

MELCHOR RODRIGUEZ MADRIGAL

**“ANÁLISE DO PROCESSO DE CORTE POR USINAGEM UTILIZANDO O
MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS”**

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

São Paulo

1999

MELCHOR RODRÍGUEZ MADRIGAL

**“ANÁLISE DO PROCESSO DE CORTE POR USINAGEM UTILIZANDO O
MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS”**

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

**Área de Concentração:
Engenharia Mecânica**

**Orientador:
Prof. Dr. João Batista de Aguiar.**

**São Paulo
1999**

Como Ejemplo para su Futuro.

A MI HIJA.

Por el Amor a la Familia

A MIS PADRES.

AGRADECIMENTOS

Um trabalho de pesquisa não pertence a uma só pessoa. O aqui apresentado, não foge

dessa linha.

Inicialmente agradeço ao Prof. Dr. João Batista Aguiar, pela orientação, confiança e

direção deste trabalho;

Ao Prof. Dr. Carlos Alberto Nunez Dias pela ajuda na realização do primeiro modelo de

Elementos Finitos;

Ao Prof. Dr. Oscar Augusto Brito pelo acompanhamento na formulação do primeiro

modelo não linear.

Aos Professores Drs. Edson Gomes, Edison Gonçalves e Oswaldo Horikawa, pelas

valiosas sugestões e apoio durante o desenvolvimento desta pesquisa;

A Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo, FAPESP, pelo apoio

financeiro, indispensável, para a realização deste investigação;

A todos meus amigos, professores, alunos e funcionários da Escola Politécnica da USP;

Aos meus amigos cubanos, conhecidos lá ou aqui, pelo apoio incondicional;

Aos meus colegas do Departamento de Tecnologia do Instituto Superior Politécnico

“José A. Echeverría”;

Finalmente, não por isso menos importante, ao Brasil pela forma em que me acolheu e
pelas imensas possibilidades que me ofereceu.

SUMARIO.

Lista de símbolos. 3

Lista de figuras 7

Resumo 9

Abstract. 10

Capítulo 1. Introdução. 11

1.1.- Generalidades. 11

1.2.- Justificativa. 13

1.3.- Objetivos. 14

Capítulo 2. Processo de Usinagem. 16

2.1 - Revisão da literatura atualizada sobre o tema. 16

2.2.- Aspectos básicos do processo de usinagem. 34

2.3.- Definição das condições de usinagem. 36

Capítulo 3. Formulação Teórica. 39

3.1.- Equação constitutiva do modelo material. 39

3.2.- Equação Básica de Elementos Finitos. 44

3.3.- Critério de fratura empregado na formação do cavaco. 50

3.4.- Análise do contato na interface cavaco-ferramenta. 53

3.5.- Fontes de geração de calor no processo. 58

Capítulo 4.- Modelo de Elementos Finitos. 62

4.1.- Malha de elementos finitos. 62

4.2- Definição das superfícies. 64

4.3.- Condições de fronteiras. 67

4.4.- Formação do cavaco. 70

4.5- Modelação do contato das superfícies. 75

4.6.- Material usinado. 76

4.7.- Cálculo das temperaturas 80

4.8.- Programa de elementos finitos. 81

Capítulo 5. Análise dos Resultados. 82

5.1.- Resultados da modelagem do processo de formação do cavaco. 82

5.2 - Distribuição de temperatura na peça, e cavaco para o caso II. e comparação com os resultados do modelo de Stevenson. 93

5.3 - Resultados do modelo para o caso III. e comparação com o resultados do modelo de Lin. 96

Capítulo 6.- Conclusões. 100

ANEXO 1 101

ANEXO 2 109

ANEXO 3 114

ANEXO 4 122

Referências Bibliográficas 127

Lista de símbolos.

- ϕ - ângulo do plano de cisalhamento
- R- Força resultante da ferramenta sobre o cavaco
- N_c- componente normal da força resultante na interface ferramenta - cavaco.
- F_c- componente de atrito da força resultante na interface ferramenta – cavaco
- R' - força de reação
- N_s - componente normal da força de reação no plano de cisalhamento.
- F_s - componente no plano de cisalhamento da força de reação.
- F_p - componente da força na direção do deslocamento da ferramenta.
- F_q - componente da força na direção vertical.
- μ - coeficiente de atrito.
- β - ângulo de atrito.
- τ - tensão de cisalhamento.
- A_s- área do cavaco.
- b- largura do cavaco.
- t_c - profundidade do corte.
- σ - tensão normal.
- θ - ângulo que representa a aresta postiça.
- K- Propriedade do material na expressão de Merchant.
- K₁- propriedade do material na equação de Huhns.
- J₂- segunda invariante do tensor de tensões deviatorica
- J₃- terceira invariante do tensor de tensões deviatorica.
- $\bar{\sigma}$ - tensões efetivas.
- σ' divergência das tensões
- {de} - incremento da deformação total

$\{de^e\}$ - incremento da deformação elástica.
 $\{de^p\}$ - incremento da deformação plástica.
 $\{de^t\}$ - incremento da deformação térmica.
 $[D^e]$ - componente elástica da matriz tensão – deformação.
 f - função de escoamento.
 ϵ^p - deformação plástica equivalente.
 $\dot{\epsilon}$ - taxa de deformação plástica.
 λ - constante positiva de proporcionalidade
H - encruamento.
H' - modificação da regra de encruamento de Ziegler.
T - temperatura.
 $[D^{ep}]$ - componente elástica-plástica da matriz tensão-deformação.
 K_R - matriz tangente de rigidez.
U - vector de deslocamentos.
 R^t - vector que especifica as forças aplicadas externamente nos pontos nodais num tempo dado.
 F^t - vector que especifica as forças nos pontos nodais que se correspondem com os elementos sob tensões.
 σ_{ij} - componente cartesiano do tensor de tensões de Cauchy.
 δD - componente do vector de deslocamento virtual imposto para um tempo $t + \Delta t$.
 R_s - componentes das forças de tração superficial externas por unidade de área.
 F_v - componentes das forças externas aplicadas por unidade de volume
 τ^c - tensões de Cauchy
 $[N^n]$, são funções de interpolação que dependem do sistema de coordenadas.
 $\{u_n\}$ são variáveis nodais.

- { $\dot{\epsilon}$ } - taxa de deformação virtual associada com as velocidades
- $[B^n]$, é a matriz que depende da posição atualizada do ponto material considerado.
- A_r - área de referencia.
- V_0 - volume de referencia.
- W - trabalho total armazenado num elemento.
- V - volume de um elemento.
- A_R - área de contato real.
- A - área de contato aparente.
- μ - coeficiente de atrito.
- τ^{eq} - tensão de atrito equivalente na interface.
- τ_f - tensão de atrito.
- τ^{crit} - tensão crítica.
- τ_{max} - máxima tensão de cisalhamento.
- p - pressão de contato.
- γ^i - taxa de deslizamento na direção i .
- γ^{eq} - taxa de deslizamento equivalente.
- γ^{crit} - máximo deslizamento elástico permissível.
- C - característica de atrito que depende do par de materiais.
- η - percentagem da energia de deformação que é transformada em calor.
- \tilde{Q}_{pl} - fonte de geração de calor devido a deformações plásticas.
- J - fator de conversão da equivalência do calor.
- c - calor específico.
- ρ - é a densidade do material.
- n_y - componente da velocidade tangencial na interface cavaco–ferramenta

- \tilde{Q}^n - fonte de geração de calor devido ao atrito.
- \tilde{Q} - geração total de calor no processo de usinagem.
- k - coeficiente de condutividade térmica.
- $[T]$ - matriz de condutividade do calor.
- $[C]$ - matriz de capacidade clórica.
- $\{T^n\}$ - vetor de temperatura nodal.
- $\{H^n\}$ - vetor de fluxo de calor.

- Fig.2.1.1 – Modelo de usinagem de Pisspanem.
- Fig.2.1.2 – Modelo de usinagem de Merchant.
- Fig. 2.1.3 – Filmagem da formação do cavaco.
- Fig. 2.1.4 – Forças de corte.
- Fig. 2.1.5 - Círculo de forças de Merchant.
- Fig. 2.3.1 - Modelo físico do processo de usinagem ortogonal
- Fig.3.4.1 Regimes de atrito.
- Fig.3.4.2 Modelo de tensões da interface de Zorev.
- Fig.4.1.1 Malha de elementos finitos para $\alpha = 10^\circ$.
- Fig.4.1.2 Malha de elementos finitos para $\alpha = 0^\circ$.
- Fig. 4.1.3 formação de um elemento CPB4T.
- Fig. 4.2.1 Superfícies que conformam a malha de elementos finitos
- Fig. 4.3.1 Restrições impostas ao modelo
- Fig. 4.3.2 Condições de fronteiras do modelo
- Fig. 4.4.1 Linha de nós duplos.
- Fig. 4.4.2 a. Estado inicial de formação do cavaco.
- Fig. 4.4.2 b. Divisão dos nós 3632 e 3631
- Fig. 4.4.2.c. Fratura do nó 3532.
- Fig.4.4.2.d. Fratura do nó 3432.
- Fig. 4.5.1. Contato cavaco - ferramenta
- Fig. 4.6.1. Curva de Tensão – Deformação
- Fig. 5.1.1. Contato da ferramenta com a peça.
- Fig. 5.1.2. Fratura do nó 3632
- Fig. 5.1.3. Deslocamento livre do nó 3632
- Fig. 5.1.4. Fratura do nó 3532
- Fig. 5.1.5. Deslocamento livre do nó 3532
- Fig. 5.1.6. Fratura nos três nós.
- Fig.5.2.1. Temperaturas na zona primária de deformações
- Fig.5.2.2. Temperaturas do modelo de Stevenson.
- Fig.5.3.1. Deformada para o caso III.
- Fig.5.3.2. Forças de corte calculadas pelo modelo.

Lista de figuras

Fig.5.3.3. Forças de corte das experiências de Lín
Fig.5.3.4 Tensões equivalentes
Fig.5.3.5 Deformações equivalentes

Resumo

Neste trabalho foi usado o método dos elementos finitos para a modelagem de um processo de usinagem ortogonal. O modelo material de acoplamento termo-elástico-plástico sob grandes deformações foi construído. No estudo foi usada a formulação atualizada de Lagrangian para a condição de estado plano de deformações.

Ênfases foi dada à análise do efeito de importantes fatores, tais como fluxo plástico do material da peça, deformações, taxa de deformações, encruamento e temperatura. O fluxo de tensões foi tomado como função da deformação, da taxa de deformação, do encruamento e da temperatura em ordem de refletir realisticamente o comportamento do processo de usinagem.

Para simular a separação do cavaco da peça, foi feita na malha inicial, uma superposição de dois nós em cada locação nodal, da linha de deslocamento da ponta da ferramenta. Durante o processo de modelagem os nós superpostos foram restringidos a terem idênticos deslocamentos, até atingir o valor de uma distância estabelecida, entre os nós superpostos e a ponta da ferramenta. Neste ponto, as restrições dos deslocamentos foram eliminadas e a separação dos nós foi permitida.

O campo de temperatura na peça e no cavaco foi obtido pela simulação de elementos finitos, sendo os resultados comparados com outros trabalhos.

Finalmente foram calculadas as tensões e as deformações efetivas na zona primária de deformação, assim como as forças de corte na ferramenta para um processo de usinagem ortogonal com ângulo de saída da ferramenta de zero grau.

Abstract.

In this work, the finite element method was used to model orthogonal metal cutting. A coupled model of the thermo-elastic-plastic material under large deformation for the metal cutting was constructed. The update Lagrangian formulation of plane strain condition is used in this study.

Emphasis was given on analyzing the effect of important factors, such as plastic flow of the workpiece material, strain rate, work hardening and temperature. The flow stress is taken as a function of strain, strain rate, work hardening and temperature in order to reflect realistic behavior of the metal cutting.

To simulate separation of the chip from the workpiece, superposition of two nodes at each nodal location of a parting line of the initial mesh was imposed. According to the developed algorithm, the superimposed nodes were constrained to assume identical displacement, until approaching to a specified small distance from the tool tip. At that juncture, the displacement constraint was removed and the separation of the nodes was allowed.

The temperature field in the workpiece and chip was obtained by finite element simulation, and has been compared with temperature obtained in other works. The calculated temperature field agree quite well with the Stevenson's model.

Finally the effective stress and effective strain in the primary deformation zone and tool forces for the orthogonal metal cutting with rake angle zero were calculated. This results agree well with the Lin's model.

Capítulo 1. Introdução.

1.1.- Generalidades.

Os processos de remoção de materiais estiveram em uso de uma ou de outra forma desde a antiguidade. O princípio básico das máquinas ferramentas e dos processos de usinagem não mudou dramaticamente desde a invenção do primeiro torno mecânico moderno nos anos 1700. Produtividade crescente para reduzir o tempo industrial e um aumento da qualidade das peças usinadas tem sido as premissas para o desenho e desenvolvimento das ferramentas de corte. Este século caracterizou-se pela introdução do controle numérico (NC), controle numérico por computador (CNC), e sistemas industriais flexíveis e ágeis que possibilitaram melhorias significativas na produtividade e na qualidade das produções.

A competição global tem forçado todos os fabricantes a produzirem peças de qualidade superior por menos tempo. A necessidade de entender todos os aspectos do processo de usinagem é essencial pois há menos lugar para os métodos de tentativa e erro. Nas operações de usinagem, a habilidade para produzir peças muito precisas com tolerâncias apertadas e superfícies com bom acabamento, ao custo menor é a chave do sucesso. Um equilíbrio entre os dois aspectos acima expostos só é possível sendo capaz de compreender e modelar a interação entre a máquina ferramenta, a ferramenta de corte e a peça.

Uma importante meta nos esforços à modelagem dos processos de usinagem é predir o desempenho a prior do sistema. Embora o campo da modelagem de sistemas de usinagem apareça como um campo estreito a um estranho, é uma área larga que requer habilidades multi-disciplinares. A modelagem de sistema de usinagem pode-se

Vários problemas difíceis impediram o progresso de uma teoria prescrita para os processos de usinagem. As grandes deformações plásticas, as altas taxas de deformação, grandes tensões e altas temperaturas, condições de atrito não usuais, e fratura, assim como uma complicada interação entre as variáveis tornam o problema difícil de solução. A inabilidade em identificar as propriedades materiais requeridas, as condições existentes nos processos de usinagem, assim como as dificuldades nas técnicas de testes que poderiam verificar os resultados dos modelos de usinagem, fazem a predição do desempenho de um processo de usinagem, uma tarefa formidável.

Houve um número significativo de esforços tentando entender e aperfeiçoar os modelos de usinagem durante o último meio século. Desde os anos 1940 foram feitas tentativas sérias e sistemáticas para converter as teorias de usinagem em teorias com uma base científica. Tais esforços iniciaram-se com Piispänem e Merchant. Neste esforço inicial tentou-se entender o mecanismo de formação do cavaco. Desde então, as pesquisas desenvolvidas tentaram criar uma teoria prescrita para o processo de usinagem, a partir dos trabalhos desenvolvidos por Shirakashi. Apesar destes esforços, o progresso no entendimento do fenômeno de usinagem tem sido bastante lento.

classificar em duas categorias: análise estática e análise dinâmica. Numa análise estática modelam-se característica de estado estável tal como força de corte, geração de energia, aumento das temperaturas durante o corte, tensões e deformações plásticas entre outras. Na análise dinâmica são levados em conta assuntos tais como limites de estabilidade, e níveis de vibração.

1.2.- Justificativa.

A pesar da existência de muitos trabalhos sobre o tema de usinagem ao longo dos últimos anos, ainda o conhecimento e compreensão dos complexos fenômenos existentes nos processos de usinagem são limitados, e mas ainda as possibilidades de levar à indústria os resultados de pesquisas e modelos prescritos, que possam ser de efetiva aplicação.

Na literatura estudada sobre o tema, tem sido desenvolvido diferentes modelos de elementos finitos para a avaliação de processos de usinagem, levando em conta aspectos tais como, grandes deformações plásticas, grandes taxas de deformações, fratura, geração de calor com medição de temperatura e atrito na interface cavaco – ferramenta, sendo que nos mesmos este último aspecto não tem sido estudado com suficiente detalhe, dada a complexidade do fenômeno em dita interface.

Na atualidade, é importante o desenvolvimento de modelos de elementos finitos de processos de usinagem que possam substituir os complicados e custosos experimentos, assim como avaliar as condições de usinagem em tempo real predizendo as variáveis de saída.

Objetivo a longo prazo seria a avaliação do desgaste da ferramenta, tendo como dados de entrada as condições de corte, assim como as propriedades do material da peça e da ferramenta, e a geometria desta última.

Mas para atingir tal meta seria imprescindível o desenvolvimento de um modelo não linear para a avaliação do processo de formação do cavaco, levando em conta aspectos do processo tais como formação do cavaco, com fratura, cálculo das tensões e deformações, assim como a geração de calor na zona primária de deformações com capacidade para calcular temperaturas e forças de reação.

1.3.- Objetivos.

O objetivo deste estudo, será desenvolver um modelo de elementos finitos que dê solução aos problemas mais essenciais observados num processo de usinagem. Ênfase particular será dada à incorporação de parâmetros importantes, como tensão, deformação plástica, taxa de deformação plástica, encruamento, atrito e calor gerado, e a influência das temperaturas numa análise termo-elástico-plástica sob diversas condições simuladas de usinagem.

Os seguintes objetivos específicos serão procurados para o desenvolvimento deste trabalho:

1. Estudo da literatura atualizada sobre o tema, de forma tal a estabelecer uma seqüência histórica sobre a evolução de modelos de usinagem, assim como compreender as limitações e vantagens destes.

2. Formular teoricamente o comportamento material para um processo com não linearidade material e geométrica, assim como o acoplamento térmico e de tensões, presentes no processo de usinagem.

3. Modelar o processo de usinagem ortogonal levando em conta os seguintes aspectos:

a) Formação do cavaco a partir de critérios de fratura estabelecidos nos modelos existentes na literatura.

b) Cálculo de tensões e deformações num modelo de elementos finitos não linear.

c) Formulação e cálculo das temperaturas, pré estabelecidas as fontes de geração de calor, usando um acoplamento de temperaturas – deslocamentos.

d) Cálculo das forças de reação no processo.

e) Comparar os resultados do modelo com outros similares que apareçam na literatura, e também com resultados de experiências fornecidas por outros autores.

Continuando a penetração da ferramenta em relação à peça, haverá uma ruptura parcial ou completa na região do plano de cisalhamento, dependendo da ductilidade do material e das condições de usinagem. Para materiais altamente deformáveis, a ruptura se realiza somente nas imediações da aresta cortante, originando o cavaco em forma de fita contínua. Para materiais frágeis, a ruptura acontecerá simultaneamente em vários pontos do plano de cisalhamento, originando o cavaco em forma de virgulas.

Quando a ferramenta corta um metal ela é compelida por uma força, necessária para vencer as forças de atrito e as forças de coesão do metal. A porção do metal que inicialmente entra em contato com a ferramenta é recalçada contra a superfície de saída da ferramenta. O material recalçado sofre uma deformação plástica, a qual aumenta progressivamente, até que as tensões de cisalhamento se tornem suficientemente grandes, de modo a se iniciar um deslizamento entre a porção do material recalçado e a peça, sem que haja com isto uma perda de coesão. Este deslizamento se realiza segundo os planos de cisalhamento dos cristais da porção do material recalçada, tais planos irão definir uma certa região entre a peça e o cavaco, chamada plano de cisalhamento [1].

A parte mais importante de uma operação de usinagem é o ponto em que a ferramenta de corte encontra-se com a peça e remove cavacos. É necessário compreender o que acontece na região de corte a fim de se selecionar uma boa ferramenta de corte e ter conhecimento das características mecânicas das superfícies usinadas de uma peça. A ação básica é idêntica, seja no caso de uma ferramenta com aresta cortante única, ou seja no caso de várias arestas cortantes de uma ferramenta de dentes múltiplos.

2.1 - Revisão da literatura atualizada sobre o tema

Capítulo 2. Processo de Usinagem.

Proseguindo, devido ao movimento relativo entre a ferramenta e a peça, inicia-se um escorregamento da porção do material fraturado, sobre a superfície de saída da ferramenta. Enquanto tal ocorre, uma nova porção de material, imediatamente adjacente à anterior, esta-se deformando e fraturando.

Foi comprovado que o processo de formação do cavaco caracteriza-se pela não-continuidade, isto é, o processo de formação do cavaco compreende as seguintes etapas:

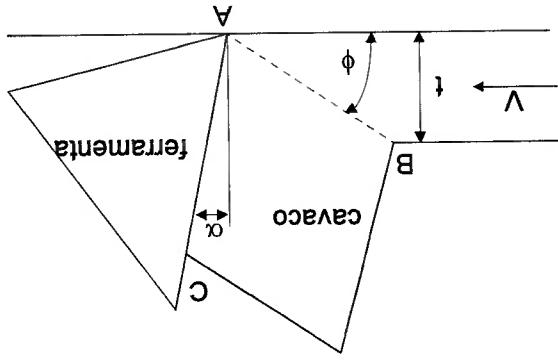
- deformação plástica
- surgimento de uma zona de cisalhamento com fratura
- deslizamento sobre a superfície de saída da ferramenta com atrito
- geração de calor por deformação plástica e atrito
- repetição do fenômeno

Esse fenômeno foi descrito por Piispänem em 1937 [3] com o chamado "modelo de Card", em que ele procura caracterizar tal fenômeno comparando-o com um maço de baralhos, cujas cartas deslizam umas sobre as outras, num mesmo plano. Essa distribuição caracteriza o fenômeno da deformação plástica, onde existe também uma formação descontínua em forma de lâminas justapostas (Fig. 2.1.1).

Este modelo descreve o material da peça como um maço de cartas inclinadas numa superfície livre, num ângulo que corresponde ao ângulo de cisalhamento (ϕ).

A tensão do material frente à ferramenta que avança, atinge um valor máximo, no plano conhecido como plano de cisalhamento, indicado pela linha AB, na Fig.2.1.2. Ao longo deste plano encontra-se a chamada zona primária de deformações. Quando a resistência do metal é superada ocorre ruptura e um deslizamento ao longo da superfície de saída

Fig. 2.1.2. Modelo de usinagem de Merchant.



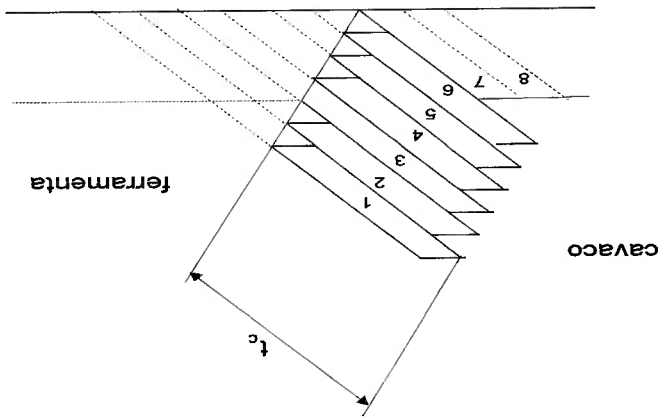
um cavaco.

A Fig.2.1.2 mostra um esquema ilustrando a ação em um único plano (chamado plano ortogonal) [2] de uma ferramenta de corte num processo de usinagem e a formação de

deslizamento.

Este modelo tem limitações, pois não considera a deformação plástica antes do início do

Fig. 2.1.1. Modelo de usinagem de Piesspanem



da ferramenta, formando o plano secundário de deformações. Em seguida, essa porção do material removida desliza sobre a superfície de saída motivando a repetição do processo. O fenômeno acima explicado é conhecido como o modelo de usinagem de Merchant.

A comprovação da periodicidade e da não-continuidade no processo de formação do cavaco foi possível graças a um processo de filmagem em condições normais de usinagem [3], que é mostrado na Fig.2.1.3. Uma linha nítida de demarcação separa os cristais altamente deformados. Essa linha, num determinado instante, é o plano de cisalhamento e corresponde à linha AB na Fig.2.1.2.

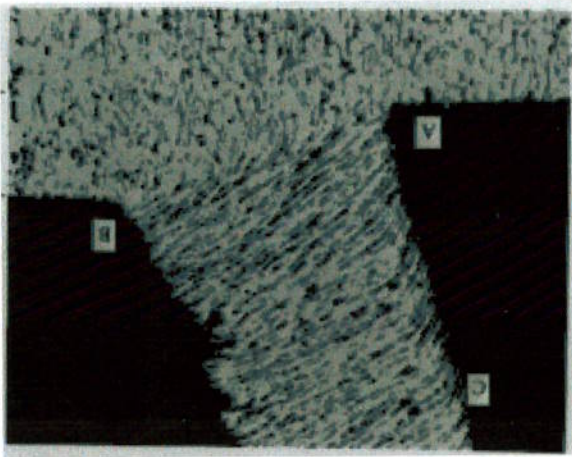


Fig. 2.1.3. Filmagem da formação do cavaco

Em qualquer um destes modelos bidimensionais, sempre pode-se decompor a força de corte em duas direções. A Fig. 2.1.4 ilustra a formação do cavaco, sendo a única aresta cortante da ferramenta, perpendicular à direção do movimento e à superfície usinada. Este caso é ideal e de fácil compreensão e os princípios revelados são válidos para todas as formas de usinagem de metais.

