradas quando se utilizam os valores de tensão de cisalhamento, obtidos em ensaios padronizados, no cálculo de forças de corte em usinagem.

Estudos baseados na teoria de formação de cavacos tornaram possíveis, por exemplo, o controle de cavacos e, mais especificamente, o projeto de arestas de corte e de quebra-cavacos, como os disponíveis atualmente. A geometria da aresta de corte compreende, atualmente, um complexo arranjo geométrico que visa proporcionar uma remoção de cavacos de forma otimizada, minimizando-se as forças de corte e a geração de calor, maximizando a resistência ao desgaste e, ainda, proporcionando um controle do cavaco formado, melhorando sua remoção da zona de corte e facilitando a armazenagem e reciclagem. Apesar da complexidade da geometria da aresta de corte, pode-se identificar os dois ângulos básicos em qualquer aresta: o ângulo de saída ($\gamma..$) e o de folga ($\alpha..$) nos diversos planos de medição. Esses ângulos estão ilustrados na Figura 4.8 para dois exemplos de arestas de corte encontradas em insertos intercambiáveis de carbetto.

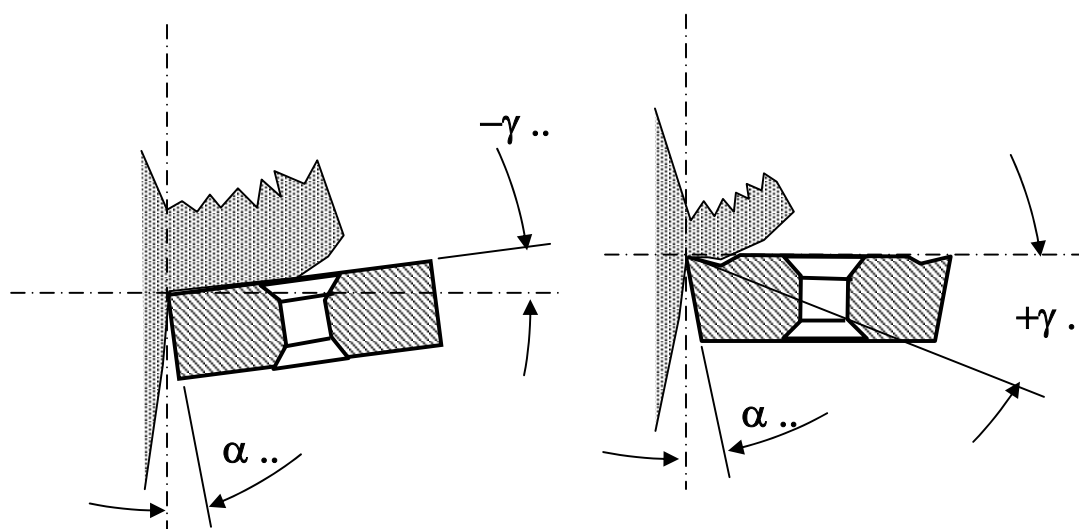


Figura 4.8 - Ângulos de saída e de folga em insertos intercambiáveis.

Arestas positivas produzem menores forças de corte, produzem menos calor, por necessitarem menor potência de corte. São, portanto, preferidas em processos de acabamento ou onde baixas forças são necessárias devido à fragilidade da peça ou da fixação. Pelo contrário, arestas negativas são preferidas em processos de desbaste e onde a peça permite o uso de altos valores de profundidade e largura de usinagem combinados a altos avanços de corte.

Dependendo das condições de corte, das características mecânicas do material usinado e do quebra-cavacos utilizado, os cavacos podem assumir formas diversas:

- Cavaco em fita;
- Cavaco helicoidal;
- Cavaco em espiral;
- Cavaco em lascas ou pedaços.

A Figura 4.9 mostra um exemplo de cada destes citados.



Figura 4.9 – Formas de cavacos mais comuns.