A ferramenta exerce a força R sobre o cavaco com um componente normal N_c e um componente de atrito F_c , que se opõem ao deslizamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta. Por razões de equilíbrio, o cavaco deve ficar sujeito a uma reação R' igual e contrária, partindo da peça e próximo ao plano de cisalhamento, que possui um componente normal N_s com a força de cisalhamento F_s . É mais conveniente decompor a força R' num componente F_p na direção do deslocamento da ferramenta e um componente vertical F_q . Tais componentes podem ser obtidas experimentalmente. Baseando-se no fato de que as forças R e R' são iguais e contrárias, Merchant propôs o círculo de componentes das forças de usinagem, colocando na ponta da ferramenta o ponto de aplicação das mesmas, como mostra a Fig. 2.1.5.

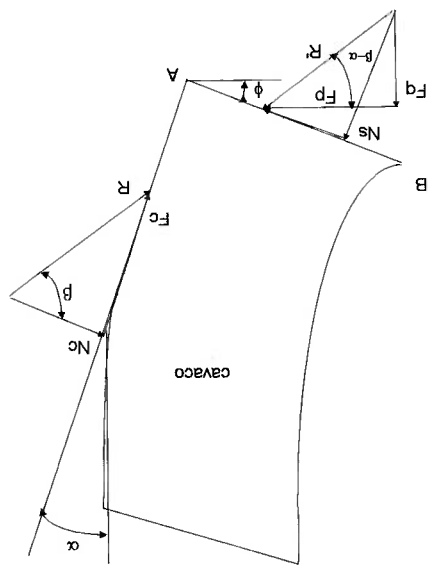


Fig. 2.1.4 Forças de corte

A ferramenta exerce uma pressão sobre o cavaco, provocando a saída do material e causando uma força de atrito elevada, que se opõe ao deslizamento do cavaco sobre a

$$N_s = F_p \cdot \cos\phi + F_q \cdot \text{Sen}\phi \quad (2.1.4)$$

$$F_s = F_p \cdot \text{Cos}\phi - F_q \cdot \text{Sen}\phi \quad (2.1.3)$$

Os componentes da força de corte no plano de cisalhamento segundo a Fig.2.1.5 são:

$$N_c = F_p \cdot \text{Cos}\alpha - F_q \cdot \text{Sen}\alpha \quad (2.1.2)$$

$$F_c = F_p \cdot \text{Sen}\alpha + F_q \cdot \text{Cos}\alpha \quad (2.1.1)$$

a Fig. 2.1.5 são :

Os componentes da força de corte na superfície de contato ferramenta - cavaco segundo

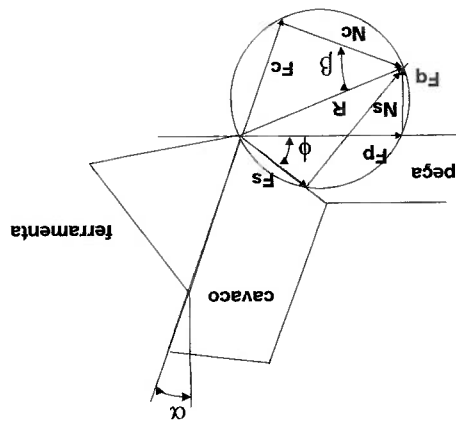
deslocamento da ferramenta F_p e do componente vertical F_q , segundo a Fig. 2.1.5.

F_c) e no plano de cisalhamento (N_s , e F_s) referente as componentes na direção do

componentes da força de corte, na superfície de contato ferramenta - cavaco (N_c e

Numa consideração geométrica podem-se estabelecer as seguintes correlações, para as

Fig. 2.1.5. Circulo de forcas de Merchant



superfície de saída da ferramenta. O coeficiente de atrito é geralmente superior a 0,5. O atrito do cavaco sob tais condições desgasta a superfície de saída da ferramenta.

Os componentes da força na superfície de saída da ferramenta são usados para a determinação do coeficiente de atrito.

$$\mu = \tan\beta \quad (2.1.6)$$

$$\mu = \frac{F_c}{N_c} \quad (2.1.7)$$

Substituindo as equações (2.1.1) e (2.1.2) por (2.1.7), tem-se:

$$\mu = \frac{F_p \cdot \text{Sen}\alpha + F_q \cdot \text{Cos}\alpha}{F_p \cdot \text{Cos}\alpha - F_q \cdot \text{Sen}\alpha} \quad (2.1.8)$$

Os componentes da força no plano de cisalhamento permitem calcular as tensões normais e de cisalhamento do processo de usinagem.

$$\tau = \frac{F_s}{A_s}$$

(2.1.9)

onde :

$$A_s = \frac{b \cdot t_c}{\text{Sen}\phi}$$

(2.1.10)

Nesta equação, “b” é a largura do cavaco e “t_c” é a profundidade de corte.

Das equações 2.1.3, 2.1.9 e 2.1.10 pode-se obter

$$\tau = \frac{b \cdot t_c}{(F_p \cdot \text{Cos}\phi - F_q \cdot \text{Sen}\phi) \cdot \text{Sen}\phi} \quad (2.1.11)$$

O primeiro trabalho para preencher o ângulo de cisalhamento foi apresentado por Piispänem [4], que baseou-se numa análise gráfica, porém não resultou em uma expressão analítica.

Dado que num processo de usinagem, as tensões principais, assim como as deformações plásticas e a zona principal de fratura, ficam no plano de cisalhamento, os principais trabalhos de pesquisas foram desenvolvidos com objetivo de estabelecer relações práticas entre o ângulo de cisalhamento ϕ e certos parâmetros característicos da usinagem dos metais.

α - ângulo de saída da ferramenta.

β - ângulo de arto.

ϕ - ângulo de cisalhamento.

τ - tensão de cisalhamento.

σ - tensão normal.

Onde:

$$\sigma = \frac{(F_p \cdot \text{Sen} \phi + F_q \cdot \text{Cos} \phi) \cdot \text{Sen} \phi}{b \cdot t_c} \quad (2.1.13)$$

Substituindo as equações 2.1.2 e 2.1.10 pela equação 2.1.12 obtém-se:

$$\sigma = \frac{N_s}{A_s} \quad (2.1.12)$$

Da mesma forma, obtém-se as tensões normais:

A primeira análise quantitativa foi apresentada por Merchant [2]. O fundamento da teoria de Merchant, consiste em procurar um valor do ângulo do plano de cisalhamento para o qual a tensão em dito plano seja máxima. Ele demonstrou que no plano de cisalhamento as tensões são máximas e assumindo as mesmas, distribuídas uniformemente e por diferenciação com respeito a φ obteve:

$$\varphi = 45 - \frac{\beta}{\alpha} + \frac{\alpha}{2} \quad (2.1.14)$$

Em 1947, Merchant apresentou uma derivação a qual também conduziu a uma expressão similar à (2.1.14), assumindo que φ , poderia ser tal, que a potência consumida fora mínima, que as tensões de cisalhamento seriam máximas na direção do plano de cisalhamento e que o coeficiente de atrito fora independente do ângulo de cisalhamento.

$$\varphi = \frac{\text{Cot}^{-1}(K)}{2} - \frac{\beta}{2} + \frac{\alpha}{2} \quad (2.1.15)$$

onde

K - é uma propriedade do material

Baseado em análises geométricas similares, Stabler, em 1951, [4] também apresentou uma solução para a determinação do ângulo de cisalhamento.

$$\phi = 45 - \beta + \frac{\alpha}{2} \quad (2.1.16)$$

Stabler baseou-se na suposição de que as máximas tensões de cisalhamento e as máximas deformações de cisalhamento estariam numa mesma direção, sobre o plano de

cisalhamento em processos de usinagem tridimensionais [3]. As tensões de cisalhamento ocorrem tanto no plano de cisalhamento como na superfície de saída da ferramenta e, portanto, ambos em geral não são perpendiculares entre si.

Lee e Shafar [5] propuseram um modelo mais sofisticado introduzindo a plasticidade do material na solução do fenômeno, assumindo o material como rígido perfeitamente plástico, embora tenham sido ignoradas as tensões térmicas.

Nesta análise foi empregada a teoria das linhas de deslizamento, onde foi assumida uma região plana triangular perto da ponta da ferramenta. Eles assumiram que nesta zona não ocorre deformação, mas o material fica submetido a tensões, até que haja escoamento. A geometria foi determinada fazendo-se com que as linhas de deslizamento interceptem a superfície de saída num ângulo de $\tan^{-1} \mu$.

Nesta teoria também foi incluído o critério de que o ângulo de cisalhamento representa a direção das tensões de cisalhamento máximas.

A expressão de Lee e Shafar para o ângulo de cisalhamento foi:

$$\phi = 45 - \beta + \alpha \quad (2.1.17)$$

Lee e Shafar propuseram uma segunda solução de campo de linhas de deslizamento [3] baseado na presença de uma pequena aresta postiga, na superfície de saída da ferramenta, obtendo-se a seguinte expressão:

$$\phi = 45 + \theta - \beta + \alpha \quad (2.1.18)$$

A diferença desta equação com a equação (2.1.17) fica só no ângulo θ , o que representa a aresta postiga.

Em 1951, Huhs apresentou uma solução [3] que em muitos aspectos concordava com a solução de Lee e Shaffer, porém ele assumiu que as tensões na interface cavaco-superfície de saída da ferramenta fossem uniformes e obteve a seguinte equação:

$$\phi = 45 - W + \alpha \quad (2.1.19)$$

onde:

$$W = \frac{1}{2} \tan^{-1} 2\mu \quad (2.1.20)$$

Substituindo obteve:

$$\phi = 45 - \frac{\tan^{-1} 2\mu}{2} + \alpha \quad (2.1.21)$$

Huhs também modificou sua equação para o ângulo de cisalhamento, incluindo a influência das tensões normais no plano de cisalhamento e obteve a seguinte equação:

$$\phi = \frac{\text{Cot}^{-1} K_1}{2} - \frac{\tan^{-1} 2\mu}{2} + \alpha \quad (2.1.22)$$

Na literatura consultada encontraram-se muitas soluções simples para a análise da zona de cisalhamento no processo de usinagem, em que os pesquisadores tentaram resolver problemas apresentados nos modelos anteriores, introduzindo aspectos que tinham sido ignorados. Nestes modelos foram incluídos efeitos tais como, o atrito na interface ferramenta - cavaco, grandes taxas de deformações do material e encruamento, assim como o efeito de altas temperaturas.

Em 1963 Oxley [6] resolveu o problema dos campos de linhas de deslizamento, incluindo na análise o encruamento do material e a variação das tensões de cisalhamento na superfície de saída da ferramenta.

Também, Usui e Hoshi [3] apresentaram uma solução baseada nos campos de linhas de deslizamento, calculando o comprimento do contato na superfície ferramenta-cavaco. Em 1967, Rowe e Spick apresentaram um modelo de fronteiras com duas descontinuidades, o plano de cisalhamento e a superfície de contato ferramenta-cavaco. Neste modelo, o coeficiente de atrito foi considerado em termos de tensões de cisalhamento relativo, a equação do ângulo de cisalhamento foi obtida mediante uma relação trigonométrica, aplicando o princípio de mínima energia. Este modelo foi posteriormente modificado por Chiffre empregando o ângulo de atrito β .

Muitos outros trabalhos têm sido desenvolvidos, mas todos fornecem modelos simples do processo de usinagem ortogonal, calculando com aproximação parâmetros do processo, tais como o ângulo de cisalhamento, empregando a teoria de campos de linhas de deslizamento. Estes modelos simples não são exatos já que os modelos de materiais rígidos perfeitamente plásticos não levam em conta a variação das tensões de escoamento, as deformações, taxas de deformação e campos de temperaturas.

No final dos anos 70, com o desenvolvimento das técnicas computacionais, foi aplicada a teoria dos elementos finitos ao estudo do complexo fenômeno de usinagem, obtendo-se até hoje ótimos resultados.

Os primeiros trabalhos neste campo foram desenvolvidos por Klemeaki e Lajczok que empregaram as técnicas de elementos finitos para a modelagem de processos de usinagem baseando-se em modelos simples. Naquelles trabalhos foram obtidas as

Em 1979, Muraka desenvolveu um método para a modelagem da distribuição de temperatura num processo de corte ortogonal, empregando a aproximação de Galerkin do método de elementos finitos [9]. No trabalho foi empregada a equação de transferência de calor de Stevenson [7], para descrever a condução de calor num

Naquele trabalho foi aplicado o método dos elementos finitos para o cálculo da distribuição de temperaturas na peça, cavaco, ferramenta para diferentes velocidades de corte, profundidades de corte e ângulo de saída da ferramenta.

As fontes de geração de calor foram definidas nas zonas primárias e secundárias de deformação, a zona primária foi definida como uma faixa com largura de 5,2mm paralela ao plano de cisalhamento e a zona secundária foi definida na interface cavaco-ferramenta.

Em 1976 Tay e Stevenson desenvolveram o primeiro modelo de elementos finitos para análises da distribuição de temperatura no cavaco, ferramenta e peça num processo de usinagem ortogonal [7,8]. Neste trabalho os pesquisadores empregaram a teoria de campo de linhas de deslizamento [6], para determinar a magnitude das zonas primárias e secundárias de deformações no processo e obtiveram a distribuição da taxa de deformação e deformações, aplicando diferentes valores dos parâmetros do processo, tais como, velocidade de corte e profundidade de corte, e demonstraram que a taxa de deformação varia com a variação da velocidade de corte.

Fronteiras foram baseadas no modelo de Zorev.

deformações plásticas e as tensões residuais a partir de uma geometria conhecida do cavaco, as forças de corte foram obtidas de resultados experimentais e as condições de

processo de corte ortogonal. A solução da equação diferencial foi obtida empregando a aproximação de Galerkin.

Até a década de 80, aqueles modelos simples que começaram com Piispanem e Merchant foram modificados por diferentes pesquisadores, que introduziram novos aspectos da teoria dos processos de corte, tal como foi exposto até aqui, mas essas teorias tinham um caráter descritivo do fenômeno. Com o trabalho apresentado por Usui e Shirakashi em 1982 [10], as teorias e os modelos desenvolvidos para avaliar o fenômeno de usinagem, passaram a ser teorias prescritas sobre o processo de usinagem.

Os aspectos mais importantes neste trabalho foram:

a) pela primeira vez foram calculadas as forças de corte sem a necessidade de medição experimental.

b) foi aplicado um critério de fratura para prever a geometria do cavaco a partir de seu estado inicial.

Outros parâmetros como o ângulo de atrito e tensões de cisalhamento foram obtidos com testes feitos considerando-os como propriedades do material.

Em princípio só foi calculada a distribuição de tensões e deformações, até satisfazer as condições iniciais do problema.

Neste trabalho os pesquisadores assumiram um ângulo de cisalhamento e geometria do cavaco como condições iniciais do problema, colocando as linhas de fluxos de Oxley na zona de interesse da análise.

deslizassem umas com relação às outras, com ou sem atrito. deslocamento, que permitiram que diferentes zonas da malha de elementos finitos modelos elástico-plásticos e termo-elástico-plásticos, incorporando as linhas de Para o desenvolvimento destes trabalhos foi usado o código NIKE-2D, para análises de

formulação de Euler do método de elementos finitos na análise da não linearidade. elementos finitos de processos de usinagem nos trabalhos [12, 13, 14], empregando a No final dos anos 80 Strenkowski e seus colegas apresentaram diferentes modelos de

cavaco, baseado na expressão de Cockcroft. trabalho também foi apresentado um critério de fratura dúctil, para a formação do deformações elásticas, não podendo desta forma prever as tensões residuais. Neste velocidade e taxas de deformações e o fato de que o modelo não levou em conta as As principais limitações deste modelo foram a aplicação de baixos valores de

deformação rígida-plástica, usando uma aproximação do critério de von Mises. rígido-plástico de elementos finitos e assumiu-se que o material da peça tinha uma ortogonal no estado plano de deformação [11]. Este modelo baseou-se no método Em 1984, Iwata desenvolveu um modelo de elementos finitos para um processo de corte

mediante uma análise de elementos finitos. tensões e deformações produzidas por tal deslocamento da ferramenta foram calculadas de corte determinada, até obter o escoamento em vários pontos. As distribuições de ferramenta. O corte começa impondo um deslocamento à ferramenta, a uma velocidade pequena trinca com a longitude de um elemento foi assumida na frente do fio da Ao longo da linha do fluxo foi desenhada uma malha de elementos finitos, na qual uma

Neste modelo foi introduzida uma linha de deslizamento ao longo da superfície de saída da ferramenta em que também foi permitido o atrito. Além dessa, uma outra linha de deslizamento ao longo da superfície a ser usinada foi considerada. Neste ponto uma modificação da capacidade da linha de deslizamento foi introduzida, de forma tal, que a superfície superior da peça pode ser separada, permitindo a formação do cavaco quando a ferramenta avança sobre dita superfície da peça. Esta capacidade da linha de deslizamento permitiu, desta forma, comparar a deformação plástica efetiva no nó mais próximo da ponta da ferramenta, com um valor de deformação plástica crítica especificado para o material da peça. Quando a deformação plástica efetiva for maior do que o valor especificado no critério de falha, os nós são separados.

Neste modelo foi incluída a geração de calor como uma primeira aproximação, onde assumiu-se que o calor não seria conduzido pelo cavaco, o que significa que o modelo é considerado adiabático, o que não condiz com a realidade do processo de usinagem. Em 1992, foi publicado por K. Komvopoulos [15], um modelo de elementos finitos para a modelagem de um processo de usinagem, foi dada atenção ao efeito de importantes fatores, tais como; fluxo plástico do material da peça, atrito na interface ferramenta-cavaco e desgaste da ferramenta, como variável de entrada do processo.

O pesquisador concluiu que para um comportamento do modelo e condições fixas de usinagem, a evolução da plasticidade na peça é controlada pela posição relativa da ferramenta, a separação final do cavaco implica a fratura num ponto material da trajetória da ferramenta onde a deformação plástica alcança o valor máximo; neste ponto o pesquisador assumiu um critério similar ao empregado por Shtrkachi e Usui [10] utilizando o critério de fratura geométrica, já que segundo ele, nos trabalhos de Strenkowski [12], tem-se um alto grau de incerteza ao selecionar um valor impróprio de

deformação plástica crítica como critério da falha. Por isso naquele trabalho foi empregado o critério de tolerância de comprimento entre o nó mais próximo à ferramenta e a aresta cortante da mesma.

Neste estudo a simulação da formação do cavaco foi feita incorporando uma linha de separação na configuração inicial da malha, que consiste de pares de nós superpostos, permitindo a separação do cavaco ao longo desta linha. Inicialmente, os nós superpostos terão iguais deslocamentos nos eixos x e y , até atingir o valor da tolerância especificada, caso em que os nós podem-se deslocar livremente. O valor da tolerância empregado foi de 35 μ m.

A ferramenta foi modelada como perfeitamente rígida e foi assumido uma aresta postiga na ponta da mesma, como uma superfície muito endurecida, sendo a mesma considerada como parte da geometria da ferramenta.

A interface ferramenta-cavaco foi analisada mediante dois elementos de interface que controlam o comportamento do contato, transmitindo uma pressão normal. Os parâmetros dos elementos para detectar o contato entre o cavaco e a ferramenta são a pressão negativa e a tolerância dimensional. Os nós da malha da peça podem-se deslocar na direção da superfície de saída da ferramenta, até um comprimento menor do que a tolerância especificada, neste ponto, assume-se que o contato seja estabelecido e são aplicadas forças nodais de frente.

A modelagem do atrito foi feita usando a lei de Coulomb. Para avaliar o atrito no processo de usinagem, o coeficiente de atrito foi selecionado entre 0.15-0.5, uma limitação nesta análise foi o fato de não levar em conta os critérios de aderência e escorregamento na interface ferramenta-cavaco.

A formulação arbitrária Lagrangian-Eulerian (ALE) é usada para modelar o processo de usinagem ortogonal em estado estável. O modelo termo-mecânico inclui os efeitos de

Lagrangian – Eulerian (Arbitrary Lagrangian – Eulerian) (ALE).

O trabalho mais recente desenvolvido para modelar um processo de usinagem foi apresentado por Joyot [30] onde é usada pela primeira vez uma formulação arbitrária de

plástico na análise de um processo de usinagem.

Kim e Hyo Chol Sin [27]. Neste trabalho foi apresentado um modelo termo-visco- Outro modelo de elementos finitos foi desenvolvido pelos pesquisadores Kug Weon

plástico, para definir o comportamento do material

equivalente como critério de fratura. Neste trabalho foi usado o modelo visco-elástico-

cavaco fraturado em forma de virgulas, sendo empregada a deformação crítica

de um processo de usinagem numa liga de titânio, onde foi obtida a geometria do

Em 1996, T. Obikawa desenvolveu um modelo de elementos finitos [17] para a análise

deformações.

energia de deformação e os campos de temperatura, deformações e taxas de

como a distribuição de tensões de cisalhamento, além da distribuição de densidade de

Neste trabalho foram determinadas a geometria do cavaco, as forças de corte, assim

com o critério de fratura na formação do cavaco.

introduzindo pela primeira vez, o valor crítico de densidade de energia de deformação

usando a formulação de Update Lagrangian na análise da não linearidade, assim como

empregando modelos de material termo-elástico-plástico com grandes deformações,

apresentou uma série de trabalhos [16, 19, 22] de modelagem de processo de fabricação

Nos anos 90, o professor do Instituto Nacional de Tecnologia de Taiwan, Z. C. Lin,

Para facilitar o tratamento matemático dado à formação do cavaco, esta região é segundo os planos de cisalhamento dos cristais da porção de material recalçada. coesão) entre a porção de material recalçado e a peça. Este deslizamento acontece grandes, de modo a se iniciar um deslizamento (sem que haja com isto uma perda de progressivamente, até que as tensões de cisalhamento se tornem suficientemente b) O material recalçado sofre uma deformação plástica, a qual aumenta a) Devido à penetração da ferramenta uma pequena porção de material (ainda solidaria à peça) é recalçada contra a superfície de saída da ferramenta.

usinagem com ferramenta de metal duro ou aço rápido acontece nas seguintes etapas:

Fig.2.1.2. Em geral, o processo de formação de cavaco, em condições normais de ao longo de uma superfície fixa. Este processo é representado de forma esquemática na controlada na qual uma ferramenta muito dura e rígida desloca-se pelo material da peça A usinagem de um metal acontece mediante um complexo processo de fratura semi

2.2.- Aspectos básicos do processo de usinagem.

das propriedades do material e do arito.

geometria do cavaco e as forças cortantes a partir de dados do processo de usinagem e resolvidos por esta formulação. O modelo prevê as variáveis térmicas e mecânicas, a vinculados a malhas com severas distorções numa formulação de Lagrangian podem ser problemas vinculados às superfícies livres numa formulação de Euler e aqueles dos métodos de Euler e Lagrangian, numa única formulação. Particularmente, gerado entre a ferramenta e o cavaco. A formulação de (ALB) combina as vantagens elasticidade, plasticidade, taxa de deformação, grandes deformações e arito, com calor

assumida como um plano [2], dito simplesmente plano de cisalhamento, ou zona de deformação principal.

c) Continuando o avanço da ferramenta em relação à peça, haverá uma ruptura parcial ou completa na região de cisalhamento, dependendo da ductilidade do material e das condições de usinagem. Para materiais altamente deformáveis a fratura se realiza somente nas imediações da ponta da ferramenta sendo que o cavaco formado terá forma de fita contínua. Para materiais frágeis, como o bronze a ruptura acontece ao longo do plano de cisalhamento, dando lugar ao cavaco em forma de virgulas (cavaco de cisalhamento ou de ruptura). O material em contato direto com a ponta da ferramenta experimenta fratura e flui plasticamente sobre a superfície de saída da ferramenta em forma de fita contínua, no caso de usinagem de materiais dúcteis. Devido ao ângulo de saída tipicamente pequeno, são impostas tensões normais muito altas no material da peça. Sob estas condições, o material da peça deforma-se ao longo de uma zona fina (zona de deformação primária) onde as tensões de cisalhamento são máximas. O ângulo formado entre esta zona de máximas tensões e a superfície usinada é o já definido ângulo do plano de cisalhamento. Na zona de cisalhamento o material é deformado plasticamente, com uma alta taxa de deformação, conduzindo o material a um encruamento.

O cavaco, significativamente endurecido devido ao processo acima explicado, flui pela superfície de saída da ferramenta onde são produzidas grandes tensões normais e de atrito. As grandes tensões de atrito na superfície de saída da ferramenta frequentemente excedem o limite de escoamento do material do cavaco provocando um forte ataque à superfície de saída da ferramenta. O movimento contínuo do cavaco sobre dita

superfície da ferramenta provoca grandes deformações na zona frontal à superfície de saída da ferramenta, denominada zona secundária de deformações, ou zona de fluxo.

Tanto as deformações plásticas que acontecem na zona primária de deformações, quanto o atrito na interface ferramenta-cavaco, geram uma grande quantidade de calor, que provoca um aumento da temperatura, o que tem uma grande influência nas tensões e deformações do processo.

Diante do exposto acima, sobre os aspectos básicos do processo de usinagem, torna-se evidente que o desenvolvimento de modelos analíticos, que possam descrever um fenómeno tão complexo, é extremamente difícil, se não impossível. Consequentemente, as técnicas numéricas, como o método de elementos finitos, são métodos alternativos efetivos para solução desses problemas difíceis.

2.3.- Definição das condições de usinagem

O modelo físico do processo de usinagem ortogonal é mostrado na Fig. 2.3.1 onde aparecem a peça que será usinada, assim como a ferramenta de corte. Como tantos outros problemas em mecânica, este modelo tem por objetivo considerar o processo de corte na forma bidimensional, para uma primeira compreensão e depois abordar o problema na sua forma geral tridimensional. Uma situação de corte assim simplificada é obtida sob as seguintes condições:

1. Com objetivo de diminuir o tempo de cálculo, de forma a otimizar o processo só será modelada uma área próxima da superfície de saída da ferramenta pelo que as dimensões da peça serão de 2mm de comprimento, e 1mm de altura, num plano x-y.

2. No modelo será usado o estado plano de deformações onde a largura do corte é admitida cinco vezes maior que a profundidade de corte e também adota-se a largura da ferramenta maior que a largura da peça de trabalho.

3. A ferramenta será assumida como perfeitamente rígida no modelo de elementos finitos e a mesma será modelada como uma superfície rígida mediante uma linha de deslizamento (Slide Line), não incluindo na análise o desgaste e a aresta postiça, o ângulo de saída da ferramenta é α , sendo que o mesmo será mudado no processo de modelagem com objetivo de analisar diferentes condições de usinagem, e o ângulo da superfície de incidência (ângulo de folga) com relação à superfície usinada da peça será sempre de 8° , pelo que não será levado em conta, o atrito entre a superfície de folga da ferramenta e a superfície usinada da peça.

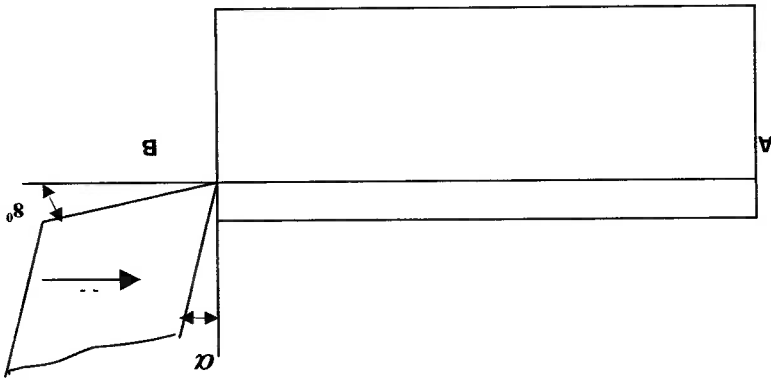


Fig. 2.3.1. Modelo físico do processo de usinagem ortogonal

No processo de usinagem a peça é fixada na máquina ferramenta pelas superfícies inferior e esquerda, tendo o movimento de corte a ferramenta que desloca-se na direção da linha de corte AB, segundo a Fig. 2.3.1, com uma velocidade fixa.

Os parâmetros do regime de usinagem e as formas geométricas da ferramenta, para as diferentes condições de usinagem do modelo, são fornecidas na tabela 2.3.1.

Tabela 2.3.1

Condições de usinagem

Condições de Usinagem	Ângulo de Saída α	Profundidade de Corte	Largura de Corte	Velocidade de Corte	Avanço
Caso I	30°	0.250 mm	4mm	183m/min	1.25mm
Caso II	10°	0.250mm	4mm	122m/min	0.25mm
CasoIII	0°	0.200mm	4mm	200m/min	0.2mm

Capítulo 3. Formulação Teórica.

3.1.- Equação constitutiva do modelo material.

Para a análise do processo de usinagem é usada a teoria das grandes deformações e grandes deslocamentos, assim como a formulação de Update Lagrangian e a expressão de fluxo plástico de Prandtl-Reuss, para derivar a equação constitutiva termo – elástico - plástica do comportamento material [27, 29].

A equação de Prandtl-Reuss, é a lei do fluxo num regime elástico-plástico com encruamento isotrópico [28]. Tal lei baseia-se nas seguintes hipóteses:

1. Hipótese de incompressibilidade plástica. A deformação plástica ocorre para um volume constante e o fluxo não depende da tensão hidrostática. A função de carregamento depende só da tensão deviatorica e das variáveis internas.

2. Hipótese de anisotropia inicial e encruamento isotrópico. A função de carga depende somente das invariantes J_2 e J_3 do tensor de tensões deviatorica.

De acordo com a teoria de fluxo plástico, a resposta de um material com encruamento é especificada pela condição inicial de escoamento, a regra de encruamento e a regra de fluxo. A condição inicial de escoamento específica o estado de tensões para o qual a primeira deformação plástica ocorre. A regra de encruamento descreve a modificação da condição de escoamento, produto do encruamento durante o fluxo plástico. A regra de fluxo possibilita a determinação da taxa de deformação plástica para cada ponto num carregamento progressivo.

O incremento do fluxo de tensões é uma função da deformação total, da deformação térmica, da derivada parcial das tensões efetivas referentes à taxa de deformação efetiva, e da derivada parcial das tensões efetivas referentes à temperatura e ao encruamento.

Os modelos constitutivos termo-mecânicos que são fornecidos, consideram resposta elástica, não elástica e não elástica com influência da temperatura[20]. A resposta não elástica é modelada com modelos termo-elástico-plástico. Nos modelos de resposta não elástica, quando as tensões superam o limite elástico, uma deformação plástica acontece. A energia consumida produto da deformação plástica e o atrito na superfície ferramenta-cavaco é transformada, em grande parte, em calor, que eleva a temperatura. A deformação térmica é induzida pela mudança na temperatura. A deformação total é dividida em três partes, uma recuperável (elástica), uma não recuperável (plástica) assim como uma térmica. Esta separação baseia-se na suposição de que há uma relação aditiva entre as taxas de deformação, pelo que o incremento da deformação pode-se escrever como:

$$\{d\varepsilon\} = \{d\varepsilon^e\} + \{d\varepsilon^p\} + \{d\varepsilon^t\} \tag{3.1.1}$$

Então, de acordo com a lei de Hook, na parte elástica, os incrementos de tensões são expressos como:

$$\{d\sigma\} = [D^e] \left(\{d\varepsilon\} - \{d\varepsilon^p\} - \{d\varepsilon^t\} \right) \tag{3.1.2}$$

Aplicando o critério de carregamento-descarregamento (loading-unloading), para um material com encruamento isotrópico positivo tem-se que:

$$f = 0 \text{ e } df > 0; \text{ durante o descarregamento elástico.}$$

$F = 0$ e $df = 0$; fluxo plástico.

Todos os modelos de plasticidade têm uma zona de resposta puramente elástica, que é definida mediante a função de escoamento f , que indica a magnitude da área de

escoamento:

$$f(\sigma_{ij}) = R(\epsilon_p, \dot{\epsilon}, T) = \bar{\sigma} \quad (3.1.3)$$

Tal critério, chamado de von Mises [30], postula a ocorrência de escoamento, sempre que a segunda invariante do tensor de tensões deviatorica, J_2 , exceda de um certo valor.

Interpretações equivalentes da condição de escoamento são:

- o escoamento começa, sempre que a energia interna de distorção exceda um certo valor crítico.

- o escoamento acontece, sempre que, as tensões de cisalhamento sobre o plano octaédrico excedam um certo valor crítico.

Quando o material flui plasticamente a parte plástica da deformação é definida pela regra de fluxo, que é estabelecida pela derivada do potencial plástico referente às

tensões:

$$\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} = \lambda \{ d\epsilon_{pl} \} \quad (3.1.4)$$

Onde λ é uma constante positiva de proporcionalidade que varia ao longo da deformação. Naqueles modelos onde não existe fluxo plástico, $df < 0$ tem-se que

$$\lambda = 0.$$

Usando a condição de que a projeção da tensão normal à superfície de escoamento é igual à deformação plástica multiplicada pela característica de encruamento tem-se:

$$(3.1.5) \quad \frac{\partial \sigma}{\partial f} (\sigma - H \cdot \varepsilon_p) = 0$$

Os parâmetros de encruamento são variáveis de estado que são introduzidos nos modelos para descrever as complexidades da resposta plástica do material.

Assumindo o material com encruamento isotrópico, a taxa de encruamento pode ser

calculada:

$$(3.1.6) \quad H' = \frac{\partial \sigma}{\partial \sigma} \frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon_p} + \left(\frac{\partial \sigma}{\partial \sigma} \right) \left(\frac{\partial \varepsilon_p}{\partial \varepsilon_p} \right)$$

Das expressões anteriores, λ pode ser derivado segundo Lin [19] da seguinte forma:

Assumindo-se a superfície de escoamento como a equação (3.1.3), $f(\sigma, \varepsilon_p, \dot{\varepsilon}_p, T)$,

aplicando a regra de fluxo definida pela equação (3.1.4) e assumindo que durante a

deformação plástica em modelos dependentes da deformação, $f = 0$, então:

$$(3.1.7) \quad df = \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} d\sigma + \left\{ \frac{\partial f}{\partial \varepsilon_p} \right\} d\varepsilon_p + \left\{ \frac{\partial f}{\partial \dot{\varepsilon}_p} \right\} d\dot{\varepsilon}_p + \left\{ \frac{\partial f}{\partial T} \right\} dT = 0$$

Usando a variável H' como a modificação da regra de encruamento de Ziegler [26],

tem-se:

$$(3.1.8) \quad H' = \frac{1}{\lambda} \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon_p} \right\} d\varepsilon_p + \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \dot{\varepsilon}_p} \right\} d\dot{\varepsilon}_p + \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial T} \right\} dT$$

A expressão anterior ocorre para o encruamento isotrópico, pelo que combinando as equações (3.1.7) e (3.1.8) tem-se

$$(3.1.9) \quad \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T d\sigma = \lambda \cdot H$$

Já que o componente elástico da deformação somente pode ser associado a mudanças nas tensões, o incremento das tensões é dado por:

$$(3.1.10) \quad d\sigma = [D^e] d\epsilon^e = [D^e] (d\epsilon - d\epsilon^p - d\epsilon^i)$$

Das expressões (3.1.91) e (3.1.10) tem-se a equação para o cálculo de λ

$$(3.1.11) \quad \lambda = \frac{H \cdot \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T \cdot [D^e] \cdot \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T + \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T \cdot [D^e] \cdot \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T}{\left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T \cdot [D^e] \cdot \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T - \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T \cdot \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T - \frac{\partial \sigma}{\partial T} \cdot \frac{\partial \sigma}{\partial T}}$$

finalmente a equação (3.1.10) pode ser transformada em:

$$(3.1.12) \quad d\sigma = \left[D - \frac{D \cdot \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T \cdot [D^e] \cdot \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T + \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T \cdot [D^e] \cdot \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T}{[D^e] \cdot \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T} \right] d\epsilon$$

Substituindo a equação (3.1.11) por (3.1.4) e tendo em conta a equação (3.1.12), a relação tensão-deformação da equação (3.1.2) transforma-se em :

$$(3.1.13) \quad d\sigma = [D^e] \cdot \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T - \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T \cdot \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T + \frac{H \cdot \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T + \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T \cdot [D^e] \cdot \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T}{[D^e] \cdot \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T + \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T \cdot \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T} \cdot \left\{ \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right\}_T$$

Onde :

$$[D^{ep}] = [D^e] - \frac{[D^e] \left\{ \frac{\partial \mathcal{F}}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial \mathcal{F}}{\partial \sigma} \right\} [D^e]}{[D^e] \left\{ \frac{\partial \mathcal{F}}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial \mathcal{F}}{\partial \sigma} \right\} [D^e] + H} \quad (3.1.14)$$

A expressão (3.1.13) é a equação termo-elástica-plástica constitutiva do processo de usinagem ortogonal, que inclui em si a taxa de deformação plástica, o encruamento e a influência das temperaturas.

3.2 - Equação Básica de Elementos Finitos.

Numa formulação de elementos finitos, quando se assume que os deslocamentos dos elementos são infinitesimalmente pequenos, que o material é linearmente elástico e que as condições de fronteira não mudam com a aplicação do carregamento, a forma da equação de equilíbrio de elementos finitos para uma análise linear estática [23] é:

$$K_R \cdot U = R \quad (3.2.1)$$

Esta equação corresponde a uma análise linear, já que a resposta dos deslocamentos U é uma função linear do vetor de carga aplicada R , além disso, o fato de que os deslocamentos sejam pequenos tem a ver com a avaliação da matriz K_R e o vetor de carga R , já que a integração é feita sobre o volume original dos elementos finitos, por outro lado, a matriz tensão-deformação de um material linear-elástico é constante. Quando estas relações não existem, então a análise é considerada como não-linear.

Existem diferentes tipos de análises da não-linearidade [24], [25], que são detalhados a seguir:

- a não-linearidade material existe quando os deslocamentos e as deformações são considerados com valores infinitesimais e o efeito não-linear é considerado somente na relação tensão-deformação; neste caso, a medição das tensões e deformações de engenharia pode ser usada na descrição da resposta.

- na não-linearidade com grandes deslocamentos, grandes rotações e pequenas deformações, a relação tensão-deformação do material pode ser considerada tanto linear quanto não-linear.

- na não-linearidade com grandes deslocamentos, grandes rotações e grandes deformações, a relação tensão-deformação usualmente é não-linear.

Uma decisão bastante importante na análise de qualquer um dos casos de não-linearidade é a correta seleção da formulação, que faz parte do processo de modelagem.

A decisão fundamental na análise de uma não-linearidade geral é achar o estado de equilíbrio de um corpo para um determinado sistema de carregamento. Assumindo que o carregamento externo aplicado é uma função do tempo, a condição de equilíbrio de um sistema de elementos finitos representativo num corpo sob tais condições pode ser expressa como:

$${}^tR - {}^tF = 0 \quad (3.2.2)$$

onde:

tR é o vetor que especifica as forças aplicadas externamente nos pontos nodais num tempo dado.

F^T é o vetor que especifica as forças nos pontos nodais que se correspondem com os elementos sob tensões.

Quando se analisa um fenômeno físico complexo, pode-se usar a aproximação básica da mecânica de contínuo para o desenvolvimento da equação de governo de elementos finitos [26]. No caso de um corpo sob grandes deslocamentos, grandes deformações e rotações, e com uma relação tensão - deformação não linear, pode-se aplicar o princípio dos trabalhos virtuais para a determinação da equação constitutiva de elementos finitos.

Numa análise incremental, no programa de elementos finitos ABAQUS [21], o equilíbrio de um corpo, usando o princípio dos trabalhos virtuais e forma tensorial, é expressado de forma geral como:

$$\int_V \sigma : \delta DdV = \int_S R_T^s \cdot \delta v dS + \int_V F_T^v \cdot \delta v dV \quad (3.2.3)$$

O termo da esquerda representa a razão de trabalho virtual interno, o mesmo, na equação (3.2.3), foi expresso em termos dos componentes cartesianos do tensor de tensões de Cauchy e do gradiente de velocidades virtuais, pelo que pode-se reescrever como a integral sobre o volume de referência.

$$\int_V \sigma : \delta DdV = \int_V J \sigma : \delta DdV^0 \quad (3.2.4)$$

onde:

$$J = \frac{dV}{dV^0} \quad (3.2.5)$$

representa o jacobiano da deformação elástica entre a referência natural e o volume atualizado.

Os materiais sólidos tem um estado de referência natural elástico, para o qual eles retornam uma vez concluído o carregamento aplicado. Para materiais perfeitamente elásticos, tal estado natural sempre será o estado original. No caso de materiais com propriedades de escoamento, como o caso dos metais, o estado natural de referência será modificado pela deformação plástica, à qual o material foi submetido. A elasticidade do material pode-se derivar do potencial termodinâmico de tal estado de referência, de forma que, para uma deformação isotérmica, haverá uma função potencial para a energia de deformação elástica por unidade de volume de referência natural. Sobre esta base é definido o conceito de conjugância, escrevendo a razão de trabalho por unidade de volume em tal estado elástico de referência como:

$$dW^0 = \tau : d\epsilon \quad (3.2.6)$$

A anterior expressão define o medidor de tensões conjugado para qualquer medida de deformação escolhida, então aplicando o conceito de trabalho conjugado, a medida de tensão definida por:

$$\tau = J\sigma \quad (3.2.7)$$

é o trabalho conjugado para uma medida de deformação, cuja razão é a taxa de deformação, pelo que a equação (3.2.3), transforma-se em:

$$\int_{V_0}^V \tau^e : \delta \epsilon dV^0 = \int_S [R_s] \cdot \delta v dS + \int_V [F_v] \cdot \delta v dV \quad (3.2.8)$$

Onde τ^e é o par conjugado de tensão-deformação.

O interpolador de elementos finitos pode-se escrever como:

$$\{u\} = [N^n] \cdot \{u^n\} \quad (3.2.9)$$

onde:

$[N^n]$, são funções de interpolação que dependem do sistema de coordenadas.

$\{u^n\}$ são variáveis nodais.

A forma espacial das velocidades é:

$$\{\delta v\} = [N^n] \cdot \{\delta v^n\} \quad (3.2.10)$$

A taxa de deformação virtual associada com as velocidades é dada por:

$$\{\delta \dot{\epsilon}\} = [B^n] \cdot \{\delta v^n\} \quad (3.2.11)$$

Onde:

$[B^n]$, é a matriz que depende da posição atualizada do ponto material considerado.

$$[\delta v^n] \left[\int [B^n]^T \{t\}^c \rho V_0 = [\delta v^n] \cdot \left[\int [N^n]^T \{R_s\} \rho S + \int [N^n]^T \{F^v\} \rho V \right] \right. \quad (3.2.12)$$

considerando que o $[\delta v^n]$ são variáveis independentes, podem-se assumir cada uma

para ser diferente de zero, em troca as restantes serão zero, para chegar a um sistema de

equações de equilíbrio não linear,

$$\int [B^n]^T \{t\}^c \rho V_0 = \int [N^n]^T \{R_s\} \rho S + \int [N^n]^T \{F^v\} \rho V \quad (3.2.13)$$

O anterior sistema de equações é o modelo de rigidez básico de elementos finitos. Para o algoritmo de Newton é necessário o jacobiano desta equação.

O primeiro termo na matriz jacobiana será:

$$I_1 = \int_{V^0} \delta \epsilon : \partial \tau^c dV^0 = [B^N]^T [H] : [B^N] dV^0 \quad (3.2.14)$$

Nesta expressão $[H]$, é definido em termos de estado atual e direção de deformação,

sendo $[B^n]$, uma função dos deslocamentos.

o segundo termo da matriz jacobiana será:

$$I_2 = \int_{V^0} [\tau^c] \partial \epsilon^N [B^M] dV^0 \quad (3.2.15)$$

Este termo representa a matriz de tensão inicial. A seguir serão definidos os termos de

carregamento externo.

$$I_3 = \int \int_{N^M} [e^N R^s] dS + \int [N^M] \{R^s\} \frac{1}{V} [e^N A^T] dS \quad (3.2.16)$$

onde:

$$Q_s^N = [e^N R^s] dS + \{R^s\} \frac{1}{V} [e^N A^T] dS \quad (3.2.17)$$

pele que:

$$I_3 = [N^M]^T Q_s^N dS \quad (3.2.18)$$

O quarto termo da matriz será:

Estes critérios de separação são divididos em duas categorias; critérios geométricos e critérios físicos, sendo necessário em ambos os casos, que os modelos de elementos de cavaco.

Muitos modelos de elementos finitos têm sido desenvolvidos para a análise do processo de usinagem, em que uma grande quantidade de variáveis tem influência sobre o processo de formação do cavaco, porém foi a partir do trabalho desenvolvido por Usui e Shirakashi [10] que os pesquisadores começaram a apresentar, em vários trabalhos [11,12,13,14,15,16,17], diferentes pontos de vista para avaliar as falhas e prever a formação do cavaco. Tais pontos de vista tem sido chamados critérios de separação do

3.3.- Critério de fratura empregado na formação do cavaco.

$$K_{NM} = \int_{V_0} [B^M]^T \cdot [H] : [B^N] dV_0 + \int_{V_0} [\tau^c] \cdot [B^M] [B^N] dV_0 - \int_{S_0} [N^M] \cdot [Q_s^N] dS - \int_{V_0} [N^M] \cdot [Q_v^N] dV_0 \quad (3.2.22)$$

A matriz jacobiana tem a forma seguinte:

$$I_4 = [N^M] \cdot [Q_v^N] dV_0 \quad (3.2.21)$$

pele que:

$$Q_v^N = [e^N] \cdot [F_v] + \left\{ \frac{1}{l} [e^N] \cdot [F_v] \right\} dV_0 \quad (3.2.20)$$

Onde:

$$I_4 = \int_{V_0} [N^M] \cdot [e^N] \cdot [F_v] dV_0 + \int_{V_0} [N^M] \cdot \left\{ \frac{1}{l} [e^N] \cdot [F_v] \right\} dV_0 \quad (3.2.19)$$

finitos possuam uma linha de separação ao longo da trajetória da ponta da ferramenta, formada por dois nós superpostos, sendo um deles, o inferior, parte da superfície usinada e outro, o superior, parte do cavaco. Estes nós permanecem colados durante o processo, até atingir um valor crítico, seja de um parâmetro geométrico, ou físico.

O critério geométrico é baseado numa distância crítica entre o nó analisado e a ponta da ferramenta, sendo que os nós são separados, quando tal distância é menor que o valor crítico estabelecido.

O critério físico baseia-se num valor selecionado de uma variável física, que pode ser, a deformação plástica, a tensão ou a energia de deformação, para o elemento mas perto da ponta da ferramenta, neste caso os nós são separados, quando o valor da variável física, supera o valor crítico estabelecido.

Usui e Shirakashi [10], foram os primeiros em usar o critério geométrico, para modelar a formação do cavaco, eles comprovaram que, se o tamanho de um elemento for o suficientemente pequeno, a fratura durante o processo, seria de importância secundária. De forma tal, que estabeleceram como máximo valor de comprimento do elemento 35 μm . Este critério foi usado também por Shih,[31], e por Konvopoulos [15], com resultados semelhantes, eles comprovaram, que um valor de distância crítica poderia ser estabelecido como três quartos, do comprimento de um elemento.

Iwata, [11], utilizo o critério de fratura dútil, que levou em conta a história de tensões no processo, a limitação deste trabalho, foi que o emprego de uma formulação rígida-plástica para modelar o comportamento material.

Strenkowski, [14], aplicou o critério de deformação plástica efetiva, para avaliar a fratura, num processo de formação do cavaco, fixando como valor crítico de

deformação 0.25mm/mm. Tal valor de deformação crítica foi selecionado, mediante testes de convergência, o qual não é representativo de uma propriedade do material.

O critério de energia crítica de deformação foi empregado com êxito por Lin [16] para modelar a formação do cavaco num processo de usinagem ortogonal. Ele estabeleceu que quando a ferramenta se desloca e faz contato com a peça, a energia armazenada em cada elemento não é a mesma. Para um elemento dado, a densidade de energia de deformação pode ser expressa como:

$$dW/dV = \int_{\epsilon_{cr}}^0 \sigma \cdot d\epsilon \quad (3.3.1)$$

onde:

σ é o componente das tensões .

ϵ é o componente das deformações.

W é o trabalho total armazenado num elemento que resulta da soma da energia de deformação elástica com o trabalho do fluxo plástico.

V representa o volume de um elemento.

Quando a ferramenta se desloca, os valores das tensões e das deformações são calculados em todos os elementos da malha, e portanto se pode obter para cada elemento o valor de densidade de energia de deformação (dW/dV) ; quando este valor for maior do que o parâmetro da densidade de energia de deformação crítica $(dW/dV)_c$

para um material dado, o nó pode ser separado da superfície da peça e passar à superfície do cavaco.

O parâmetro de densidade de energia de deformação crítica $(dW/dV)^c$ é uma

propriedade do material que pode ser obtida de testes de tensões axiais em corpos de prova e representa a capacidade do material de absorver energia, condição essa que, quando cumprida, leva o material ao estado de ruptura.

Para a modelagem da formação do cavaco, neste trabalho, usou-se o critério estabelecido por Konvopoulos [15], que demonstrou que num processo de usinagem a energia do elemento mais perto da ponta da ferramenta atinge a energia crítica de fratura, quando a mesma encontra-se numa posição igual ao 75% do comprimento de um elemento. A modelagem da fratura do nó será feita usando a opção **crack growth*, junto com a opção **debond*.

```
*debond, interaction=bond, time increment=0.001
0.0, 1.0
0.002, 0.0
*crack growth, nset=noderf, time tolerance=0.1
1.0, 0.05
1.25, 0.625
1.75, 0.875
2.0, 0.1
```

3.4.- Análise do contato na interface cavaco-ferramenta.

As condições reinantes na interface cavaco-ferramenta tem grande influência no ângulo de cisalhamento. Existe nesta interface, íntimo contato entre a peça e a ferramenta, e o calor gerado por atrito produz altos valores de temperatura, que afetam diretamente a performance das ferramentas de corte.

O conceito clássico de atrito baseado nas leis de Amonton e Coulomb (a força de atrito é proporcional à força normal) não é apropriado para o corte dos metais, onde as pressões normais à superfície de saída da ferramenta são muito altas [34]. Uma das

teorias mais defendidas nos meios científicos nos dias de hoje, é a existência do fenômeno de “escorregamento-aderência” (*sliding-sticking*), entre o cavaco e a ferramenta, defendida desde 1963 por Trent [32].

Quando duas superfícies são colocadas justapostas, a área de contato real (A_R) é muito menor que a área de contato aparente (A), devido às microirregularidades presentes em qualquer superfície acabada, razão pela qual os contatos são estabelecidos apenas em poucos picos das irregularidades.