O cavaco em fita, obtido comumente em torneamento de materiais dúcteis, pode provocar acidentes durante a operação em máquinas universais sem proteção ao operador. Também é de difícil armazenagem para reciclagem. Da mesma forma os cavacos helicoidais, os quais podem atingir comprimentos longos, provocando os mesmos problemas que os cavacos em fita. Os cavacos em espiral já ocupam menos espaço de armazenagem e se forem curtos não oferecem riscos aos operadores, porém os cavacos em lascas são os que melhor se prestam à armazenagem e, adicionalmente podem ser facilmente removidos da região de corte através de jatos de fluido refrigerante, ou mesmo ar comprimido. Isso facilita seu manuseio, armazenagem e remoção da região de corte, diminuindo a temperatura nesta região, proporcionando maior precisão dimensional às peças.

No estudo do mecanismo de formação dos cavacos, a técnica de *quick-stop* foi desenvolvida com o objetivo de “congelar” o processo. Trata-se de interromper a formação do cavaco quase que instantaneamente, afastando-se a ferramenta. Para que o processo seja efetivamente congelado o afastamento deve ser o mais rápido possível, e é realizado através de uma explosão, proporcionada, freqüentemente, por um cartucho de pólvora, como em uma arma de fogo. O resultado é que se pode verificar como os cavacos se formavam naquele instante. A Figura 4.10 mostra alguns exemplos de cavacos sendo formados obtidos através da técnica de *quick-stops*.

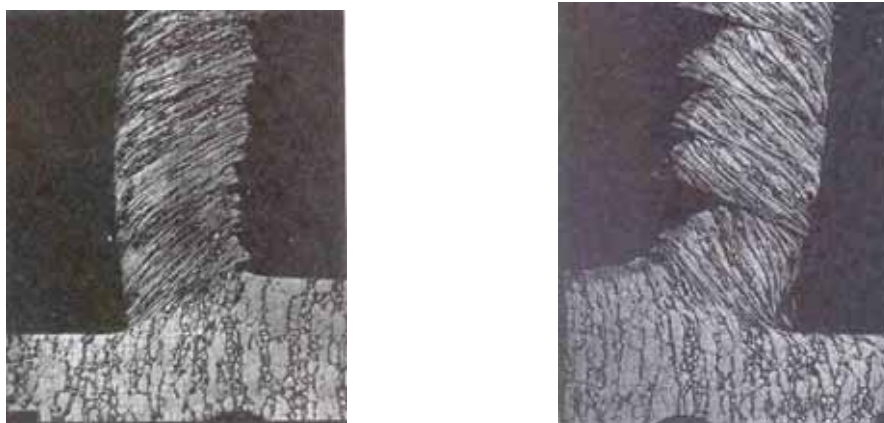


Figura 4.10 – Exemplos de formação de cavacos obtidos através de *quick-stops*.

Pode-se observar que há uma clara separação entre o cavaco e a peça em uma região de cisalhamento, a qual poderia ser aproximada por um plano matemático. Embora nem todos processos de usinagem tenham uma tão clara distinção da região de cisalhamento, na sua maioria o modelo adotado permite estudos científicos com razoável aproximação da realidade. Como o processo de formação de cavacos parece ser regido por um modelo físico bastante complexo, com características certamente não lineares, maior precisão de resultados exigiria relações matemáticas analíticas muito extensas e complicadas, de pouco interesse prático. Sendo assim, para melhorar a exatidão dos resultados e melhor previsão de comportamento futuro em novas aplicações, desenvolvem-se atualmente modelos de formação de cavacos utilizando o Método de Elementos Finitos (FEM – Finite Element Method), usando-se modelos complexos e técnicas numéricas para sua solução em computadores. Atualmente, mesmo utilizando-se os modelos mais simples de comportamento dos materiais os resultados já são animadores, como pode ser visto na Figura 4.11.