Aplicando-se uma carga normal, os pontos de contato são deformados plasticamente e a área de contato real aumenta até ser capaz de suportar tal carga aplicada.

Shaw [33] identificou três regimes diferentes de atrito sólido, a Fig. 3.4.1 os identifica.

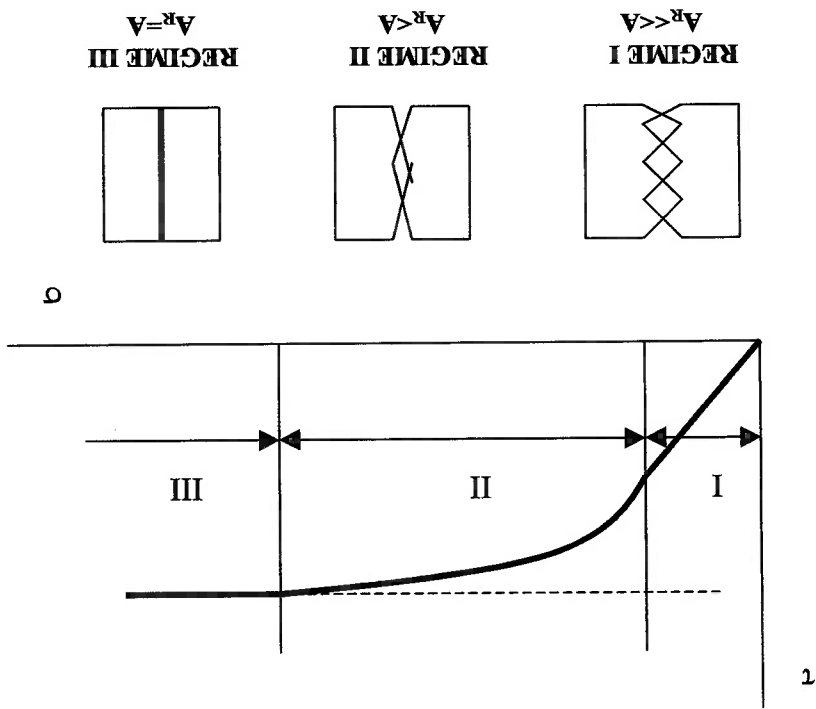


Fig. 3.4.1 Regimes de atrito.

O regime I é aquele onde vale a lei de Amonton, $\mu = \tau/\sigma = \text{constante}$, e $A_R \ll A$.

O regime II, segundo Shaw é uma transição entre o regime I e o regime III, sendo que $AR < A$, muitos autores, entre eles Wallace e Boothroyd [35], acreditam na transição brusca do regime I para o III.

O regime III é aquele onde não existe superfície livre, isto é, $A_R = A$ e τ é independente de σ .

Durante o corte de metais, os regimes I e III ocorrem simultaneamente em pontos distintos ao longo da interface ferramenta-cavaco.

Zorev [34] apresentou um modelo de distribuição de tensões na superfície de saída da ferramenta. Na Fig. 3.4.2 é mostrado este modelo.

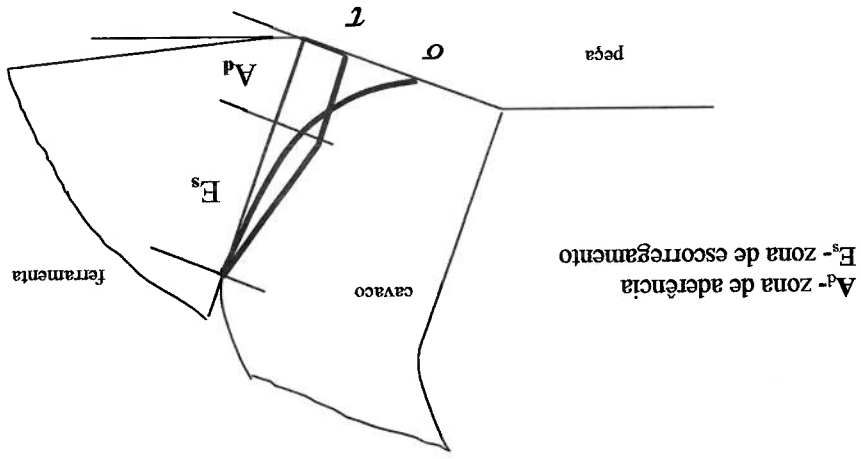


Fig. 3.4.2. Modelo de tensões da interface de Zorev.

O comprimento de contato cavaco-ferramenta é dividido em duas zonas; uma zona A_d a partir da ponta da ferramenta, onde ocorre a aderência e outra de escorregamento E_s , até

o final do comprimento do contato, neste ponto, finaliza o contato do cavaco com a superfície de saída da ferramenta.

Segundo o modelo de Zorev, a tensão normal é máxima na ponta da ferramenta e decresce exponencialmente até zero, no ponto onde o cavaco perde o contato com a ferramenta. A tensão de cisalhamento é constante na zona de aderência, e assume o valor do limite de resistência ao cisalhamento do material em dita zona, e decresce até o valor zero, no ponto de perda de contato entre o cavaco e a ferramenta.

Um modelo de fricção de Coulomb, com um limite adicional de tensão de cisalhamento permissível, é provido em ABAQUS para uso em análise de contato, que permite levar em conta o fenômeno de escorregamento e aderência na interface ferramenta-cavaco.

O modelo de fricção de Coulomb padronizado assume que nenhum movimento relativo acontece se a tensão de atrito equivalente:

$$(3.4.1) \quad \tau_{eq} = \sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2}$$

é menor que a tensão crítica, τ_{crit} , que é proporcional à pressão de contato p, na forma:

$$(3.4.2) \quad \tau_{crit} = \mu \cdot p$$

onde μ é o coeficiente de atrito. Em ABAQUS é possível pôr um limite na tensão crítica,

$$(3.4.3) \quad \tau_{crit} = \min(\mu p, \tau_{max})$$

onde τ_{max} é especificado pelo usuário. Se a tensão equivalente é a tensão crítica, ou seja:

$$(3.4.4) \quad \tau_{eq} = \tau_{crit}$$

$$\tau_{\max} = \frac{f(\underline{\varepsilon}_{pl}, \underline{\varepsilon}, T)}{\sqrt{3}} \quad (3.4.9)$$

ou seja, levando em conta o potencial plástico de von Mises;

$$\tau_{\max} = \frac{\sigma}{\sqrt{3}} \quad (3.4.8)$$

definida como a máxima tensão de cisalhamento: sobre a superfície de saída da ferramenta para um tempo considerado, e portanto é peça, τ_f é a tensão de atrito, τ_{\max} é o fluxo de tensões de cisalhamento do cavaco onde C é uma característica de atrito que depende do par de materiais da ferramenta e

$$\frac{\tau_f}{\tau_{\max}} = 1 - \exp\left(-C \frac{\tau_{\max}}{\sigma}\right) \quad (3.4.7)$$

equação de tensões não - lineares proposta por Shirakashi [10].

A condição de deslizamento com atrito na interface ferramenta-cavaco é assumida pela conhecer as tensões normais e de cisalhamento em todos os elementos da interface.

Para a modelagem do atrito na superfície de contato ferramenta-cavaco é necessário

$$\gamma^{eq} = \sqrt{\gamma_1^2 + \gamma_2^2} \quad (3.4.6)$$

equivalente:

onde γ_i é a taxa de deslizamento na direção i e γ^{eq} é a taxa de deslizamento

$$\frac{\tau^{eq}}{\gamma_i} = \frac{\tau^{eq}}{\gamma_i} \quad (3.4.5)$$

a tensão de atrito coincidem e é expressa na forma:

então o deslizamento pode ocorrer. Se o atrito é isotrópico, a direção do deslizamento e

A tensão máxima de cisalhamento permissível τ_{\max} varia de acordo com os diferentes

graus de endurecimento do material.

Se a tensão de cisalhamento na superfície ferramenta-cavaco excede o valor da máxima tensão de cisalhamento do material, então o cavaco está aderido ou fixado na superfície de saída da ferramenta (*stick*).

Se as tensões de cisalhamento do cavaco sobre a interface de cavaco-ferramenta não excedem o valor de tensão máxima permitida do cavaco, então deve-se aplicar a lei de

atrito de Coulomb.

$$\mu = \frac{d\sigma}{d\tau_f} \quad (3.4.10)$$

$$\mu = \left(\frac{\partial \sigma}{\partial \tau_f} \right) + \left(\frac{\partial \tau_{\max}}{\partial \tau_f} \right) \times \left\{ \left(\frac{\partial T}{\partial \tau_{\max}} \right) \frac{d\sigma}{dT} + \left(\frac{\partial \varepsilon_{pl}}{\partial \tau_{\max}} \right) \frac{d\sigma}{d\varepsilon_{pl}} + \left(\frac{\partial \tau_{\max}}{\partial \varepsilon_{pl}} \right) \frac{d\varepsilon_{pl}}{d\sigma} \right\} \quad (3.4.11)$$

Em estado instável de um processo de usinagem, quando se tem formação do cavaco fraturado, o cavaco nem sempre desliza sobre a superfície de saída da ferramenta, porém quando a formação do cavaco tem forma de fita contínua, caso de usinagem de materiais duros, ele, com frequência, se adere à superfície de saída parcialmente.

3.5.- Fontes de geração de calor no processo.

A geração de calor durante o processo de usinagem tem um grande efeito sobre a formação do cavaco e sobre a superfície usinada. As principais fontes de geração de calor no processo são as deformações plásticas e o atrito na superfície ferramenta-cavaco.

O ABAQUS, [20], contém a opção "INELASTIC HEAT FRACTION" que permite a

introdução de um fator η que define a geração de calor causada por dissipação

mecânica associada às deformações plásticas. Este termo pode ser introduzido como

uma fonte de acoplamento para análise termo - mecânica. Tal acoplamento poderia ser

importante em uma simulação na qual grandes deformações plásticas estejam

acontecendo bastante rapidamente, em um material cujas propriedades mecânicas são

dependentes da temperatura. Se o processo estiver acontecendo com muita lentidão, o

calor gerado pela deformação plástica tem tempo para se dissipar, sendo que uma

análise isotérmica é suficiente para a modelagem. Se o processo é extremamente rápido,

o calor não tem nenhum tempo para se difundir, então uma análise adiabática (na qual

cada ponto de integração é tratado como se fosse termicamente isolado de seus

vizinhos) é suficiente. Uma análise totalmente acoplada é requerida para casos em que

ficam bastante afastado de ambos extremos, tal como é o caso de um processo de

usinagem. Esta seção define o termo de geração de calor causado pela deformação

plástica e descreve como este termo contribui ao esquema global de solução de Newton.

O modelo assume que a deformação plástica dá lugar a um fluxo de calor por unidade

de volume de:

$$\tilde{Q}_{pl} = \eta \cdot \sigma : \dot{\epsilon}_{pl} \quad (3.5.1)$$

Para modelos de materiais dependentes da temperatura (*Rate Dependent*) a tensão

equivalente é calculada pela seguinte expressão:

$$\bar{\sigma} = B \cdot \sigma_0 \quad (3.5.2)$$

Na expressão anterior, B define o efeito de razão média da taxa de deformação, sendo

definida como:

(3.5.3)

$$B = \frac{\Delta \varepsilon_{pl}}{\Delta T} T$$

Para tal tipo de comportamento do material, ABAQUS define a taxa de deformação

plástica como:

(3.5.4)

$$\varepsilon_{pl} = D \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} - 1 \right)_p$$

Na anterior equação, D e p , são propriedades do material.

A mudança na temperatura induzida pela deformação plástica num intervalo de tempo

Δt é dada pela seguinte equação:

(3.5.5)

$$\Delta T = \frac{Jc\rho \cdot 100}{\sigma \cdot \varepsilon \cdot \eta \cdot \Delta t}$$

onde:

J é o fator de conversão da equivalência do calor.

η é uma percentagem da energia de deformação que é transformada em calor.

(usualmente $85 \leq \eta \leq 95$).

c é o calor específico.

ρ é a densidade do material.

A outra fonte de geração de calor no processo é devida ao atrito na interface ferramenta-cavaco. Neste trabalho não foi definido como objetivo o estudo da interface ferramenta-cavaco, pelo que não será levado em conta a geração do calor produzido pelo atrito em dita interface.

Assumindo a geração total de calor no processo de usinagem como:

$$\tilde{O} = \tilde{O}' + \tilde{O}'' \quad (3.5.6)$$

A equação de energia para a geração de calor a ser resolvida é dada como:

$$p \cdot c \frac{\partial T}{\partial t} + \tilde{O} = (kT)' + \tilde{O} \quad (3.5.7)$$

Usando o método de Galerkin para o domínio de cálculo e o método de Crank-Nicholson para a diferença de tempo, a equação (3.5.7) pode ser assim descrita [17]:

$$\left(\frac{1}{2} [T] + \frac{\Delta t}{1} [C] \right) \cdot \{T_n(t + \Delta t)\} = \left(-\frac{1}{2} [T] + \frac{\Delta t}{1} [C] \right) \{T_n(t)\} + \{H_n\} \quad (2.5.8)$$

onde:

$[T]$ é a matriz de condutividade do calor.

$[C]$ é a matriz de capacidade calorífica.

$\{T_n\}$ é o vetor de temperatura nodal.

$\{H_n\}$ é o vetor de fluxo de calor.

Capítulo 4.- Modelo de Elementos Finitos.

4.1.- Malha de elementos finitos.

Em uma análise de elementos finitos, o corpo é dividido em um número finito de partes de pequenas dimensões, chamadas elementos. A subdivisão do corpo num número de elementos finitos é conhecida como discretização, ou seja, o corpo torna-se um conjunto montado de elementos finitos discretos, conectados nos seus extremos mediante pontos nodais. Tal conjunto, é uma malha de elementos finitos.

A malha de elementos finitos da peça assim como da ferramenta de corte é mostrada na Fig.4.1.1. O desenho da malha foi feito a partir da geometria da peça e da ferramenta de corte do modelo físico do processo de usinagem ortogonal, que é mostrado na Fig. 2.3.1 neste trabalho.

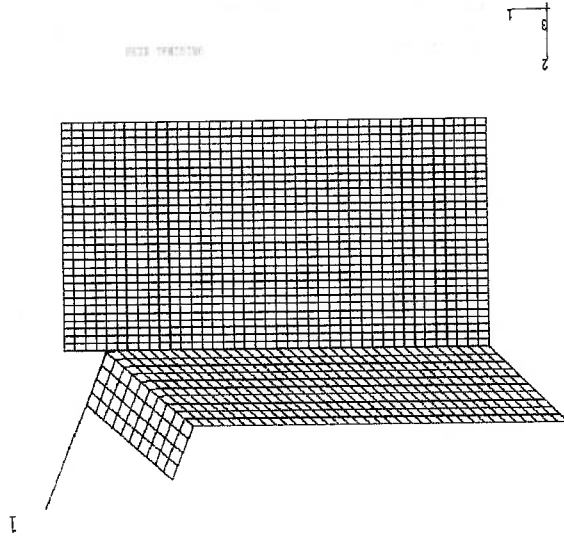


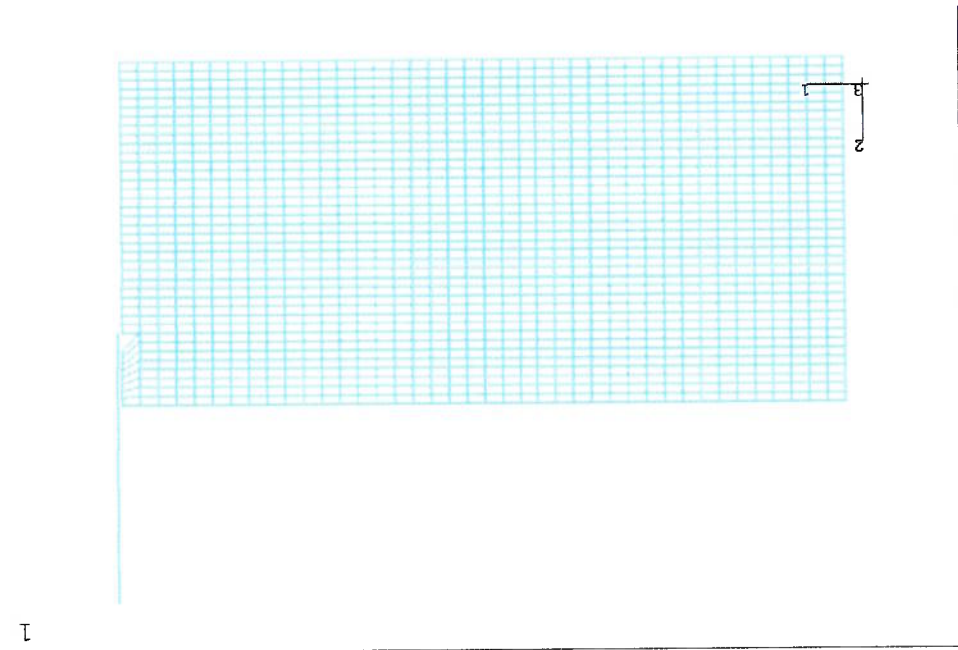
Fig.4.1.1 Malha de elementos finitos para $\alpha = 10^\circ$.

A malha de elementos finitos da Fig.4.1.1, corresponde-se com o caso I, da tabela 2.3.1, onde o ângulo de saída da ferramenta é $\alpha = 10^\circ$. Neste caso, com objetivo de facilitar a

Para o caso II da tabela 2.3.1, o desenho da malha de elementos finitos é mostrado na (Fig.4.1.2) para um ângulo de saída da ferramenta de $\alpha = 0^\circ$.

A peça foi discretizada com um total de 1600 elementos tipo CP84T disponível no programa de elementos finitos ABAQUS, que garante a análise do processo bidimensional em estado plano de deformações, assim como o cálculo das temperaturas, num acoplamento termo-elástico-plástico, para o processo de usinagem. Na (Fig.4.1.3) é mostrada a forma deste tipo de elementos, com a ordem de formação dos nós, bem como as faces e os pontos de integração. As dimensões de cada elemento são

Fig.4.1.2 Malha de elementos finitos para $\alpha = 0^\circ$.



modelagem no programa de elementos finitos, foi modelada uma geometria inicial do cavaco com um ângulo de cisalhamento $\phi = 24^\circ$ obtido pela equação de Merchant (2.1.14), para um ângulo de saída da ferramenta de 10 graus. Tal consideração foi feita com objetivo de diminuir o tempo de cálculo na formação do cavaco.

Para modelar o processo de usinagem é preciso definir um conjunto de superfícies que conformam a geometria, tanto da peça quanto da ferramenta, sendo que as mesmas terão características particulares, de forma tal que o modelo físico possa ser convertido num modelo de elementos finitos mediante uma malha. Na (Fig. 4.2.1) mostra-se as

4.2- Definição das superfícies.

O número de nós usado no modelo da peça e da ferramenta é de 1776.

nós e a mesma é considerada como perfeitamente rígida.

A ferramenta é modelada com uma linha de deslizamento (*Slide Line*) formada com 20

colocados diretamente em contato com a superfície rígida de saída da ferramenta.

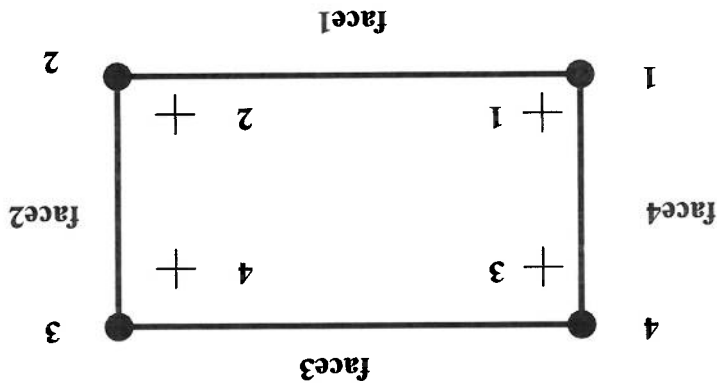
contato de deslizamento cavaco-ferramenta, os restantes elementos ISL21T são

echipstf sendo que os mesmos, uma vez fraturados, passarão a formar parte do par de

superfície de saída da ferramenta, 26 destes elementos são colocados sobre a superfície

No modelo são gerados 30 elementos ISL21T para modelar o contato do cavaco com a

Fig. 4.1.3. Formação de um elemento CPET



passos na formação do cavaco, e também a profundidade de corte.

de 0.05mm de comprimento e uma altura de 0.025mm, para garantir os diferentes

diferentes superfícies que conformam a malha de elementos finitos do processo de usinagem.

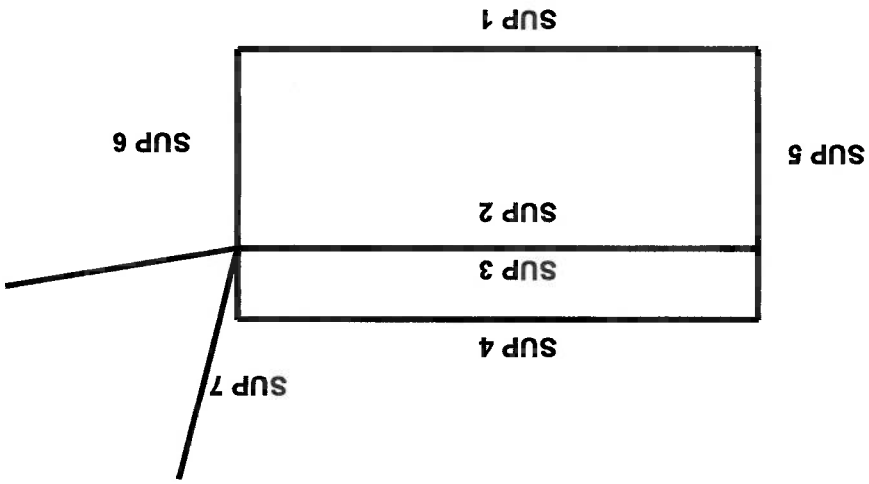


Fig. 4.2.1. Superfícies que conformam a malha de elementos finitos

Superfície 1.

Esta superfície é a base da peça e será usada no processo de cálculo, como base de apoio na definição das condições de fronteira. A mesma foi restringida a se deslocar nos eixos x e y . No modelo é gerada pelos nós seguintes:

```
*ngen, nset=base  
101, 4101, 100
```

Dita superfície está formada pelos elementos 1 até 40.

Superfície 2.

Esta representa a parte da peça que depois do deslocamento da ferramenta será a superfície usinada, a mesma é modelada no programa junto com a superfície 3 como

uma superfície colada (*Bond Surface*), no processo esta superfície é formada pelos

seguintes nós:

```
*ngen, nset=wksf
131, 4131, 100
*element, type=cpe4t, elset=wksf
10001, 131, 231
*elgen, elset=wksf
10001, 35, 100, 1
```

Isto significa que a superfície está formada pelos nós de 131 ao 4131 com incrementos de 100. A mesma está conformada por elementos CPE4T. Tal superfície foi restringida a se deslocar nos eixos x e y, para garantir a análise de fatura com a superfície 3.

Superfície 3.

Esta superfície representa a parte do cavaco que estará em contato com a superfície de saída da ferramenta, quando a mesma desloca-se no processo de usinagem. Como foi explicado acima no processo esta encontra-se colada com a superfície 2, antes do deslocamento da ferramenta. Tal superfície é livre de se deslocar nos eixos x e y. A anterior superfície é gerada da seguinte forma:

```
*ngen, nset=chipwstf
132, 3632, 100
*ngen, nset=chipstf
3732, 4132, 100
```

Esta superfície está conformada pelos nós 132 ao 4132 e por os elementos ISL21T, que farão parte da superfície do cavaco que estará em contato com a ferramenta.

Superfície 4.

Esta é a uma superfície livre que representa a parte superior da peça. A mesma é gerada por:

```
*ngen, nset=chipwtop
142, 3642, 100
*ngen, nset=chipktop
```

No modelo do processo de usinagem, as condições de fronteira são impostas nas superfícies que foram definidas na seção anterior, com objetivo de estabelecer a cinemática do processo. Na (Fig.4.3.1) são mostradas as restrições impostas ao modelo. Para o modelo de usinagem são estabelecidas as seguintes condições de fronteiras:

Nas superfícies externas da peça, definidas na (Fig.4.3.1) pela linha **BCDE**, foi restringida a velocidade nos eixo x e y. No cavaco definido pela linha **AI**, a velocidade

4.3.- Condições de fronteiras.

Esta corresponde-se com a superfície de saída da ferramenta e a mesma foi modelada como uma superfície rígida usando uma linha de deslizamento.

Superfície 7.

```
*nset, nset=left, generate
101, 142, 1
*nset, nset=right, generate
4101, 4131, 1
```

da seguinte forma:

São as superfícies esquerda e direita da peça e as mesmas são usadas para definir condições de fronteiras no processo, a superfície 5 foi restringida a se deslocar nos eixos x e y, sendo que a superfície 6 é livre de se deslocar. Ambas as superfícies são geradas

Superfícies 5 e 6.

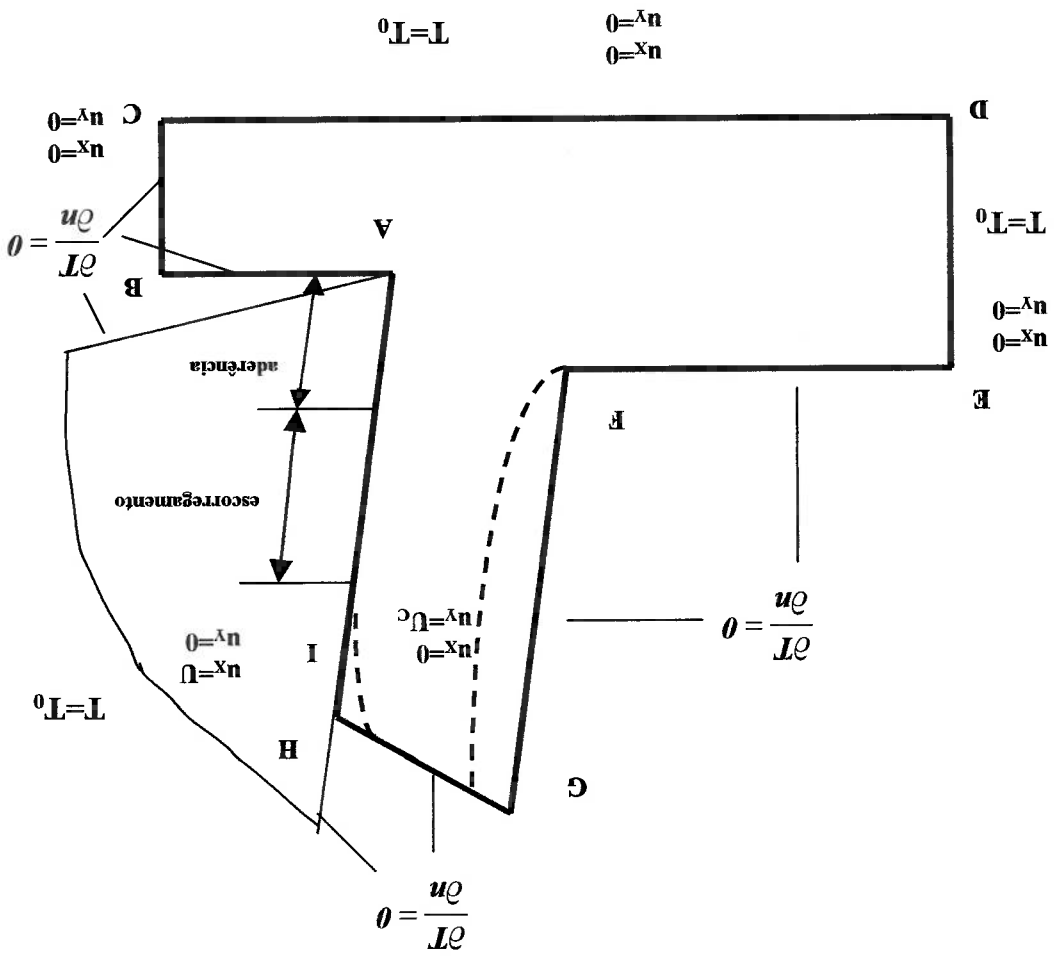
```
3742, 4142, 100
```

A ferramenta de corte tem possibilidades de deslocamento, somente no eixo x . A dissipação de energia térmica é uma função das propriedades de condução térmica do material da peça e da ferramenta. Parte deste calor gerado é transferido por condução ao cavaco, sendo carregado para o exterior. Adicionalmente, o tamanho da peça, assim

peça são livres.

ferramenta com uma velocidade $u_y = U_c$, sendo que $U_c \ll U$. As restantes superfícies da no eixo x , foi restringida, e o mesmo desloca-se ao longo da superfície de saída da

Fig.4.3.1. Restrições impostas ao modelo



como as propriedades térmicas do material determinam a capacidade térmica da mesma, enquanto que a área da zona principal de corte determina o calor perdido por convecção e radiação. Normalmente num processo de usinagem a massa de ar em contato com a zona de corte é insuficiente para evacuar grande quantidade de calor, pelo que não é levada em consideração a transferência de calor por convecção, sendo assim também para a radiação.

Na Fig.4.3.2, é mostrada a malha de elementos finitos e as condições de fronteiras do modelo.

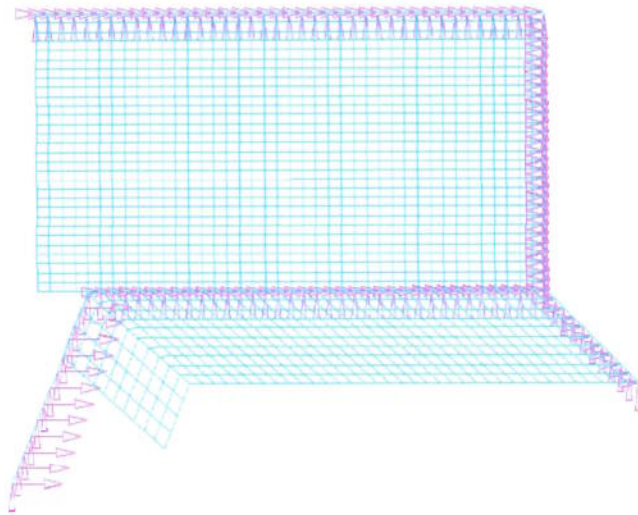


Fig. 4.3.2. Condições de fronteiras do modelo.

Superfície 1, formada por “nset=base” foi restringida a se deslocar nos eixos x, y.

Superfície 2, formada por “nset=wksr” foi restringida a se deslocar nos eixos x, y.

Superfície 3, formada por set, nset=chipwsf, é livre de se deslocar.

Superfície 4, formada por set, nset=chiptop, é livre de se deslocar.

Superfície 5, formada por "nset=left, foi restringida a se deslocar nos eixo x e y.

Superfície 6, formada por "nset=right, é livre de se deslocar.

Superfície 7, representada no processo por uma superfície rígida "slide line", é a

ferramenta de corte e a mesma tem possibilidades de deslocamento somente no eixo x.

Os restantes nós da malha são livres para se deslocar nos eixos x, e y.

As condições de fronteiras antes ditas foram programadas da seguinte forma:

```
*boundary
slide, 1, 1, -0.04
slide, 2, 2
base, 1, 1
base, 2, 2
left, 1, 1
left, 2, 2
wksf, 1, 1
wksf, 2, 2
```

4.4.-Formação do cavaco.

A linha ao longo da qual a ferramenta desloca-se no processo de corte está formada por duas superfícies, (wksf, chipwst), pelo que os nós que fazem parte da mesma terão dois números no processo computacional como é mostrado na Fig.4.4.1, de forma tal que possa-se modelar a formação do cavaco levando em conta o critério de fratura formulado na seção 3.3 deste trabalho.

A simulação do processo de usinagem é executada da seguinte forma, a ferramenta cortante é deslocada em cada passo, num número de incrementos adiante, ao longo da linha de nós duplos, de uma fase incipiente de contato da ferramenta com a peça para um estado de formação do cavaco, Fig. 4.4.2.a.

O ponto nodal adjacente à extremidade cortante da ferramenta é dividido originalmente, então que um deles desloca-se para acima (3632) ao longo da superfície de saída da ferramenta, fazendo parte do cavaco, enquanto o nó restante (3631) fará parte da superfície usinada, (Fig.4.4.2.b).

Fig. 4.4.2 a. Estado inicial de formação do cavaco.

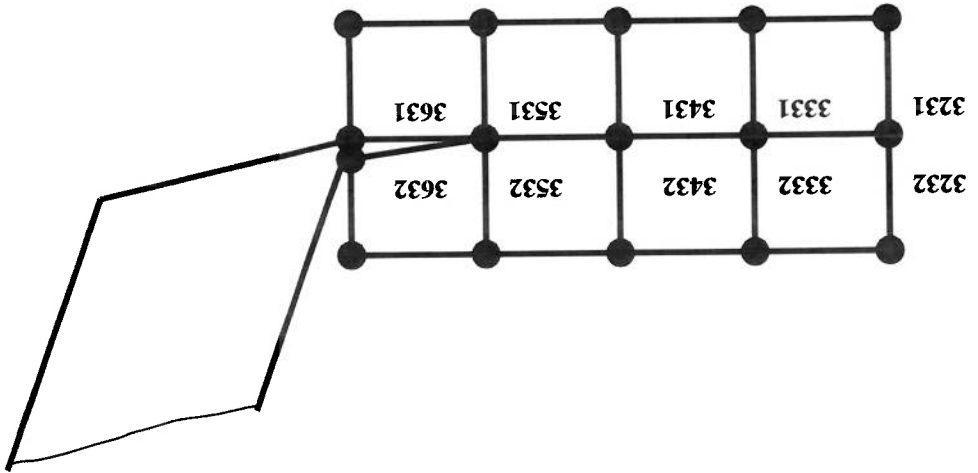
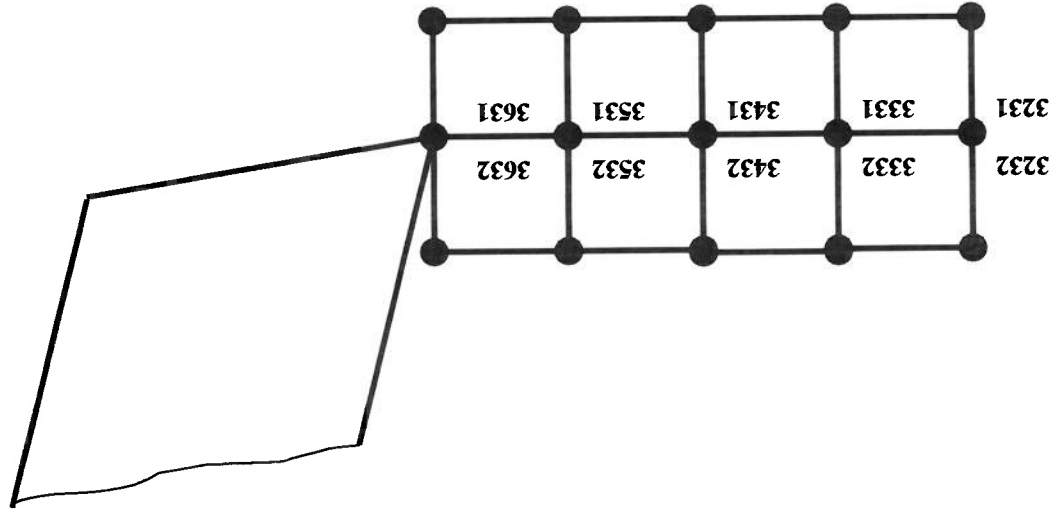


Fig. 4.4.1 Linha de nós duplos



Uma vez que a ponta da ferramenta atinja o valor da dimensão de separação crítica, o ponto mas próximo da mesma, formado por os nós 3531 e 3532 será fraturado, neste momento o nó 3532 desloca-se livremente, até fazer contato com a superfície de saída da ferramenta, como é mostrado na Fig.4.4.2.

Fig. 4.4.2 b. Divisão dos nós 3632 e 3631

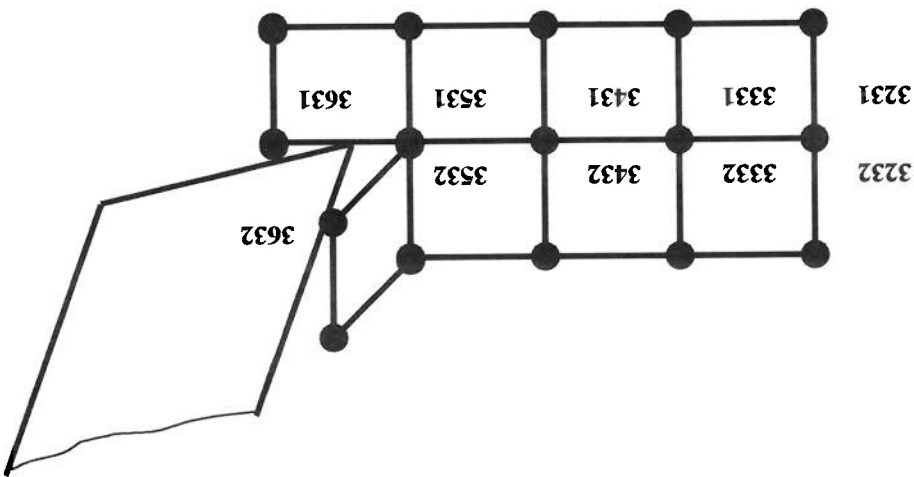
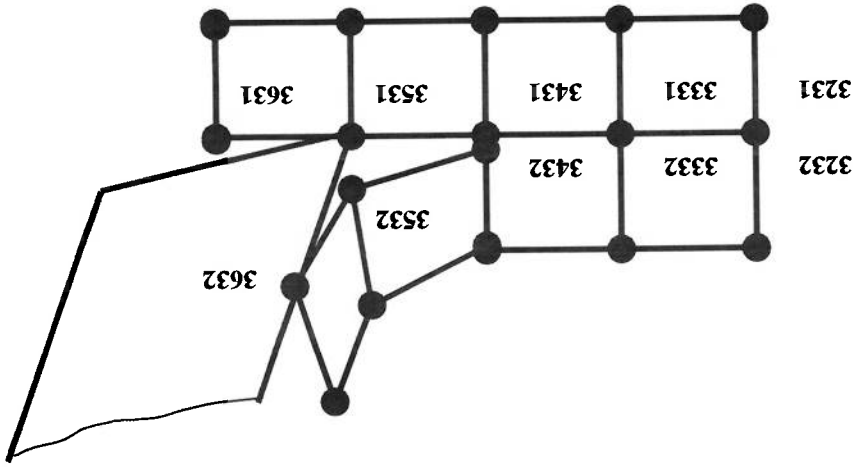


Fig. 4.4.2.c. Fratura do nó 3532.



Com um novo avanço da ferramenta de corte, o nó 3532 entrará em contato com a superfície rígida de saída da ferramenta, enquanto que o restante nó 3531, fará parte da superfície usinada, (Fig.4.4.2.d). Neste passo a ferramenta desloca-se até atingir a fratura do nó 3432, repetindo tal procedimento em cada passo de avanço.

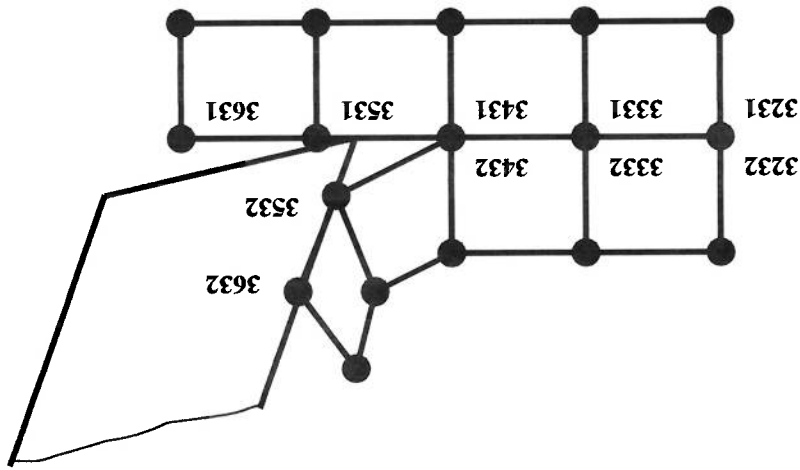


Fig.4.4.2.d. Fratura do nó 3432.

A técnica anteriormente usada baseia-se nos trabalhos desenvolvidos por Shirakashi [10], e Konvopoulos [15], para a modelagem da formação do cavaco usando o método dos elementos finitos.

Para desenvolver este modelo no programa ABAQUS foi usada a opção **BOND SURFACE*, que possibilita definir superfícies inicialmente coladas e que durante o processo computacional podem-se descolar, pelo que é possível dar dois valores de nós a cada ponto de dita interface como é mostrado na (Fig.4.4.1).

As superfícies coladas (*Bond Surface*) são modeladas com uma superfície mestre (*Master surface*) e uma superfície escrava (*Slave Surface*), formando um par de superfícies em contato. Se não for usado nenhum critério de descolagem (*Debond*) as superfícies permanecem coladas e transmitem qualquer nível de tensões através da

interface das mesmas, o que permite que na análise das tensões e deformações durante o processo, a peça seja considerada como um corpo uniforme.

Uma vez que o nó é descolado, ambos, aquele que passa a formar parte do cavaco e o nó que vai para a superfície usinada são descartados no processo computacional. A descolagem dos nós sob a opção, ("*Bond Surface*") pode acontecer quando a ponta da ferramenta atinja o valor do comprimento crítico.

No processo computacional no programa ABAQUS, a formação do cavaco é modelada usando as opções (*Bond Surface*) e (*Debond*) da seguinte forma:

Definição de superfície colada.

```
*surface definition, name=asurf
echipb, s1
*surface definition, name=csurf
ewkst, spos
*contact pair, interaction=bond
asurf, csurf
*surface interaction, name=bond
4,0
*bond surface
*friction, lagrange
0.1
```

Definição de descolagem.

```
*debond, interaction=bond, time increment=0.001
0.0, 1.0
0.002, 0.0
*crack wrough, nset=noderel, time tolerance=0.1
0.0, 0.0
0.25, 0.0125
0.5, 0.025
0.75, 0.0375
1.0, 0.05
```

Já que na versão do ABAQUS utilizada na realização do modelo, não está disponível uma opção para fixar o baseado num critério de energia crítica de deformação, a

análise de fratura foi feita usando a opção (*crack wrough*), que possibilita a fratura do nó como a propagação de uma trinca em função do tempo, para um comprimento dado.

4.5- Modelação do contato das superfícies.

Num processo de usinagem, a parte do material da peça que é transformado em cavaco, desliza-se sobre a superfície de saída da ferramenta provocando um contato com atrito entre ambas as superfícies, o contato entre as superfícies antes dita provoca grandes tensões na interface, assim como a geração de calor produzindo desgaste na superfície de saída da ferramenta, pelo que em todo processo de usinagem é importante o estudo deste fenómeno.

Os problemas de contato são modelados usando superfícies básicas de contato. Para modelar o contato são definidas duas superfícies, uma mestre denominada (*Master Surface*) e outra escrava chamada (*Slave Surface*), esta última pode ser uma superfície formada por elementos de contato ou por um conjunto de nós.

Para o caso de um processo de usinagem ortogonal, estudado neste trabalho, o programa ABAQUS fornece a possibilidade de modelar o contato usando uma superfície rígida, a superfície de saída da ferramenta, e outra superfície deformável, formada por um conjunto de nós, que será a superfície do cavaco, a qual está em contato com a superfície de saída da.

Na seção 4.4 foi explicado o processo de formação do cavaco considerando-se as superfícies 2 e 3 coladas (Fig. 4.4.1) sob a opção (*Bond surface*). Neste caso a superfície 2 foi definida como uma superfície mestre, nomeada no processo como *csurf*, e a superfície 3 definiu-se como escrava nomeada como *asurf*, uma vez que a condição limite de fratura é atingida num ponto comum destas superfícies, os nós são afastados e

aquele que pertence a superfície escrava asurf, inicia o deslizamento sobre a superfície rígida 7, nomeada bsurf, dando início ao contato com atrito entre elas, e formando um par de contato, segundo mostra-se na (Fig.4.5.1).

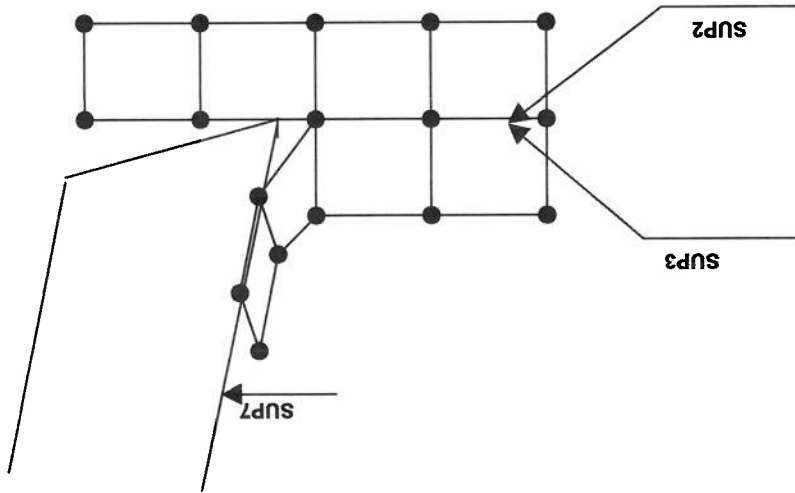


Fig. 4.5.1. Contato cavaco - ferramenta

No processo de modelagem, este contato é programado da seguinte forma:

```
*slide line, elset=contact, type=linear, smooth=0.1,
generate
100000, 100016, 1
*interface, elset=contact
*friction, taumax=540
0.5
```

4.6.- Material usinado.

O material usinado é um aço de baixo carbono AISI1020 com 0.18%C. O fluxo de tensões para um aço com 0.18%C a uma temperatura entre 293 – 1000 K e taxa de deformação de $200 - 2000 \text{ s}^{-1}$ foi obtida em testes de tração uniaxial desenvolvidos por Shirakashi [18], a expressão empírica inclui o efeito de temperatura e taxa de deformação aos quais o aço foi submetido. A expressão geral tem a forma:

$$\sigma = \sigma_0(T, \dot{\epsilon}) \left(\int_n^{\dot{\epsilon}} e^{\frac{K}{T}} \dot{\epsilon}^{\frac{n}{m}} d\dot{\epsilon} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (4.6.1)$$

onde:

K, m, são constantes

$\sigma_0(T, \dot{\epsilon})$ é uma função da temperatura e da taxa de deformação.

É visto que assumindo a seguinte relação:

$$\sigma = k \cdot \dot{\epsilon}^n \quad (4.6.2)$$

onde o expoente n é o coeficiente de encruamento (*work hardening rate*), e k é uma

constante.

A partir de testes de tração uniaxial, Shirakashi [18] obteve a seguinte expressão como

propriedade do material;

$$\sigma = A_0(T, \dot{\epsilon}) \cdot \left(\frac{\dot{\epsilon}}{1000} \right)^{0.0195} \cdot \dot{\epsilon}^{0.21} \quad (4.6.3)$$

onde:

$$A_0(T, \dot{\epsilon}) = 1394e^{-0.00118T} + 339e^{-0.000184T} \left[T - \left(943 + 23.5 \ln \frac{\dot{\epsilon}}{1000} \right) \right]^2 \quad (4.6.4)$$

No teste foram usados os seguintes parâmetros;

T, temperatura; (T=293~970 K)

$\dot{\epsilon}$, taxa de deformação total; ($\dot{\epsilon}=10^{-3} \sim 10^{-4} s^{-1}$)

ϵ , deformação total; ($\epsilon=0.05 \sim 2mm/mm$)

Das expressões (3.1.2), e (3.1.3) tem-se que;

σ_{true}	380.00
σ_{pl}	0.00
	0.05
	0.10
	0.15

mostrado na (Fig. 4.6.1).

Usando a expressão (4.6.2) obtêm-se os valores de tensão de Cauchy e deformação logarítmica, como mostra-se na tabela a seguir, o gráfico de tensões – deformações é

$$\epsilon_{el} = 0.0019$$

$$\epsilon_{el} = \frac{\sigma_e}{\sigma_e} = \frac{F}{2000000} \quad (4.6.6)$$

modulo de elasticidade $E=200000\text{MPa}$ o componente elástico da deformação será:

O escoamento do material começa com um valor de tensão de $\sigma_e = 380\text{MPa}$, e como o

$$E=200000\text{MPa}$$

$$\sigma_f = 780.93\text{MPa}$$

$$\sigma_e = 380\text{MPa}$$

As propriedades mecânicas do aço são:

de deformações logarítmicas, para o aço com 0.18%C.