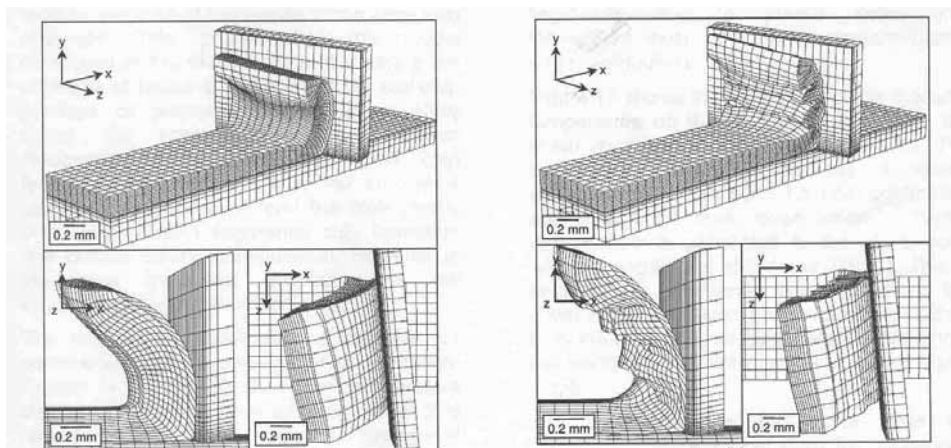


Figura 4.11 – Exemplos de resultados obtidos em simulação pelo método FEM da formação de cavacos (Ng, E. 2004 - <http://msl.mcmaster.ca/>).

Nestes exemplos pode-se notar que o comportamento do material sendo cortado retrata bem a realidade observada, embora os modelos atuais ainda não sejam capazes de simular situações específicas, com todas as variações observadas durante o processo real de corte. No futuro, com certeza, estes modelos evoluirão e serão capazes de aproximar bastante a realidade encontrada nos casos práticos, permitindo assim uma previsão de resultados de inovações sem a necessidade de tantos testes práticos.

4.1 – Forças na cunha cortante

O modelo bidimensional da formação de cavacos permite uma análise vetorial das forças agindo nas partes envolvidas: ferramenta, cavaco e peça. As forças que agem na cunha cortante são de particular importância uma vez que podem determinar a potência de corte e servem para dimensionamento da estrutura da máquina ferramenta, especificação de máquina-ferramenta, projeto de ferramentas e de fixações, como será visto mais tarde. A Figura 4.12 mostra a força de usinagem F_u , agindo sobre a cunha cortante e sua decomposição em diversas direções.

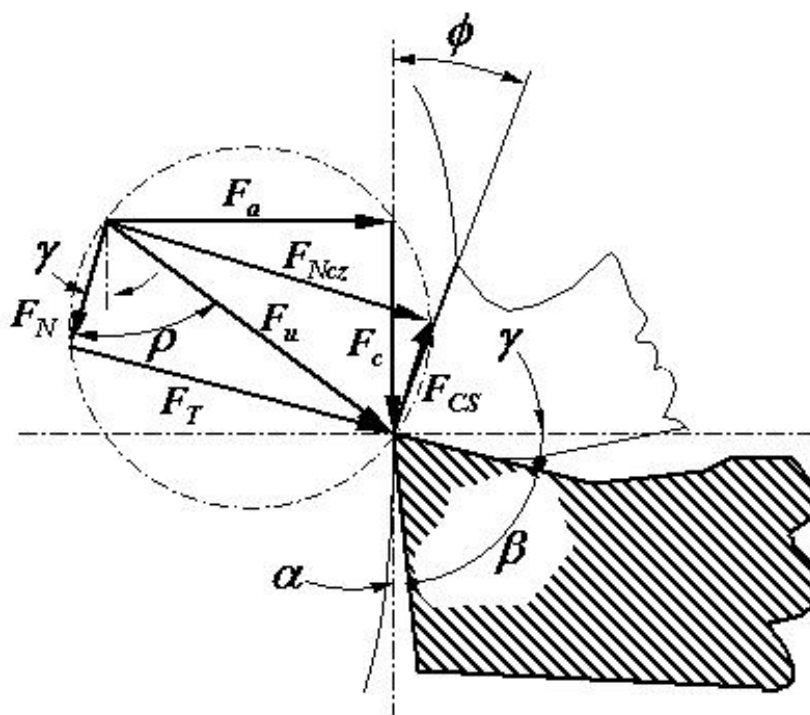


Figura 4.12 – Força de usinagem e suas decomposições em diversas direções: do plano de cisalhamento, de saída e de corte, com suas componentes normais.