Pelo que substituindo na expressão (4.6.5) obtêm-se o valor da constante $k=717.19$, e segundos os testes de Shirakashi o valor do coeficiente de encruamento $n=0.21$, pelo tanto, usando a equação (4.6.2) obtêm-se os valores de tensões de Cauchy e porcentagem

$$A_0 = 717.19$$

Substituindo na equação (3.1.4) para uma $T=293\text{K}$, e $\dot{\epsilon}=10^{-3} \text{ s}^{-1}$ tem-se que;

$$k = A_0(T, \dot{\epsilon}) \cdot \left(\frac{1000}{\dot{\epsilon}} \right)^{0.0195} \quad (4.6.5)$$

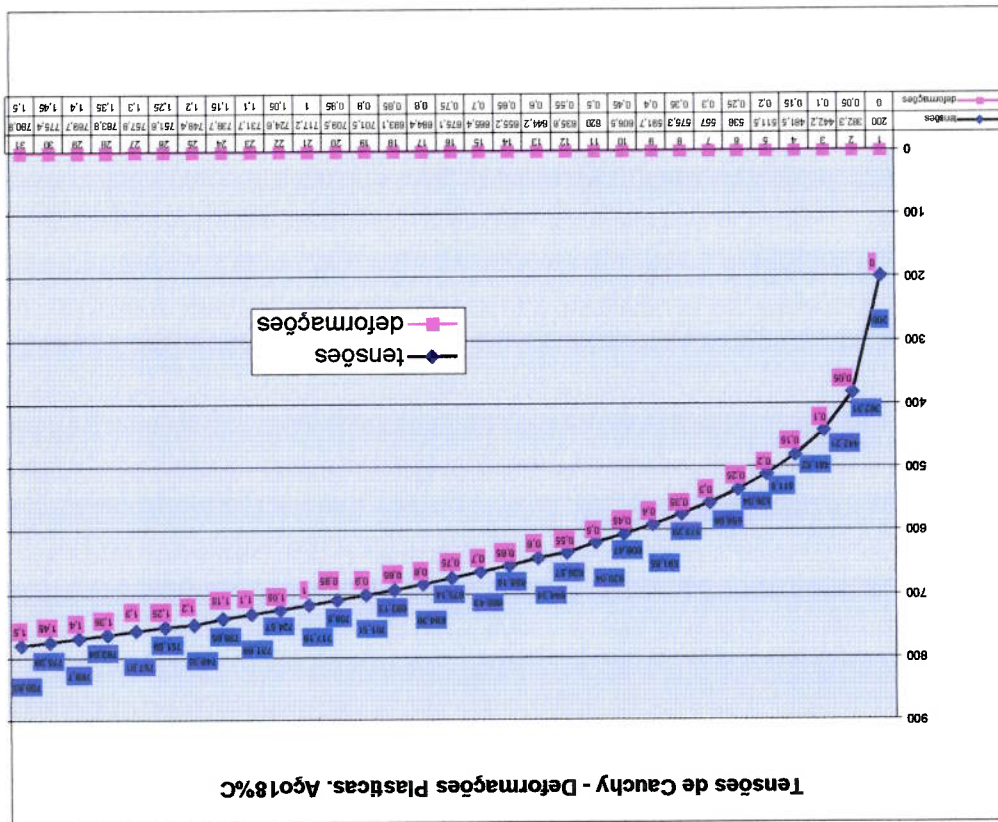
511.50	780.93
536.04	775.39
556.96	769.70
575.29	763.84
591.65	757.81
606.47	751.59
620.04	748.35
635.57	738.65
644.24	731.68
655.15	724.57
665.43	717.19
675.14	709.50
684.36	701.51
693.13	693.13
0.85	684.36
0.80	675.14
0.75	665.43
0.70	655.15
0.65	644.24
0.60	635.57
0.55	620.04
0.50	606.47
0.45	591.65
0.40	575.29
0.35	556.96
0.30	536.04
0.25	511.50
0.20	

CPÉ4T, razão pelo qual a peça foi modelada com tais elementos para as temperaturas produzidas pela deformação plástica são usados os elementos de acoplamentos para o cálculo das temperaturas, tensões e deformações, neste caso Tal solução simultânea das temperaturas e campos de tensões requer o uso de elementos tensão e deslocamentos.

problemas onde é necessária uma solução simultânea das temperaturas e campos de transferência de calor e análise de tensões. Tal procedimento emprega-se na análise de *Displacement*, disponível no ABAQUS, a qual possibilita o acoplamento completo de Para o cálculo das temperaturas é usada a opção *Coupled Temperature-*

4.7.- Cálculo das temperaturas

Fig. 4.6.1. Curva de Tensão – Deformação.



No programa de elementos finitos o acoplamento de tensão – deformação com o cálculo

das temperaturas é feito da forma seguinte:

```
*step, inc=100, amplitude=ramp, nlgeom
*coupled temperature-displacement, steady state, deltmx=100
0.001, .00004, .0000001
*boundary
base, 1, 1
base, 2, 2
left, 1, 1
left, 2, 2
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.040386
slide, 2, 2
slide, 6, 6
```

Os dados de entrada do material são os seguintes:

```
*solid section, material=steel, elset=epiece
*material, name=steel
*elastic
200e3, 0.3
*plastic
380.0, 0.00
780.93, 1.5
*rate dependent
40., 5.
*specific heat
586
*density
7833
*conductivity
52.
*expansion
1.2e-5
*inelastic heat fraction
0.9
```

4.8.- Programa de elementos finitos.

Os programas de elementos finitos em ABAQUS, para os três casos segundo Tabela 2.3.1. são fornecidos nos anexos 1, 2 e 3.

Tabela 5.1.1

INCREMENT 11 SUMMARY
 TIME INCREMENT COMPLETED 0.241, FRACTION OF STEP COMPLETED 1.00
 STEP TIME COMPLETED 1.000, TOTAL TIME COMPLETED 3.00

CONTACT OUTPUT FOR SLAVE SURFACE ASURF AND MASTER SURFACE CSURF

NODE STATUS CPRESS CSHEAR1 COPEN CSLIPL

132	BD	-8.0733E-11	3.6901E-11	0.	-7.1915E-48
232	BD	-9.3636E-11	-1.8869E-11	0.	-4.1862E-31
332	BD	-1.3473E-10	4.2567E-11	0.	1.0625E-31
432	BD	-1.6227E-10	-2.4314E-11	3.8519E-32	-3.0258E-31
532	BD	1.3086E-11	-8.7020E-12	0.	-6.2111E-31
632	BD	-9.7671E-11	1.6230E-11	0.	-4.4097E-31
732	BD	1.3216E-10	-4.2943E-11	-7.7037E-32	-6.6255E-31
832	BD	-2.0659E-10	4.2713E-11	0.	-5.4751E-31
932	BD	9.8294E-11	-1.1396E-11	0.	-8.5075E-31
1032	BD	6.1299E-11	-1.0409E-11	0.	-4.0974E-31
1132	BD	-5.2957E-11	2.2681E-12	0.	1.2323E-30
1232	BD	-1.4901E-11	-3.7131E-12	0.	-2.0426E-30
1332	BD	-5.4636E-11	1.8471E-11	0.	-2.1344E-31
1432	BD	5.9358E-11	-1.2533E-12	0.	4.8962E-31
1532	BD	5.9099E-11	-1.4095E-11	0.	-3.7551E-31
1632	BD	-9.5147E-11	2.0851E-11	0.	8.2131E-31
1732	BD	1.0272E-10	-2.4075E-11	0.	-3.4573E-31
1832	BD	-4.9643E-11	5.6160E-12	0.	-7.0316E-31
1932	BD	-6.5020E-12	-4.0974E-12	0.	7.7276E-31
2032	BD	-3.7593E-12	-3.4728E-13	0.	-3.9239E-31
2132	BD	-1.7983E-12	-1.3320E-13	0.	1.4112E-30
2232	BD	-7.1227E-13	1.0925E-13	0.	7.4691E-31
2332	BD	-1.0498E-13	2.8126E-13	0.	7.2270E-31
2432	BD	2.0037E-13	3.9488E-13	0.	-2.2149E-31
2532	BD	3.2331E-13	4.5182E-13	0.	-1.0128E-30
2632	BD	3.4365E-13	4.6396E-13	0.	-3.8341E-31
2732	BD	3.1229E-13	4.4613E-13	0.	9.4071E-31
2832	BD	2.5923E-13	4.1140E-13	0.	-1.2148E-30
2932	BD	2.0176E-13	3.6878E-13	0.	-5.6140E-31
3032	BD	1.5048E-13	3.2385E-13	0.	1.4887E-30
3132	BD	1.1199E-13	2.8044E-13	0.	2.1748E-30
3232	BD	8.9790E-14	2.4156E-13	0.	1.0801E-30
3332	BD	8.5631E-14	2.0940E-13	0.	9.0470E-32
3432	BD	1.0263E-13	1.8585E-13	0.	1.2611E-30
3532	BD	1.4904E-13	1.7571E-13	0.	1.6231E-30
3632	BD	8.1581E-13	1.7248E-13	0.	2.9119E-31
MAXIMUM	NODE	1.6227E-10	4.2713E-11	3.8519E-32	2.1748E-30
MINIMUM	NODE	-2.0659E-10	-4.2943E-11	-7.7037E-32	-2.0426E-30

BD : CONTACT POINT BONDED

NODE OUTPUT

THE FOLLOWING TABLE IS PRINTED FOR NODESET, SLIDE

No segundo passo do modelo a ferramenta desloca-se num comprimento de 0.0375mm, que é uma distância de três quartos do comprimento total de um elemento. Neste ponto atinge-se o valor de energia crítica de deformação e ocorre a fratura do nó mais perto da ponte da ferramenta, no caso o nó 3632.

Na Fig. 5.1.2 é mostrado o deslocamento da ferramenta e a fratura do nó, também podem-se apreciar, os deslocamentos da peça usinada, assim como a formação inicial do cavaco, a malha original é dada numa cor vermelha, e os deslocamentos em cor preta.

Na tabela 5.1.2 observa-se que a pressão de contato para dito nó é negativa no incremento II, e o mesmo está em estado de fratura ($DB - debond$), o seja o nó descolou. Para o incremento I, embora a pressão de contato seja negativa, o nó não fraturou, pois a ferramenta, ainda não atingiu a posição crítica de fratura.

Na tabela 5.1.2 aparecem as forças de corte distribuídas nos nós da ferramenta que ficam em contato com a peça para esse incremento.

NODE	- RFI	RF2	U1	U2	COOR1	COOR2
100000	0.	0.	-2.8860E-03	0.	1.797	0.7500
100001	0.	0.	-2.8860E-03	0.	1.822	0.7930
100002	0.	0.	-2.8860E-03	0.	1.847	0.8366
100003	0.	0.	-2.8860E-03	0.	1.872	0.8799
100004	0.	0.	-2.8860E-03	0.	1.897	0.9232
100005	0.	0.	-2.8860E-03	0.	1.922	0.9665
100006	0.	0.	-2.8860E-03	0.	1.947	1.010
100007	0.	0.	-2.8860E-03	0.	1.972	1.053
100008	0.	0.	-2.8860E-03	0.	1.997	1.096
100009	0.	0.	-2.8860E-03	0.	2.022	1.140
100010	0.	0.	-2.8860E-03	0.	2.047	1.183
100011	0.	0.	-2.8860E-03	0.	2.072	1.226
100012	0.	0.	-2.8860E-03	0.	2.097	1.270
MAXIMUM	100000	0.	-2.8860E-03	0.	2.097	1.270
AT NODE	100000	100000	100000	100000	100012	100012
MINIMUM	100000	0.	-2.8860E-03	0.	1.797	0.7500
AT NODE	100000	100000	100000	100000	100000	100000

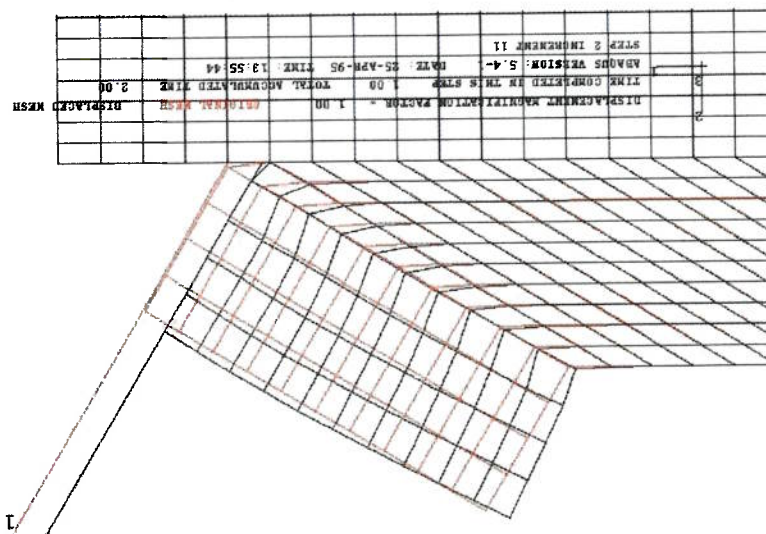


Fig. 5.1.2. Fratura do nó 3632

Tabela 5.1.2

INCREMENT 1

TIME INCREMENT COMPLETED- 1.0E-02, FRACTION OF STEP COMPLETED- 1.0E-02
STEP TIME COMPLETED- 1.0E-02, TOTAL TIME COMPLETED- 1.01

CONTACT OUTPUT

CONTACT OUTPUT FOR SLAVE SURFACE ASURF AND MASTER SURFACE CSURF

NODE STATUS CPRESS CSHEAR1 COPEN CSILIP1

132	BD	3.917E-04	-4.619E-04	0.	0.	6.2575E-40
232	BD	4.2443E-02	-5.3358E-02	0.	0.	-9.6241E-25
332	BD	4.9837E-02	-7.411E-02	0.	0.	-3.3559E-25
432	BD	5.9443E-02	-9.4689E-02	3.8519E-32	0.	-6.2058E-25
532	BD	7.1108E-02	-0.1174	0.	0.	1.9131E-24
632	BD	8.5029E-02	-0.1436	0.	0.	-4.5773E-24
732	BD	0.1016	-0.1743	-7.7037E-32	0.	2.7903E-24
832	BD	0.1214	-0.2108	0.	0.	3.6639E-24
932	BD	0.1450	-0.2542	0.	0.	-1.5646E-24
1032	BD	0.1732	-0.3061	0.	0.	2.7031E-24
1132	BD	0.2070	-0.3682	0.	0.	4.8238E-24
1232	BD	0.2474	-0.4426	0.	0.	2.7362E-24
1332	BD	0.2958	-0.5320	0.	0.	2.5163E-24
1432	BD	0.3537	-0.6395	0.	0.	7.8541E-24
1532	BD	0.4235	-0.7692	0.	0.	1.2484E-23
1632	BD	0.5080	-0.9262	0.	0.	4.7543E-24
1732	BD	0.6117	-1.117	0.	0.	8.1771E-24
1832	BD	0.7406	-1.348	0.	0.	2.2458E-23
1932	BD	0.9037	-1.631	0.	0.	-9.9079E-25
2032	BD	1.114	-1.974	0.	0.	-6.1939E-25
2132	BD	1.388	-2.388	0.	0.	2.2920E-23
2232	BD	1.748	-2.880	0.	0.	2.0752E-23
2332	BD	2.215	-3.450	0.	0.	1.5860E-23
2432	BD	2.805	-4.083	0.	0.	1.1480E-23
2532	BD	3.502	-4.739	0.	0.	1.5091E-23
2632	BD	4.227	-5.350	0.	0.	1.2978E-23

NODE	STATUS	CPRESS	CSHEAR1	COPEN	CSLIP1
132	BD	1.9109E-03	-2.2490E-03	0	3.0544E-39
232	BD	0.2070	-0.2602	0	-4.9060E-23
332	BD	0.2430	-0.3614	0	3.3685E-23
432	BD	0.2898	-0.4617	3.8519E-32	4.4786E-23
532	BD	0.3466	-0.5725	0	1.3396E-22
632	BD	0.4144	-0.7001	0	2.0114E-23
732	BD	0.4950	-0.8500	-7.7037E-32	1.0554E-23
832	BD	0.5911	-1.028	0	-7.9764E-23
932	BD	0.7059	-1.240	0	-3.8969E-22
1032	BD	0.8433	-1.493	0	4.8664E-22
1132	BD	1.008	-1.797	0	-1.6200E-22
1232	BD	1.206	-2.162	0	-7.6288E-22
1332	BD	1.444	-2.602	0	-2.0674E-22
1432	BD	1.733	-3.131	0	2.6360E-22
1532	BD	2.086	-3.771	0	-9.4079E-23
1632	BD	2.520	-4.545	0	-2.1658E-22
1732	BD	3.061	-5.482	0	-3.3280E-22
1832	BD	3.741	-6.612	0	-8.0871E-22
1932	BD	4.604	-7.968	0	2.7544E-22
2032	BD	5.699	-9.580	0	2.5463E-22
2132	BD	7.079	-11.46	0	1.7965E-22
2232	BD	8.781	-13.61	0	3.4670E-22
2332	BD	10.81	-15.97	0	4.7453E-22
2432	BD	13.12	-18.43	0	8.3425E-22
2532	BD	15.58	-20.75	0	3.8452E-22
2632	BD	17.87	-22.37	0	4.7598E-22
2732	BD	18.75	-22.29	0	8.5484E-22
2832	BD	13.94	-19.55	0	-4.9046E-22
2932	BD	-0.1859	-16.04	0	-6.1136E-22
3032	BD	-21.76	-15.58	0	3.1140E-22
3132	BD	-41.11	-20.15	0	-7.9453E-22

CONTACT OUTPUT FOR SLAVE SURFACE ASURF AND MASTER SURFACE CSURF

CONTACT OUTPUT

INCREMENT, 11
 TIME INCREMENT COMPLETED- 0.241, FRACTION OF STEP COMPLETED- 1.00
 STEP TIME COMPLETED- 1.00, TOTAL TIME COMPLETED- 2.00

BD: CONTACT POINT BONDED

MAXIMUM	NODE	MINIMUM	NODE
4.791	BD	-5.838	0
4.878	BD	-6.171	0
4.169	BD	-6.450	0
2.519	BD	-6.903	0
-4.2137E-02	BD	-7.761	0
-3.546	BD	-9.159	0
-8.578	BD	-11.16	0
-17.92	BD	-13.93	0
-42.01	BD	-19.48	0
-90.69	BD	-29.66	0
4.878	BD	-4.6119E-04	3.8519E-32
2832	BD	132	432
2832	BD	-4.6119E-04	3.8519E-32
2.5856E-23	BD	2.5856E-23	3132
3.3110E-23	BD	2.3110E-23	0
2.1020E-23	BD	2.1020E-23	0
8.1749E-25	BD	8.1749E-25	0
-2.1916E-23	BD	-2.1916E-23	0
1.3756E-24	BD	1.3756E-24	0

como OP, ou seja não pertence mas à superfície original da peça, e por tanto forma parte da superfície do cavaco.

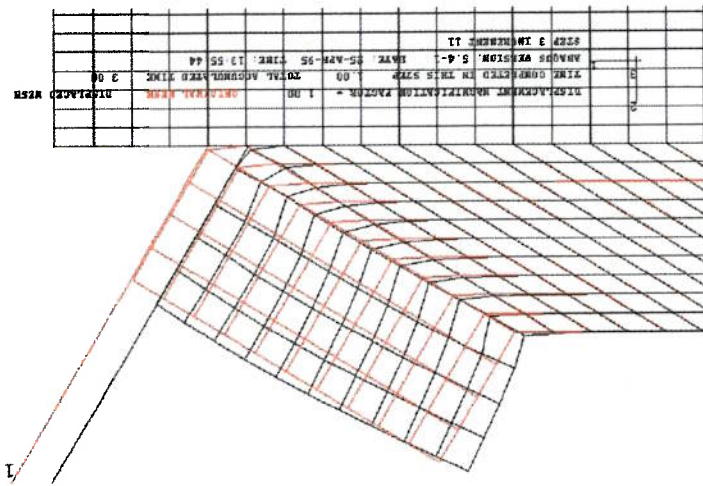


Fig. 5.1.3. Deslocamento livre do nó 3632

Tabela 5.1.3

INCREMENT, 11

TIME INCREMENT COMPLETED- 0.241, FRACTION OF STEP COMPLETED- 1.00
 STEP TIME COMPLETED- 1.00, TOTAL TIME COMPLETED- 3.00

CONTACT OUTPUT

CONTACT OUTPUT FOR SLAVE SURFACE ASURF AND MASTER SURFACE CSURF

NODE	STATUS	CPRESS	CSHEAR1	COPEIN	CSLIPI1
2832	BD	10.91	-20.16	0.	1.3961E-21
2932	BD	-5.232	-17.25	0.	-2.5812E-22
3032	BD	-26.54	-18.03	0.	1.2349E-21
3132	BD	-41.06	-23.05	0.	-7.1450E-22
3232	BD	-45.02	-26.95	0.	-5.4222E-22
3332	BD	-43.53	-29.71	0.	1.1114E-21
3432	BD	-48.28	-34.84	0.	1.5590E-21
3532	BD	-67.14	-42.20	0.	4.0218E-21
3632	OP	0.	0.	5.8855E-03	-5.5167E-03

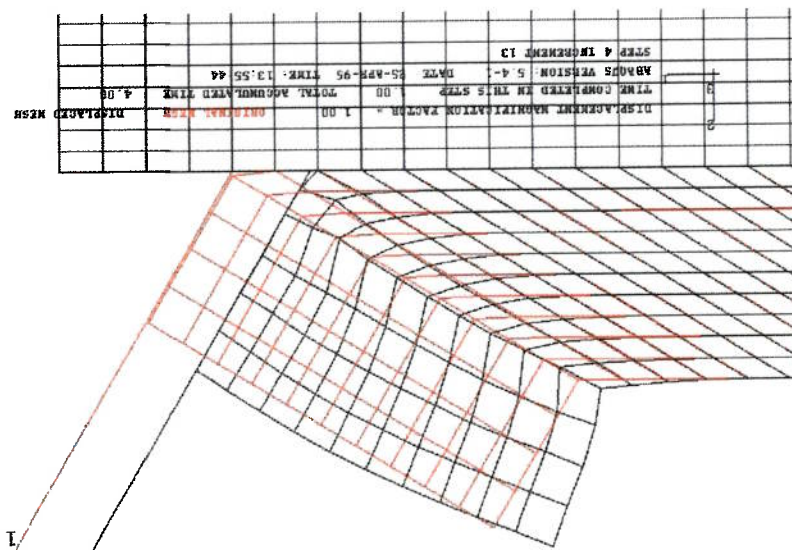
OP: CONTACT POINT OPEN
 BD: CONTACT POINT BONDED

NODE OUTPUT

THE FOLLOWING TABLE IS PRINTED FOR NODESET SLIDE

Na tabela 5.1.4, para o passo 4, incremento 11, aparece o nó 3532, em estado de fratura como DB, e o nó 3632 como OP, já em contato com a superfície de saída da ferramenta, também pode-se apreciar que o nó 100006 na superfície de saída da ferramenta, neste

Fig. 5.1.4. Fratura do nó 3532



No passo 4 a ferramenta desloca-se num comprimento de 0.0875mm até atingir as três quartas partes do comprimento entre os nós 3632, e 3532, de forma tal que o nó 3532 descole, uma vez superado o valor da condigão fratura, a Fig. 5.1.4 mostra tal deslocamento da ferramenta, e a fratura do nó 3532.

NODE	RF1	RF2	U1	U2	COORD1	COORD2
100000	-7.244	2.475	-5.2886E-02	0.	1.747	0.7500
100001	-20.08	6.835	-5.2886E-02	0.	1.772	0.7930
100002	-16.71	5.608	-5.2886E-02	0.	1.797	0.8366
100003	-13.32	4.505	-5.2886E-02	0.	1.822	0.8799
100004	-14.28	4.832	-5.2886E-02	0.	1.847	0.9232
100005	-8.572	2.900	-5.2886E-02	0.	1.872	0.9665
100006	0.	0.	-5.2886E-02	0.	1.897	1.010
100007	0.	0.	-5.2886E-02	0.	1.922	1.053
100008	0.	0.	-5.2886E-02	0.	1.947	1.096
100009	0.	0.	-5.2886E-02	0.	1.972	1.140
100010	0.	0.	-5.2886E-02	0.	1.997	1.183
100011	0.	0.	-5.2886E-02	0.	2.022	1.226
100012	0.	0.	-5.2886E-02	0.	2.047	1.270

passo esta carregado porque o n° 3632, ja esta em contato com a referida superficie da

ferramenta.

Tabela 5.1.4

INCREMENT, 13
 TIME INCREMENT COMPLETED- 0.146, FRACTION OF STEP COMPLETED- 1.00
 STEP TIME COMPLETED- 1.00, TOTAL TIME COMPLETED- 4.00

CONTACT OUTPUT FOR SLAVE SURFACE ASURF AND MASTER SURFACE CSURF

NODE	STATUS	CPRESS	CSHEAR1	COBEN	CSLIP1
2832	BD	8.208	-23.30	0.	-1.165E-21
2932	BD	-14.00	-20.93	0.	-6.5714E-21
3032	BD	-35.09	-23.68	0.	-3.4469E-21
3132	BD	-42.88	-27.52	0.	-1.4217E-21
3232	BD	-48.16	-28.86	0.	-3.1996E-21
3332	BD	-48.53	-35.11	0.	-2.2095E-22
3432	BD	-71.25	-44.03	0.	1.1541E-21
3532	DB	-86.74	-68.99	0.	2.7117E-21
3632	OP	0.	0.	2.2675E-02	-2.7203E-02

OP: CONTACT POINT OPEN
 BD: CONTACT POINT BONDED
 DB: CONTACT POINT DEBONDING
 NODE OUTPUT

THE FOLLOWING TABLE IS PRINTED FOR NODESET SLIDE

NODE	RF1	RF2	U1	U2	COORD1	COORD2
100000	-8.993	3.072	-9.0386E-02	0.	1.710	0.7500
100001	-29.20	9.849	-9.0386E-02	0.	1.735	0.7930
100002	-16.46	5.556	-9.0386E-02	0.	1.760	0.8366
100003	-15.28	5.170	-9.0386E-02	0.	1.785	0.8799
100004	-15.80	5.346	-9.0386E-02	0.	1.810	0.9232
100005	-12.11	4.098	-9.0386E-02	0.	1.835	0.9665
100006	-4.458	1.508	-9.0386E-02	0.	1.860	1.010
100007	0.	0.	-9.0386E-02	0.	1.885	1.053
100008	0.	0.	-9.0386E-02	0.	1.910	1.096
100009	0.	0.	-9.0386E-02	0.	1.935	1.140
100010	0.	0.	-9.0386E-02	0.	1.960	1.183
100011	0.	0.	-9.0386E-02	0.	1.985	1.226
100012	0.	0.	-9.0386E-02	0.	2.010	1.270

No passo 5, uma vez fraturado o n° 3532, de igual forma que no passo 3, a ferramenta desloca-se até a posição original do nó fraturado para garantir o contato do mesmo com a superficie de saída da ferramenta como é mostrado na Fig. 5.1.5.

Na tabela 5.1.5 tem-se que os nós 3632, e 3532, já estão em estado descolado (OP), mas neste momento ainda o nó 3432, no está traturado.

Fig. 5.1.5. Deslocamento livre do nó 3532

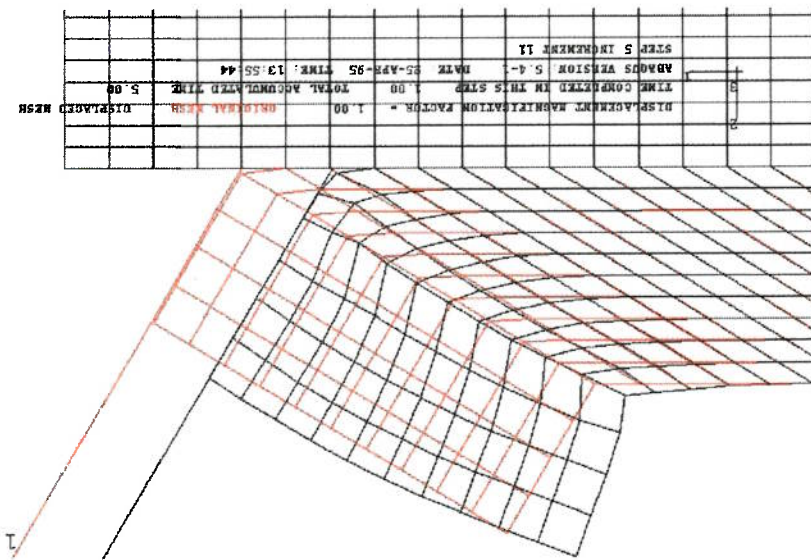


Tabela 5.1.5
INCREMENT, 11

TIME INCREMENT COMPLETED- 0.241, FRACTION OF STEP COMPLETED- 1.00
STEP TIME COMPLETED- 1.00, TOTAL TIME COMPLETED- 5.00

CONTACT OUTPUT

CONTACT OUTPUT FOR SLAVE SURFACE ASURF AND MASTER SURFACE CSURF

NODE	STATUS	CPRESS	CSHEAR1	COPEN	CSLIP1
2832	BD	0.3254	-23.69	0.	1.0706E-21
2932	BD	-17.38	-23.48	0.	-9.2399E-21
3032	BD	-33.07	-25.48	0.	-1.5406E-21
3132	BD	-43.35	-26.86	0.	1.1524E-21
3232	BD	-50.27	-28.58	0.	-1.5959E-21
3332	BD	-66.21	-34.01	0.	2.6828E-22
3432	BD	-96.81	-52.26	0.	4.8376E-22
3532	OP	0.	0.	5.9638E-03	-7.1687E-03
3632	OP	0.	0.	2.9322E-02	-3.5838E-02

OP: CONTACT POINT OPEN
BD: CONTACT POINT BONDED

NODE OUTPUT

CONTACT OUTPUT FOR SLAVE SURFACE ASURE AND MASTER SURFACE CSURF

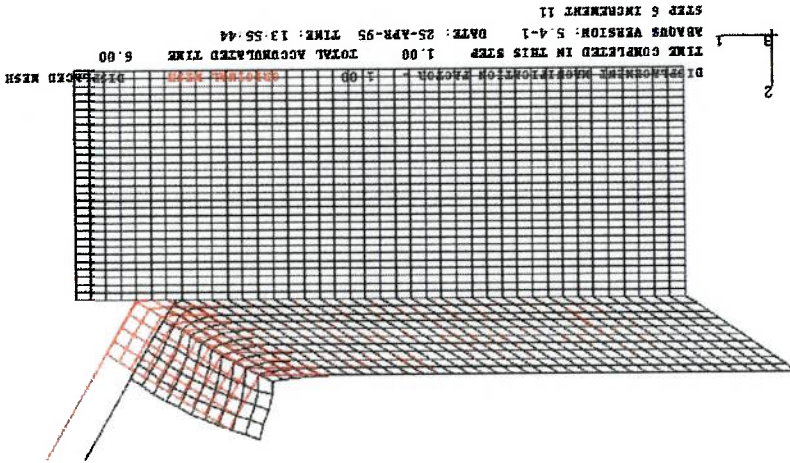
CONTACT OUTPUT

Tabela 4.1.6

como fraturado (DB)

Na tabela 5.1.6 aparecem os nós 3632 e 3532 como descolados (OP), e o nó 3432

Fig. 5.1.6. Fratura nos três nós.



1

No passo 6 repete-se o processo de fratura, com o novo deslocamento da ferramenta e o nó 3432 atinge o valor de comprimento crítico fraturando, na Fig.5.1.6 é mostrada a malha original, e a deformada uma vez atingida a condição de fratura nos três nós.

NODE	RF1	RF2	U1	U2	COORD1	COORD2
100000	-7.452	2.546	-0.1029	0.	1.697	0.7500
100001	-29.39	9.952	-0.1029	0.	1.722	0.7930
100002	-14.85	5.002	-0.1029	0.	1.747	0.8366
100003	-12.70	4.297	-0.1029	0.	1.772	0.8799
100004	-12.48	4.223	-0.1029	0.	1.797	0.9232
100005	-11.15	3.773	-0.1029	0.	1.822	0.9665
100006	-5.676	1.920	-0.1029	0.	1.847	1.010
100007	0.	0.	-0.1029	0.	1.872	1.053
100008	0.	0.	-0.1029	0.	1.897	1.096
100009	0.	0.	-0.1029	0.	1.922	1.140
100010	0.	0.	-0.1029	0.	1.947	1.183
100011	0.	0.	-0.1029	0.	1.972	1.226
100012	0.	0.	-0.1029	0.	1.997	1.270

THE FOLLOWING TABLE IS PRINTED FOR NODESET SLIDE

No modelo foi usado um acoplamento de temperatura-deformação utilizando opção *“coupled temperature-displacement”*, existente no programa de elementos finitos ABAQUS. Neste caso o programa calcula tensões e deformações, e com os resultados antes armazenados, calcula as temperaturas produzidas pela deformação plástica, atualizando posteriormente as tensões.

Stevenson, [8].

Tais condições coincidem com as estabelecidas no modelo de elementos finitos de

Casos	10°	0.250mm	4mm	122m/min	1.25mm
Condições de Usinagem	Ângulo de Saida α	Profundidade de Corte	Largura de Corte	Velocidade de Corte	Deslocamento da Ferramenta

são as seguintes:

Para o cálculo da temperatura foi usado o modelo de elementos finitos para as condições de usinagem estabelecidas no caso2, segundo a tabela 2.3.1. As condições de usinagem

5.2 - Distribuição de temperatura na peça, e cavaco para o caso II. e comparação com os resultados do modelo de Stevenson.

```

OP: CONTACT POINT OPEN
BD: CONTACT POINT BONDED
DB: CONTACT POINT DEBONDING

```

NODE	STATUS	CPRESS	CSHEAR1	COPEN	CSLIP1
2832	BD	-3.594	-22.82	0.	-4.135E-22
2932	BD	-24.77	-23.89	0.	-1.7725E-20
3032	BD	-39.83	-26.45	0.	-2.6576E-21
3132	BD	-46.90	-28.02	0.	-1.0679E-21
3232	BD	-55.09	-31.22	0.	-1.1130E-20
3332	BD	-68.67	-42.90	0.	-2.8916E-21
3432	DB	-121.0	-66.16	0.	-8.7472E-21
3532	OP	0.	0.	1.6457E-02	-1.8292E-02
3632	OP	0.	0.	4.3099E-02	-5.2812E-02

Neste modelo foi considerado só a deformação plástica para o cálculo das temperaturas,

não incluindo-se na análise o atrito na interface ferramenta-cavaco.

As temperaturas produzidas pela deformação plástica serão máxima na zona do ângulo do plano de cisalhamento, onde aparecem as máximas deformações plásticas.

A Fig.5.2.1 mostra a malha deformada com os resultados das temperaturas na zona primária de deformações para o modelo de usinagem com ângulo de saída da ferramenta $\alpha = 10^\circ$, que coincide com as condições estabelecidas no modelo de Stevenson [8].

A Fig.5.2.2 mostra os resultados do cálculo da temperatura por elementos finitos do modelo de Stevenson [8].

No modelo de Stevenson foram calculadas as temperaturas produzidas pela geração de calor, tanto por deformações plásticas quanto por atrito na interface ferramenta-cavaco. A Fig.5.2.2 mostra as duas zonas de temperatura no cavaco, uma coincidindo com a zona principal de deformações, e a outra próxima à interface ferramenta-cavaco. Em dito modelo, as temperaturas na zona primária de deformações variam segundo as linhas isotérmicas de 40°C até 400°C na zona primária de deformações.

No modelo de usinagem para o caso 2, tal e como é mostrado na Fig.5.2.1, as temperaturas produzidas pela geração de calor produto das deformações plásticas, na zona primária de deformação, variam de 37°C , até 448°C , pelo que pode-se concluir que os resultados batem com os apresentados por Stevenson [8], que foram comprovados experimentalmente.

Fig.5.2.2. Temperaturas do modelo de Stevenson.

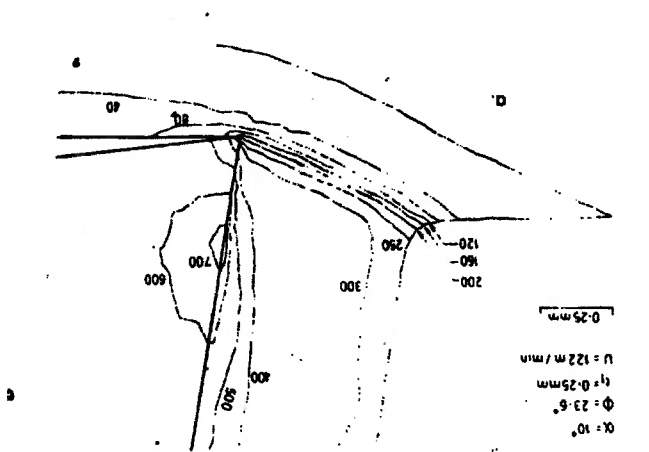
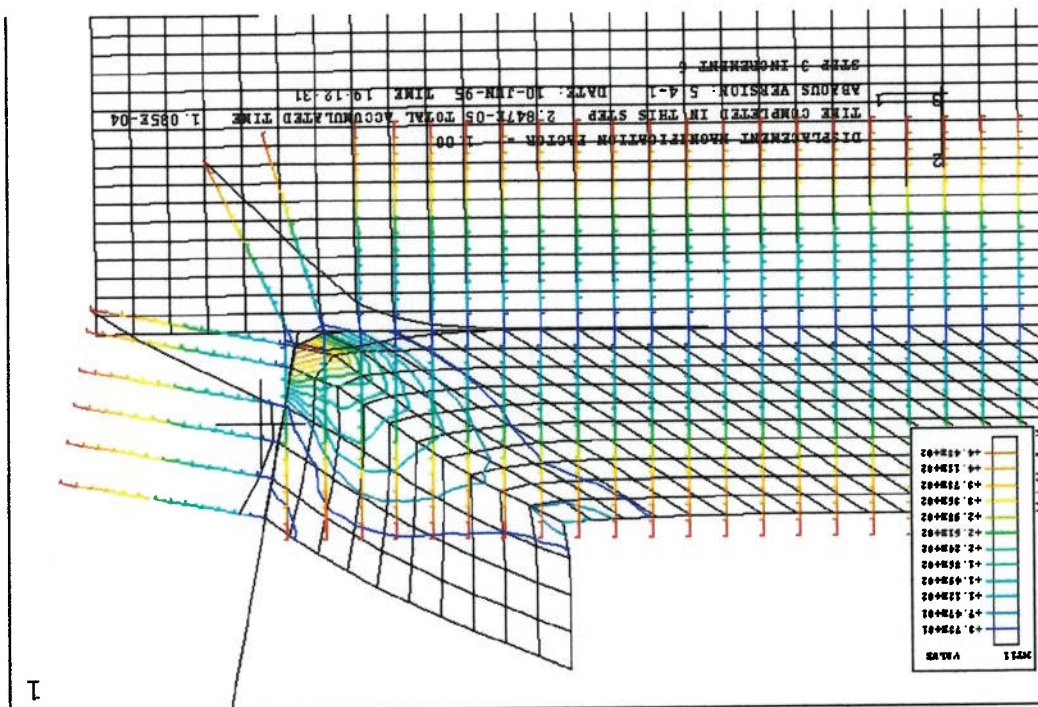


Fig.5.2.1. Temperaturas na zona primaria de deformações.



5.3 - Resultados do modelo para o caso III, e comparação com o

resultados do modelo de Lin.

O modelo de elementos finitos para o caso III, foi feito sob as mesmas condições que o modelo desenvolvido por Lin [16]. Tais condições de usinagem aparecem na tabela

2.3.1.

Neste modelo foram estabelecidas as condições de corte extremas, já que o ângulo de saída da ferramenta foi assumido como $\alpha = 0^\circ$, como pode ser visto na Fig.4.1.2 deste trabalho, o material foi assumido como elástico-plástico, com encruamento isotrópico, e dependente da taxa de deformação e das temperaturas, tal e como foi formulado no capítulo 3, neste caso também a ferramenta foi considerada como perfeitamente rígida.

Na Fig.5.3.1 mostra-se a malha deformada para um deslocamento da ferramenta de 0.150mm.

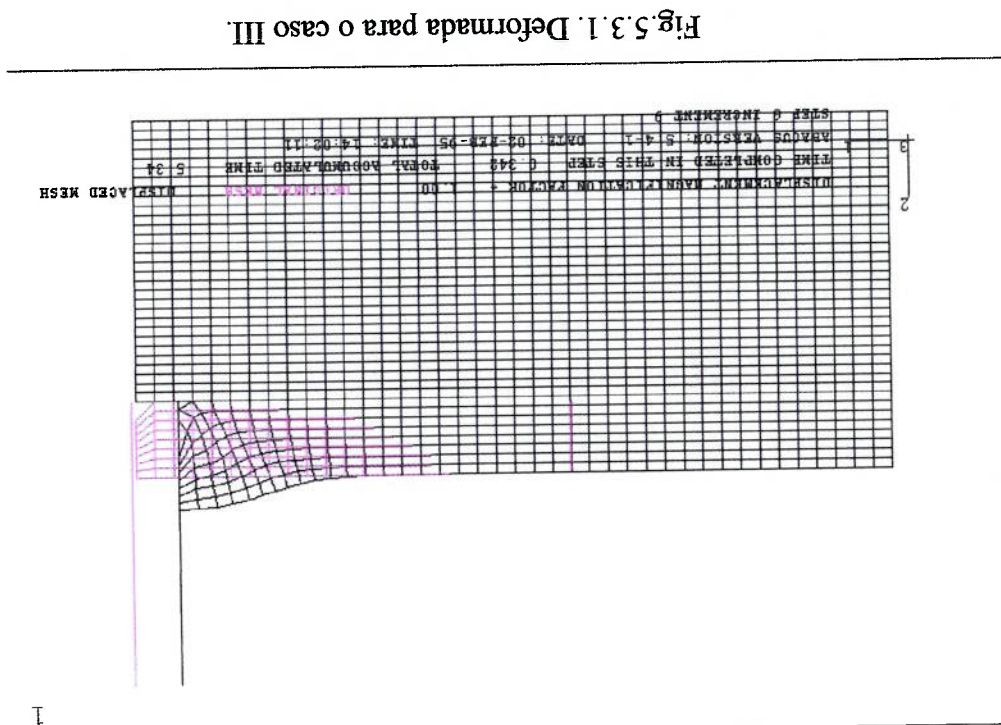


Fig. 5.3.1. Deformada para o caso III.

Neste modelo foram calculadas as forças de corte dadas as condições especificadas na tabela 2.3.1, para um deslocamento da ferramenta de 0.15mm. A Fig.5.3.2, mostra o comportamento das forças de corte no eixo "x", em função do deslocamento da ferramenta, os resultados das forças são fornecidos no anexo 4. Para um deslocamento da ferramenta entre 0.0503mm e 0.15mm o valor médio da força horizontal no modelo de elementos finitos foi de $RF1=420,24\text{ N}$,

Na Fig.5.3.3, mostram-se os resultados experimentais das forças de corte obtidos por Lin [16], sendo o valor médio de 600N, como pode ser visto nas Figs. 5.3.4.

O erro entre as forças de corte calculadas pelo modelo e as obtidas experimentalmente por Lin, é de um 30%, Tal erro pode ser minimizado aumentando a discretização da malha.

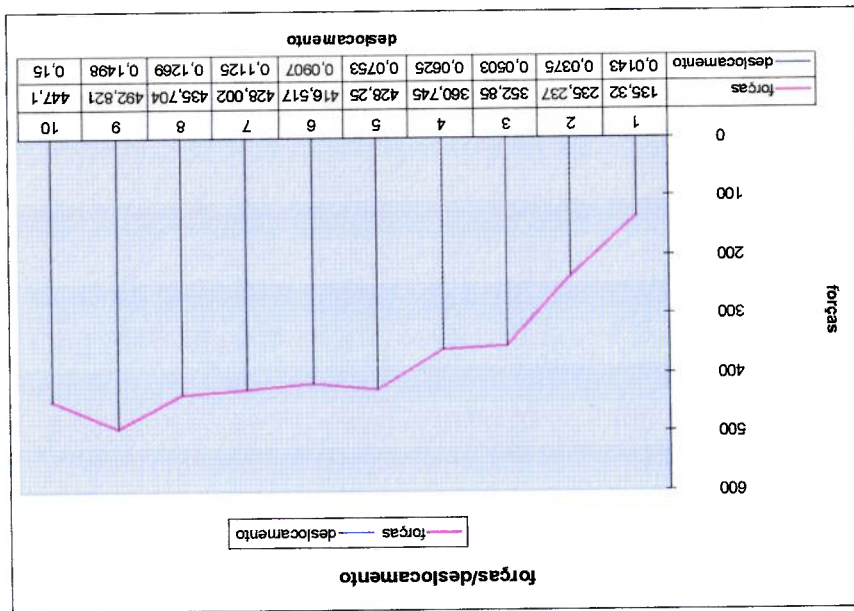
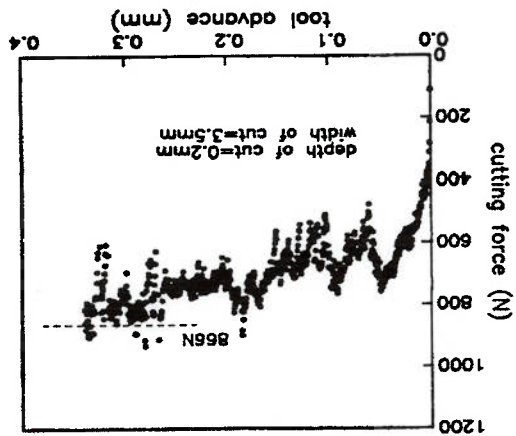


Fig.5.3.2. Forças de corte calculadas pelo modelo.

Fig.5.3.3. Forças de corte das experiências de Lin.



Os valores das tensões equivalentes de Mises são mostrados na Fig 5.3.4, e na Fig.5.3.5 são fornecidos os resultados das deformações.

1

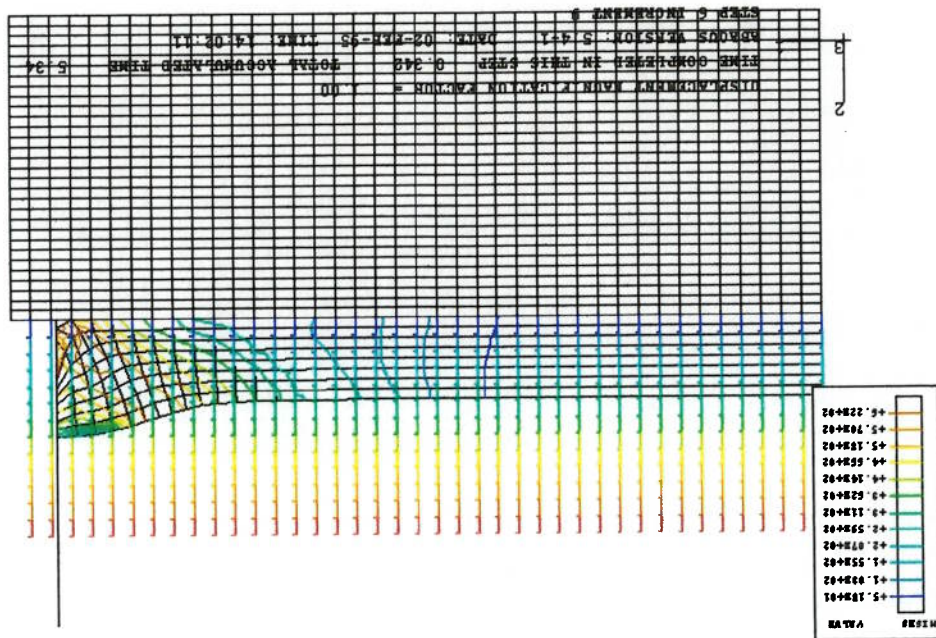
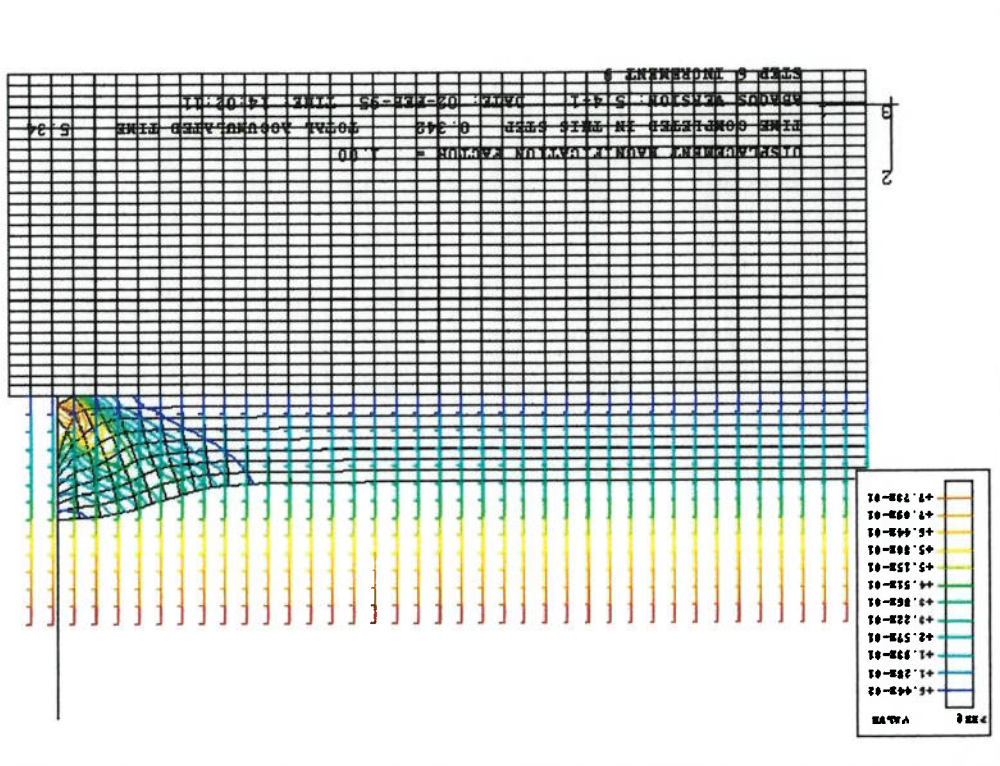


Fig.5.3.4 Tensões equivalentes.

Fig.5.3.5 Deformações equivalentes.



1

Capítulo 6.- Conclusões.

O complexo processo de usinagem, dado pelo fato de levar em conta aspetos tais como; não linearidade material e geométrica, grandes deformações, grandes deslocamentos, rotações, assim como a presença de fratura na formação do cavaco, atrito na interface ferramenta – cavaco, e geração de calor produzido pelas deformações plásticas e o atrito, com aumento significativo da temperatura, foi modelado neste trabalho, usando o método dos elementos finitos.

Ênfases foi dado na modelagem do processo de formação do cavaco, com objetivo de contar com um modelo que possa avaliar o processo de usinagem de forma preditiva, uma vez estabelecidas as condições iniciais do mesmo. Neste trabalho foi usado o critério geométrico proposto por Shirakashi para a formação do cavaco.

No trabalho foi formulado o comportamento elástico-plástico do material dependente da deformação, da taxa de deformação, e das temperaturas, assim como o encruamento. Para a modelagem foi usado o programa de elementos finitos ABAQUS, e a formulação atualizada de Lagrange para a solução não linear.

Foram desenvolvidos três modelos com objetivo de comparar com outros trabalhos existentes na literatura, mudando diferentes variáveis de entrada do processo, tais como; profundidade de corte, velocidade e ângulo de saída da ferramenta.

Os resultados dos três modelos bateram satisfatoriamente com os modelos do processo de usinagem apresentados por Stevenson e Lin.