A decomposição da força de usinagem, F_u , nas diversas direções obedece a um teorema da geometria que permite representar todas as componentes em um círculo, onde F_u é o seu diâmetro. Essa representação é chamada de *círculo de Merchant*, o qual foi seu primeiro idealizador. Usando as relações geométricas permitidas pelo círculo de Merchant, pode-se estabelecer:

$$F_T = F_U \cdot \text{sen } \rho \quad (4.14)$$

$$F_N = F_U \cdot \text{cos } \rho \quad (4.15)$$

$$F_C = F_U \cdot \text{cos}(\rho - \gamma) \quad (4.16)$$

$$F_f = F_U \cdot \text{sen}(\rho - \gamma) \quad (4.17)$$

$$F_{CS} = F_U \cdot \text{cos}(\phi + \rho - \gamma) \quad (4.18)$$

$$F_{NCS} = F_U \cdot \text{sen}(\phi + \rho - \gamma) \quad (4.19)$$

As relações acima também podem ser expressas em função das componentes de corte, F_c e de avanço, F_f . Neste caso tem-se:

$$F_T = F_C \cdot \text{sen } \gamma + F_f \cdot \text{cos } \gamma \quad (4.20)$$

$$F_N = F_C \cdot \text{cos } \gamma - F_f \cdot \text{sen } \gamma \quad (4.21)$$

$$F_{CS} = F_C \cdot \text{cos } \phi - F_f \cdot \text{sen } \phi \quad (4.22)$$

$$F_{NCS} = F_C \cdot \text{sen } \phi + F_f \cdot \text{cos } \phi \quad (4.23)$$

O conceito de coeficiente de atrito, desenvolvido inicialmente por Coulomb, estabelece apenas uma relação entre a força necessária para o deslizamento, a força tangencial, e a força normal às superfícies. Através das componentes da força de usinagem decompostas sobre a superfície de saída da ferramenta, pode-se estabelecer um coeficiente de atrito, τ , na interface cavaco-ferramenta, desta maneira dado por:

$$\tau = \frac{F_T}{F_N} = \text{tg } \rho \quad (4.24)$$

Substituindo-se os valores, segundo as Equações (4.20) e (4.21) e simplificando, tem-se:

$$\tau = \frac{F_a + F_C \cdot \text{tg } \gamma}{F_C - F_f \cdot \text{tg } \gamma} \quad (4.25)$$

Quando o atrito se dá entre superfícies com grande compressão entre si, como é o caso de processos de usinagem e de conformação, há uma grande interação entre as partes em nível microscópico. As superfícies da ferramenta e do cavaco possuem microscópicos picos e vales, que interagem durante o deslizamento. Devido às altas pressões, a superfície real em contato pode aumentar até seu limite máximo e a força necessária para o deslizamento está associada, neste caso, à menor tensão de ruptura ao cisalhamento, entre os materiais em contato. Desta forma, o coeficiente de atrito em usinagem dado pelas Equações (4.24) e (4.25) somente é válido em determinadas condições muito brandas de corte. Maiores detalhes nos casos de usinagem mais severos podem ser encontrados em (Trent, E.M., 1984).

4.2 – Tensão no plano de cisalhamento

Admitindo-se uma distribuição uniforme de tensão no plano de cisalhamento, pode-se calcular a tensão de cisalhamento por:

$$\tau_{CS} = \frac{F_{CS}}{s_{CS}} = \frac{F_{CS}}{S} \text{sen } \phi \quad (4.26)$$

$$\sigma_{CS} = \frac{F_{NCS}}{s_{CS}} = \frac{F_{NCS}}{S} \text{sen } \phi \quad (4.27)$$

onde s_{CS} é a área do plano de cisalhamento e S é área do cavaco indeformado. Para o corte ortogonal tem-se:

$$s_{CS} = \frac{S}{\text{sen } \phi} = \frac{b \cdot h}{\text{sen } \phi} \quad (4.28)$$

4.3 - Determinação teórica do ângulo do plano de cisalhamento

No modelo da formação de cavacos uma das grandes incógnitas é o ângulo do plano de cisalhamento. O ângulo pelo qual o material se rompe para formar cavacos é a grandeza fundamental de todos os modelos até o presente desenvolvidos. É possível determinar-se todo o modelo matemático desde que o valor de ϕ seja conhecido, o que já foi prontamente reconhecido pelos primeiros pesquisadores a adotarem o modelo inicial de formação de cavacos. Sendo assim, diversas propostas surgiram para a determinação do ângulo ϕ , a partir apenas de características do material, da ferramenta e do processo.

4.1.1 – Teoria de Ernst e Merchant

O fundamento desta teoria consiste em procurar um valor do ângulo ϕ para o qual a energia necessária para a formação de cavacos seja mínima. Estes pesquisadores se basearam na teoria do corte ortogonal com formação de cavacos contínuos, e admitiram a hipótese de que a tensão de cisalhamento, no plano de cisalhamento é função apenas do material. A energia para a formação de cavacos pode ser expressa por:

$$E = v_c \cdot F_C \cdot t \quad (4.29)$$

t é o tempo de corte. Para uma dada operação já estabelecida, dentro das hipóteses admitidas, a energia será mínima se a força F_C for mínima. Retomando-se a Equações (4.16) e (4.18) pode-se escrever:

$$F_c = F_{cs} \frac{\cos(\rho - \gamma)}{\cos(\phi + \rho - \gamma)} \quad (4.30)$$

Usando agora a Equação (4.26), tem-se:

$$F_c = \frac{\tau_{cs} \cdot S \cdot \cos(\rho - \gamma)}{\sin \phi \cos(\phi + \rho - \gamma)} \quad (4.31)$$

Diferenciando-se em relação a ϕ e admitindo-se que τ_{cs} , S , ρ e γ sejam constantes:

$$\frac{dF_c}{d\phi} = \tau_{cs} \cdot S \cdot \cos(\rho - \gamma) \cdot \left[\frac{\cos \phi \cdot \cos(\phi + \rho - \gamma) - \sin \phi \cdot \sin(\phi + \rho - \gamma)}{\sin^2 \cdot \cos^2(\phi + \rho - \gamma)} \right] \quad (4.32)$$

$$\frac{dF_c}{d\phi} = \tau_{cs} \cdot S \cdot \cos(\rho - \gamma) \cdot \left[\frac{\cos(2\phi + \rho - \gamma)}{\sin^2 \cdot \cos^2(\phi + \rho - \gamma)} \right] \quad (4.33)$$

Sendo assim, a Equação (4.33) será zero para ângulos entre 0 e 90° se, e somente se:

$$\cos(2\phi + \rho - \gamma) = 90^\circ \Leftrightarrow \phi = 45^\circ + \frac{\rho}{2} - \frac{\gamma}{2} \quad (4.34)$$

Quando a Equação (4.34) foi confrontada com resultados experimentais encontrou-se diferenças consideráveis, por exemplo, na usinagem de aços ABNT 9445 e ABNT 4340, conforme mostrado na Figura 4.13.

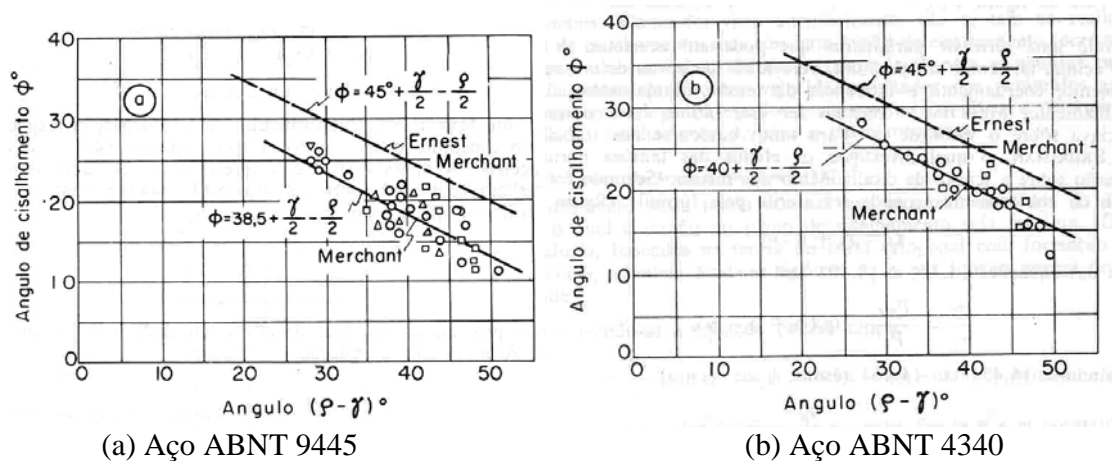


Figura 4.13 – Resultados experimentais em confronto com a Equação (4.34). $v = 60$ a 460 m/min, $f = 0,013$ a $0,2$ mm/rev, $\gamma = -10$ a 10° .

Como na diferenciação foi admitido que τ_{cs} era constante, o que poderia conter uma parcela considerável de erro, uma vez que no plano de cisalhamento há também uma

tensão normal, σ_{CS} . Trabalhos de P.W. Bridgman indicavam que a tensão de ruptura ao cisalhamento no plano de cisalhamento poderia obedecer à seguinte equação:

$$\tau_{CS} = \tau_o + k \cdot \sigma_{CS} \quad (4.35)$$

sendo assim, combinando-se as Equações (4.26) e (4.27) e substituindo-se as Equações (4.18) e (4.19), tem-se:

$$\frac{\sigma_{CS}}{\tau_{CS}} = \frac{F_{NCS}}{F_{CS}} = \text{tg}(\phi + \rho - \gamma) \quad (4.36)$$

substituindo-se em (4.35):

$$\tau_{CS} = \frac{\tau_o}{1 - k \cdot \text{tg}(\phi + \rho - \gamma)} \quad (4.37)$$

Introduzindo-se a Equação (4.37) na Equação (4.31) tem-se:

$$F_c = \frac{\tau_o \cdot S \cdot \cos(\rho - \gamma)}{\text{sen } \phi \cdot \cos(\phi + \rho - \gamma) \cdot [1 - k \cdot \text{tg}(\phi + \rho - \gamma)]} \quad (4.38)$$

Diferenciando-se e igualando-se a zero novamente, considerando-se τ_o , S , ρ e γ constantes tem-se:

$$\phi = \frac{C}{2} + \frac{\rho}{2} - \frac{\gamma}{2} \quad (4.39)$$

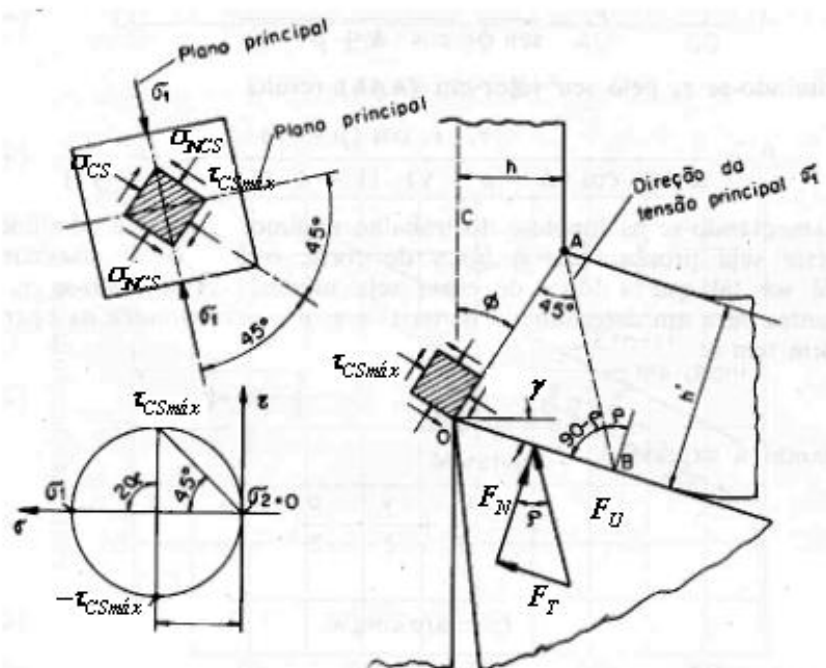
onde $C = \text{arctg}(k)$ medido experimentalmente para cada condição de corte.

4.1.2 – Teoria de Lee e Shaffer

O princípio da teoria de Lee e Shaffer está em se aplicar a teoria da plasticidade à formação de cavacos em corte ortogonal. Para isso são assumidas as seguintes hipóteses:

- O material usinado é um plástico ideal, no qual não há deformação elástica durante a aplicação de carga e, uma vez atingido o limite de escoamento, a tensão não aumenta com a deformação;
- O comportamento do material independe do grau de deformação;
- Os efeitos do aumento da temperatura durante a deformação não são considerados;
- Desprezam-se os efeitos de inércia devidos à aceleração do material durante a deformação.

Se o material se comporta como um plástico ideal, haverá na região de cisalhamento uma distribuição uniforme das tensões, e um plano onde a tensão de cisalhamento seja máxima. Na hipótese de Lee e Shaffer o plano de cisalhamento máximo, onde haverá a ruptura do material é o plano de cisalhamento. Para encontrar o ângulo desse plano de máxima tensão de cisalhamento, recorre-se ao círculo de Mohr, admitindo-se um estado uniaxial de tensão na raiz do cavaco, sujeito a compressão simples. Usando o critério de Tresca, que diz que o escoamento se dá na máxima tensão de cisalhamento, tem-se uma situação mostrada na Figura 4.14.



(a) Círculo de Mohr na raiz do cavaco (b) Região indeformável na raiz do cavaco

Figura 4.14 – Ângulo de cisalhamento segundo Lee e Shaffer.

Pelo círculo de Mohr verifica-se que a tensão máxima de cisalhamento acontece à 45° da direção dos planos principais σ_1 e σ_2 . Como na direção principal a tensão de cisalhamento é nula, Lee e Shaffer admitiram que a direção de cisalhamento nulo é a direção indicada pela linha pontilhada no esquema da Figura 4.14(b), sendo referido por σ_2 . Sendo assim, o triângulo OAB tem a seguinte relação entre seus ângulos internos:

$$\Delta AOB = 180^\circ - 45^\circ - (90^\circ - \rho) = 45^\circ + \rho$$

$$\widehat{C\hat{O}B} = \phi + \widehat{A\hat{O}B} = \phi + 45^\circ + \rho$$

Mas

$$\widehat{C\hat{O}B} = 90^\circ + \gamma$$

Assim

$$\phi + 45 + \rho = 90^\circ + \gamma$$

simplificando

$$\phi = 45^\circ - \rho + \gamma \quad (4.40)$$

Com esse resultado os valores teóricos foram confrontados com os experimentais, mostrando também certa discrepância. A Figura 4.15 mostra as curvas teóricas de Lee e Shaffer, as experimentais para diversos materiais e também a de Ernst e Merchant.

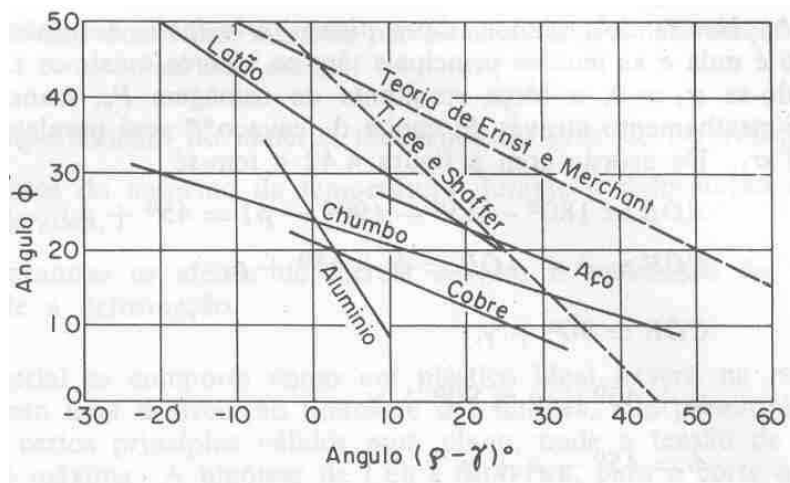


Figura 4.15 – Comparação dos resultados experimentais de vários materiais com as curvas teóricas de Ernst e Merchant e Lee e Shaffer.

Fatores de correção também foram propostos por Lee e Shaffer e outros pesquisadores para tornar as equações teóricas mais próximas aos resultados experimentais. Shaw, Cook e Finnie apresentaram uma complementação à equação anterior levando em conta que o coeficiente de atrito cavaco-ferramenta se modifica com o ângulo de saída e é influenciado pelo estado de tensões no plano de cisalhamento. Assim, propuseram a expressão:

$$\phi = 45^\circ - \rho + \gamma + \eta \quad (4.41)$$

onde η é o *ângulo de desvio* entre a direção do plano de cisalhamento e a direção da tensão máxima de cisalhamento. Outro pesquisador que propôs uma fórmula para determinação do ângulo ϕ foi Hucks. Partindo do critério de Mohr (envoltória de Mohr) para escoamento de materiais e admitindo um estado duplo de tensões na raiz do cavaco, este pesquisador chegou à seguinte fórmula:

$$\phi = \varphi + \gamma - \frac{1}{2} \operatorname{arctg}(2\mu) \quad (4.42)$$

onde φ é o ângulo entre a direção do plano de cisalhamento e a direção principal e μ é o coeficiente de atrito cavaco-ferramenta. Outros pesquisadores tentaram, e ainda tentam, encontrar uma expressão geral que permita obter o ângulo do plano de cisalhamento através apenas do comportamento do material ou de condições de corte, de forma que se aproximem dos resultados experimentais.

Outra maneira de se determinar o ângulo de cisalhamento de forma teórica é através de simulação usando programas de computador, utilizando o método de elementos finitos (*FEM-Finite Element Method*). De forma geral, este princípio consiste em dividir o meio contínuo em *elementos* simples, cujas propriedades são as mesmas do material. Através de aplicação de esforços nestes elementos e dos cálculos de deformação, que são estendidos a todos os elementos de uma só vez, pode-se prever as tensões e deformações de todo o meio. A escolha de elementos simples facilita as previsões de tensões e deformações. Essa técnica envolve uma manipulação matemática considerável, quando se divide o meio em um número grande de elementos para uma melhor precisão nos resultados. Desta forma, essa técnica depende de computadores rápidos com muita memória. A Figura 4.16 mostra um exemplo de simulação da formação de cavacos usando a técnica FEM.

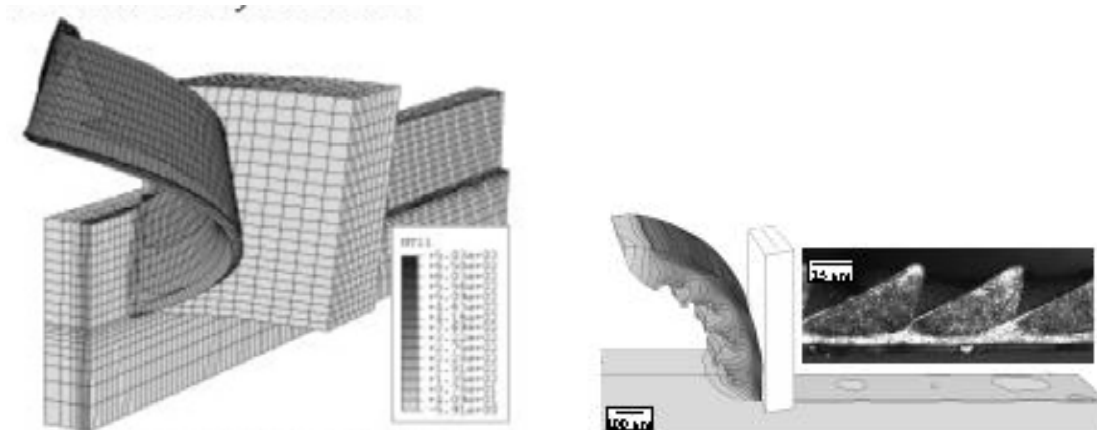


Figura 4.15 - Exemplo de simulação de formação de cavacos através de FEM (Ng, E. 2004 - <http://msl.mcmaster.ca/>).

Na prática, no entanto, a determinação das componentes de força em ensaios de corte real, em operações específicas, fornece resultados que são aplicados a outros casos, com relativa aproximação.