ANEXO 1

```

*heading, unsymm
orthogonal cutting with
cpe4r
*restart, write,
frequency=1
*node
101, 0.0, 0.0
131, 0.0, 0.75
132, 0.0, 0.75
142, -0.3644, 1.0
3632, 1.75, 0.75
3642, 1.35, 1.0
3732, 1.80, 0.755
3742, 1.4, 1.0
4101, 2.0, 0.0
4131, 2.0, 0.75
4132, 1.9, 0.928204
4142, 1.5, 1.173204
100000, 1.8, 0.75
100001, 1.825, 0.793000
100002, 1.85, 0.836601
100003, 1.875, 0.879903
100004, 1.9, 0.923204
100005, 1.925, 0.966505
100006, 1.95, 1.009807
100007, 1.975, 1.053108
100008, 2.0, 1.096409
100009, 2.025, 1.139710
100010, 2.05, 1.183012
100011, 2.075, 1.226313
100012, 2.1, 1.269614
100013, 2.125, 1.312915
100014, 2.15, 1.356217
100015, 2.175, 1.399518
100016, 2.15, 1.442819
*nsel, nset=slide, generate
100000, 100016, 1
*ngen, nset=base
101, 4101, 100
*ngen, nset=wksf
131, 4131, 100
*ngfill, nset=wkpc
base, wksf, 30, 1
*ngen, nset=chiptsf
132, 3632, 100
*ngen, nset=chiptop
142, 3642, 100
*ngfill, nset=chipt
chiptsf, chiptop, 10, 1
*ngen, nset=chiptsf
100009, 3832, 3932
100008, 3732, 3832
100007, 3632, 3732
100006, 3532, 3632
100005, 3432, 3532
100004, 3332, 3432
100003, 3232, 3332
100002, 3132, 3232
100001, 3032, 3132
100000, 2932, 3032
*element, type=ts121t,
elset=contact
1561, 1564, 1
*ngen, nset=base
101, 1561, 1564, 1
generate
*elset, elset=chiptsf,
1201, 1235, 1
generate
*elset, elset=chiptb,
ewkpc, echiptw, echipt
*elset, elset=epiece
1561, 4, 100, 1, 10, 1, 4
*elgen, elset=chipt
3733
1561, 3732, 3832, 3833,
*elset=chipt
*element, type=cpe4t,
1201, 36, 100, 1, 10, 1, 36
*elgen, elset=chiptw
1201, 132, 232, 233, 133
*element, type=cpe4t,
1, 40, 100, 1, 30, 1, 40
*elgen, elset=wkpc
1, 101, 201, 202, 102
*elset=wkpc
*element, type=cpe4t,
3731
*nsel, nset=noderel
131, 3631, 100
*nsel, nset=wksfb, generate
101, 142, 1
*nsel, nset=left, generate
wkpc, chiptw, chipt
*nsel, nset=piece
chiptsf, chiptop, 10, 1
*ngfill, nset=chipt
3742, 4142, 100
*ngen, nset=chiptop
3732, 4132, 100

```

```

*friction, lagrange
0.1
*slide line, elset=contact,
type=linear, smooth=0.1,
generate
100000, 10016, 1
*interface, elset=contact
*friction, tau_max=540
0.2
*gap heat generation
1.0
*gap conductance
0.0
*initial condition,
type=temperature
piece, 20
*step, inc=100,
amplitude=ramp, nlggeom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
base, 1, 1
base, 2, 2
left, 1, 1
left, 2, 2
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.002886
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*print, contact=yes
*contact print
*node print, nset=slide,
frequency=10
rt, n, coord
*node print, nset=piece,
frequency=10
coord, n
*el print, elset=piece,
frequency=100
s, mises
e, peeq
*end step
*step, inc=1000,
amplitude=ramp, nlggeom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
base, 1, 1
base, 2, 2

```

```

100010, 3932, 4032
1000011, 4032, 4132
*solid section,
material=steel,
elset=piece
*material, name=steel
*elastic
200e3, 0.3
*plastic
200.0, 0.00
414.0, 0.112
517.0, 0.254
759.0, 0.426
1100.0, 1.2
*rate dependent
40., 5.
*specific heat
586
*density
7833
*conductivity
52.
*expansion
1.2e-5
*inelastic heat fraction
0.9
*element, type=t2d2,
elset=ewksf
10001, 131, 231
*elgen, elset=ewksf
10001, 35, 100, 1
*solid section,
material=steelb,
elset=ewksf
*material, name=steelb
*elastic
2.0e2, 0.3
*surface definition,
name=asurf
echipb, sl
*surface definition,
name=csurf
ewksf, spos
*contact pair,
interaction=bond
asurf, csurf
*surface interaction,
name=bond
4.0
*bond surface

```

```

left, 1, 1
left, 2, 2
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.040386
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*debond, interaction=bond,
time increment=0.001
0.0, 1.0
tolerance=0.1
nset=noderf, time
1.0, 0.0
1.25, 0.0125
1.75, 0.0375
2.0, 0.05
*print, contact=yes
*contact print
*nset=slide, nset=slide,
frequency=10
rf, u, coord
frequency=10
*nset=slide, nset=slide,
frequency=10
base, 1, 1
base, 2, 2
left, 1, 1
left, 2, 2
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.090386
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*debond, interaction=bond,
time increment=0.001
0.0, 1.0
tolerance=0.1
nset=noderf, time
1.0, 0.0
1.25, 0.0125
1.75, 0.0375
2.0, 0.05
*print, contact=yes
*contact print
*nset=slide, nset=slide,
frequency=10
rf, u, coord
frequency=10
*nset=slide, nset=slide,
frequency=1000
e, peep
s, mises
frequency=1000
*end step
*static
amplitude=ramp, ngeom
0.01, 1.0, 1.0e-09
left, 1, 1
left, 2, 2
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.052886
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*end step
*static
amplitude=ramp, ngeom
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
base, 1, 1
base, 2, 2
left, 1, 1
left, 2, 2
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.102886
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*print, contact=yes
*contact print
*nset=slide, nset=slide,
frequency=10
rf, u, coord
frequency=10
*nset=slide, nset=slide,
frequency=1000
e, peep
s, mises
frequency=1000
*end step
*static
amplitude=ramp, ngeom
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
base, 1, 1
base, 2, 2
left, 1, 1
left, 2, 2
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.102886
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*print, contact=yes
*contact print
*nset=slide, nset=slide,
frequency=10
rf, u, coord
frequency=10
*nset=slide, nset=slide,
frequency=1000
e, peep
s, mises
frequency=1000
*end step
*static
amplitude=ramp, ngeom
0.01, 1.0, 1.0e-09

```

```

s, mises
e, peep
*end step
*step, inc=1000,
amplitude=ramp, ngeom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
base, 1, 1
base, 2, 2
left, 1, 1
left, 2, 2
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.190386
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*debond, interaction=bond,
time increment=0.001
0.0, 1.0
0.002, 0.0
*crack growth,
nset=noderf, time
tolerance=0.1
7.0, 0.15
7.25, 0.1625
7.75, 0.1875
8.0, 0.2
*end step
*step, inc=1000,
amplitude=ramp, ngeom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
base, 1, 1
base, 2, 2
left, 1, 1
left, 2, 2
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.202886
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*print, contact=yes
*contact print
frequency=10
*node print, nset=slide,
frequency=10
rf, u, coord
*node print, nset=epiece,
frequency=10
rf, u, coord
*el print, elset=epiece,
frequency=10

```

```

*step, inc=1000,
amplitude=ramp, ngeom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
base, 1, 1
base, 2, 2
left, 1, 1
left, 2, 2
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.140386
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*debond, interaction=bond,
time increment=0.001
0.0, 1.0
0.002, 0.0
*crack growth,
nset=noderf, time
tolerance=0.1
5.0, 0.1
5.25, 0.1125
5.75, 0.1375
6.0, 0.15
*end step
*step, inc=1000,
amplitude=ramp, ngeom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
base, 1, 1
base, 2, 2
left, 1, 1
left, 2, 2
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.152886
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*print, contact=yes
*contact print
frequency=10
*node print, nset=slide,
frequency=10
rf, u, coord
*node print, nset=epiece,
frequency=10
rf, u, coord
*el print, elset=epiece,
frequency=1000

```

```

*node print, nset=epiece,
frequency=1000
*el print, else=epiece,
frequency=1000
s, mises
e, peed
*end step
*step, inc=1000,
amplitude=ramp, ngeom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
base, 1, 1
left, 1, 1
left, 2, 2
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.290386
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*debond, interaction=bond,
time increment=0.001
0.0, 1.0
0.002, 0.0
*crack growth,
nset=noderf, time
tolerance=0.1
11.0, 0.25
11.25, 0.2625
11.75, 0.2875
12.0, 0.3
*end step
*step, inc=1000,
amplitude=ramp, ngeom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
base, 1, 1
left, 1, 1
left, 2, 2
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.302886
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*print, contact=yes

```

```

*node print, nset=slide,
frequency=10
*print, contact=yes
*contact print
*node print, nset=slide,
frequency=10
*el print, else=epiece,
frequency=1000
s, mises
e, peed
*end step
*step, inc=1000,
amplitude=ramp, ngeom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
base, 1, 1
left, 1, 1
left, 2, 2
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.240386
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*debond, interaction=bond,
time increment=0.001
0.0, 1.0
0.002, 0.0
*crack growth,
nset=noderf, time
tolerance=0.1
9.0, 0.2
9.25, 0.2125
9.75, 0.2375
10.0, 0.25
*end step
*step, inc=1000,
amplitude=ramp, ngeom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
base, 1, 1
left, 1, 1
left, 2, 2
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.252886
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*print, contact=yes

```

```

*contact print
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*print, contact=yes
*contact print
rf, u, coord
frequency=10
*node print, nset=slide,
frequency=10
rf, u, coord
*node print, nset=piece,
frequency=10
*el print, elset=piece,
frequency=1000
s, mises
e, peeq
*end step
*step, inc=1000,
amplitude=ramp, ngeom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
base, 1, 1
left, 1, 1
left, 2, 2
base, 1, 1
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.390386
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*debond, interaction=bond,
time increment=0.001
0.0, 1.0
*crack growth,
nset=noderel, time
tolerance=0.1
13.0, 0.3
13.25, 0.3125
13.75, 0.3375
14.0, 0.35
*end step
*step, inc=1000,
amplitude=ramp, ngeom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
base, 1, 1
left, 1, 1
left, 2, 2
base, 1, 1
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.340386
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*debond, interaction=bond,
time increment=0.001
0.0, 1.0
*crack growth,
nset=noderel, time
tolerance=0.1
13.0, 0.3
13.25, 0.3125
13.75, 0.3375
14.0, 0.35
*end step
*step, inc=1000,
amplitude=ramp, ngeom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
base, 1, 1
left, 1, 1
left, 2, 2
base, 1, 1
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.352886
slide, 2, 2

```

```

*contact print
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*print, contact=yes
*contact print
rf, u, coord
frequency=10
*node print, nset=slide,
frequency=10
*el print, elset=piece,
frequency=1000
s, mises
e, peeq
*end step
*step, inc=1000,
amplitude=ramp, ngeom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
base, 1, 1
left, 1, 1
left, 2, 2
base, 1, 1
wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.352886
slide, 2, 2

```

```

wksfb, 1, 1
wksfb, 2, 2
slide, 1, 1, -0.402886
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*print, contact=yes
*contact print
*node print, nset=slide,
frequency=10
rt, u, coord
*node print, nset=piece,
frequency=10
coord, u, nt
*el print, elset=piece,
frequency=1000
s, mises
e, peeq
*end step

```




ANEXO 2

```

*heading, unsymm
orthogonal cutting with
cpe4r
*restart, write,
frequency=1
*node
101, 0.0, 0.0
131, 0.0, 0.75
132, 0.0, 0.75
142, -0.3644, 1.0
3632, 1.75, .75
3642, 1.35, 1.0
3732, 1.8009, 0.755
3742, 1.4, 1.0
4101, 2.0, 0.0
4131, 2.0, 0.75
4132, 1.8347, 0.9469
4142, 1.4347, 1.1969
*node, nset=tool
999, 1.85, 0.875
*ngen, nset=base
101, 4101, 100
*ngen, nset=wksf
131, 4131, 100
*nflll, nset=wkcpc
base, wksf, 30, 1
*ngen, nset=shpwsf
132, 3632, 100
*ngen, nset=shpwtop
142, 3642, 100
*nflll, nset=shpw
shpwsf, shpwtop, 10,
1
*ngen, nset=shpsts
3732, 4132, 100
*ngen, nset=shpftop
3742, 4142, 100
*nflll, nset=shipt
shpsts, shiptop, 10,
1
*set, nset=piece
wkcpc, shpw, shipt
*set, nset=left,
generate
101, 142, 1
*set, nset=wksfb,
generate
131, 3531, 100
*set, nset=noderet
3731, 3732

```

```

*element, type=cpe4t,
1, 101, 201, 202, 102
*lgen, elset=wkcpc
1, 40, 100, 1, 30, 1, 40
*element, type=cpe4t,
1201, 132, 232, 233, 133
*lgen, elset=shpw
1201, 132, 232, 233, 133
*element, elset=shpw
1201, 36, 100, 1, 10, 1, 36
*element, type=cpe4t,
1201, 36, 100, 1, 10, 1, 36
*element, type=cpe4t,
1561, 3732, 3832, 3833, 3733
*lgen, elset=shipt
1561, 1564, 1
*set, elset=shpsts
eshipt, eship2
*solid section,
material=steel, elset=epiece
*elastic
200e9, 0.3
*plastic
780.0, 0.00
2700.0, 1.5
*rate dependent
40., 5.
*specific heat
586
*density
7833
*conductivity
52.
*expansion
1.2e-5
*inelastic heat fraction
0.9
*element, type=t2d2,
elset=ewksf
10001, 131, 231
*lgen, elset=ewksf
10001, 35, 100, 1

```

```

*solid section,
material=steelb,
elset=ewkst
*material, name=steelb
elastic
2.0e2, 0.3
*surface definition,
name=asurf
eshpb, sl
*surface definition,
name=csurf
ewkst, spos
*contact pair,
interaction=bond
asurf, csurf
*surface interaction,
name=bond
4.0
*bond surface
*friction, lagrange
0.1
*surface definition,
name=dsurf
eshpsf, sl
*rigid surface,
type=segments,
name=bsurf, ref
node=999, elset=tool1,
smooth=0.0001
start, 1.799095, 0.75
line, 2.025124, 2.0
*contact pair,
interaction=rough,
adjust=0.005
dsurf, bsurf
*surface interaction,
name=rough
0.4
*friction, tauamax=540
0.001
*gap heat generation
1.0
*gap conductance
0.0
*gap conductance,
0.0
*gap conductance,
pressure
0.0
*boundary
base, 1, 1
base, 2, 2
*solid section,
material=steelb,
elset=ewkst
*material, name=steelb
elastic
2.0e2, 0.3
*surface definition,
name=asurf
eshpb, sl
*surface definition,
name=csurf
ewkst, spos
*contact pair,
interaction=bond
asurf, csurf
*surface interaction,
name=bond
4.0
*bond surface
*friction, lagrange
0.0125, 0.0375, 0.00004, 0.05
*print, contact=yes
*contact print
*node print, nset=tool1,
frequency=10
rt, n1
*node print, nset=piece,
frequency=10
coord, u, nt
*el print, elset=piece,
frequency=100
s, mises
e, peeq
*contact interference
dsurf, bsurf
*end step
*step, inc=100,
amplitude=ramp, n1geom
*coupled temperature-
displacement, deltmx=100
0.001, .00004, .0000001
*boundary
tool, 2, 2
tool, 6, 6
*gap conductance,
0.0
*gap conductance,
pressure
0.0
*gap heat generation
1.0
*gap conductance
0.0
*gap conductance,
0.0
*gap conductance,
pressure
0.0
*boundary
base, 1, 1
base, 2, 2
*solid section,
material=steelb,
elset=ewkst
*material, name=steelb
elastic
2.0e2, 0.3
*surface definition,
name=asurf
eshpb, sl
*surface definition,
name=csurf
ewkst, spos
*contact pair,
interaction=bond
asurf, csurf
*surface interaction,
name=bond
4.0
*bond surface
*friction, lagrange
0.0125, 0.0375, 0.00004, 0.05
*print, contact=yes
*contact print
*node print, nset=tool1,
frequency=10
rt, n1
*node print, nset=piece,
frequency=10
coord, u, nt
*el print, elset=piece,
frequency=100
s, mises
e, peeq
*contact interference
dsurf, bsurf
*end step
*step, inc=100,
amplitude=ramp, n1geom
*coupled temperature-
displacement, deltmx=100
0.001, .00004, .0000001
*boundary
tool, 2, 2
tool, 6, 6
*gap conductance,
0.0
*gap conductance,
pressure
0.0
*gap heat generation
1.0
*gap conductance
0.0
*gap conductance,
0.0
*gap conductance,
pressure
0.0
*boundary
base, 1, 1
base, 2, 2

```



```

*debond,
interaction=bond, time
increment=0.001
0.0, 1.0
0.002, 0.0
*crack growth,
nset=noderet, time
tolerance=0.001
0.00024, 0.15
0.00025, 0.1625
0.00027, 0.1875
0.00028, 0.2
*print, contact=yes
*contact print
*nset=tool, nset=tool,
frequency=10
rt, ul
*nset=piece,
frequency=10
coord, u, nt
*el print,
elset=epiece,
frequency=100
s, mises
e, peeq
*end step
*step, inc=100,
amplitude=ramp, ngeom
*coupled temperature-
displacement,
deltx=100
0.001, .00004, .0000001
*boundary
tool, 2, 2
tool, 6, 6
tool, 1, 1, -0.2
*end step

```



ANEXO 3

```

*heading, unsymm
orthogonal cutting with
cpe4r
*restart, write,
frequency=1
*node
101, 0.0, 0.0
131, 0.0, 0.75
140, 0.0, 0.95
4101, 2.0, 0.0
4131, 2.0, 0.75
4032, 1.95, 0.75
4040, 1.95, 0.95
4132, 2.0, 0.8
4140, 2.0, 0.95
100000, 2.0125, 0.75
100001, 2.0125, 0.775
100002, 2.0125, 0.8
100003, 2.0125, 0.825
100004, 2.0125, 0.85
100005, 2.0125, 0.875
100006, 2.0125, 0.9
100007, 2.0125, 0.925
100008, 2.0125, 0.95
100009, 2.0125, 0.975
100010, 2.0125, 1.0
100011, 2.0125, 1.025
100012, 2.0125, 1.05
100013, 2.0125, 1.075
100014, 2.0125, 1.1
100015, 2.0125, 1.125
100016, 2.0125, 1.15
100017, 2.0125, 1.175
100018, 2.0125, 1.2
100019, 2.0125, 1.225
100020, 2.0125, 1.25
100021, 2.0125, 1.275
100022, 2.0125, 1.3
100023, 2.0125, 1.325
100024, 2.0125, 1.35
100025, 2.0125, 1.375
100026, 2.0125, 1.4
100027, 2.0125, 1.425
100028, 2.0125, 1.45
100029, 2.0125, 1.475
100030, 2.0125, 1.5
*nset, nset=slide,
1000008, 3732, 3832

```

```

100000, 100030, 1
*ngen, nset=base
101, 4101, 100
*ngen, nset=wkst
131, 4131, 100
frequency=1
*node
101, 0.0, 0.0
131, 0.0, 0.75
140, 0.0, 0.95
4101, 2.0, 0.0
4131, 2.0, 0.75
4032, 1.95, 0.75
4040, 1.95, 0.95
4132, 4140, 1
*nset, nset=piece
wkpc, chipw, chipwr
*nset, nset=left, generate
101, 140, 1
*nset, nset=wkstb, generate
131, 4031, 100
*nset, nset=noderet
4131
*element, type=cpe4t,
elset=wkpc
1, 101, 201, 202, 102
*ngen, elset=wkpc
1, 40, 100, 1, 30, 1, 40
*element, type=cpe4t,
elset=chipw
1201, 132, 232, 233, 133
*ngen, elset=chipw
1201, 40, 100, 1, 8, 1, 40
*elset, elset=epiece
wkpc, chipw
*elset, elset=chipb,
generate
1201, 1239, 1
*element, type=isl21t,
elset=contact
1000000, 2932, 3032
1000001, 3032, 3132
1000002, 3132, 3232
1000003, 3232, 3332
1000004, 3332, 3432
1000005, 3432, 3532
1000006, 3532, 3632
1000007, 3632, 3732
1000008, 3732, 3832

```

```

1000009, 3832, 3932
1000010, 3932, 4032
1000011, 4032, 4132
1000012, 4132, 4133
1000013, 4133, 4134
1000014, 4134, 4135
1000015, 4135, 4136
1000016, 4136, 4137
1000017, 4137, 4138
1000018, 4138, 4139
1000019, 4139, 4140
*solid section,
material=steel,
elset=epiece
*material, name=steel
*elastic
2.0e5, 0.3
*plastic,
hardening=isotropic
200.00, 0.00
235.37, 0.005
272.66, 0.01
216.90, 0.015
315.39, 0.02
330.52, 0.025
343.42, 0.03
354.27, 0.035
364.81, 0.04
373.94, 0.045
382.31, 0.05
390.04, 0.055
397.23, 0.06
403.97, 0.065
410.30, 0.07
416.19, 0.075
421.97, 0.08
430.50, 0.085
432.54, 0.09
437.48, 0.095
442.21, 0.10
463.43, 0.125
481.52, 0.15
497.36, 0.175
511.50, 0.20
524.31, 0.225
536.04, 0.25
546.88, 0.275
556.96, 0.30
566.40, 0.325
575.29, 0.35
3932, 3832, 3932
3932, 4032, 4032
4032, 4132, 4133
4132, 4133, 4134
4133, 4134, 4135
4134, 4135, 4136
4135, 4136, 4137
4136, 4137, 4138
4137, 4138, 4139
4138, 4139, 4140
1000019, 4139, 4140
*solid section,
material=steel,
elset=epiece
*material, name=steel
*elastic
2.0e5, 0.3
*plastic,
hardening=isotropic
200.00, 0.00
235.37, 0.005
272.66, 0.01
216.90, 0.015
315.39, 0.02
330.52, 0.025
343.42, 0.03
354.27, 0.035
364.81, 0.04
373.94, 0.045
382.31, 0.05
390.04, 0.055
397.23, 0.06
403.97, 0.065
410.30, 0.07
416.19, 0.075
421.97, 0.08
430.50, 0.085
432.54, 0.09
437.48, 0.095
442.21, 0.10
463.43, 0.125
481.52, 0.15
497.36, 0.175
511.50, 0.20
524.31, 0.225
536.04, 0.25
546.88, 0.275
556.96, 0.30
566.40, 0.325
575.29, 0.35
elset=ewksf
10001, 131, 231
*elgen, elset=ewksf
10001, 39, 100, 1
*solid section,
material=steelb, elset=ewksf
*material, name=steelb
*elastic
2.0e2, 0.3
*surface definition,
name=asurf
echipb, sl
*surface definition,
name=csurf
ewksf, spos
*contact pair,
interaction=bond
asurf, csurf
*surface interaction,
name=bond
4.0
*bond surface
566.40, 0.325
*friction, lagrange
575.29, 0.35

```



```

*step, inc=1000,
amplitude=ramp, n1geom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
slide, 1, 1, -0.0875
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*debond,
interaction=bond, time
increment=0.001
0.0, 1.0
0.002, 0.0
*crack growth,
nset=noderel, time
tolerance=0.1
3.0, 0.05
3.25, 0.0625
3.75, 0.0875
4.0, 0.1
*print, contact=yes
*contact print
*el print, elset=contact,
frequency=1000
s, mises
e, peeq
*end step
*step, inc=1000,
amplitude=ramp, n1geom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
slide, 1, 1, -0.1125
slide, 2, 2
*debond,
interaction=bond, time
increment=0.001
0.0, 1.0
0.002, 0.0
*crack growth,
nset=noderel, time
tolerance=0.1
5.0, 0.1
5.25, 0.1125
5.75, 0.1375
6.0, 0.15
*print, contact=yes
*contact print
*el print, elset=contact,
frequency=1000
s, e
*el print, elset=echipb,
frequency=1
elpd
*node print, nset=slide,
frequency=10
rf, u, coord
*node print, nset=piece,
frequency=10
*node print, nset=piece,
frequency=1000
amplitude=ramp, n1geom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
slide, 1, 1, -0.1125
slide, 2, 2
*debond,
interaction=bond, time
increment=0.001
0.0, 1.0
0.002, 0.0
*crack growth, nset=noderel,
time tolerance=0.1
5.0, 0.1
5.25, 0.1125
5.75, 0.1375
6.0, 0.15
*print, contact=yes
*contact print
*el print, elset=contact,
frequency=1000
s, e
*el print, elset=echipb,
frequency=1
elpd
*node print, nset=slide,
frequency=10
rf, u, coord
*node print, nset=piece,
frequency=1000
amplitude=ramp, n1geom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
slide, 1, 1, -0.1125
slide, 2, 2
*debond,
interaction=bond, time
increment=0.001
0.0, 1.0
0.002, 0.0
*crack growth, nset=noderel,
time tolerance=0.1
5.0, 0.1
5.25, 0.1125
5.75, 0.1375
6.0, 0.15
*print, contact=yes
*contact print
*el print, elset=echipb,
frequency=1
elpd
*node print, nset=slide,
frequency=10
rf, u, coord
*node print, nset=piece,
frequency=1000
amplitude=ramp, n1geom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
slide, 1, 1, -0.1125
slide, 2, 2

```

```

*el print, elset=contact,
frequency=1000
s, e
*el print, elset=echipb,
frequency=1
elpl
*node print, nset=slide,
frequency=10
rt, u, coord
*node print, nset=piece,
frequency=1000
coord, u
*node print, nset=piece,
frequency=10
*print, contact=yes
*contact print
*node print, nset=slide,
frequency=10
*node print, nset=slide,
frequency=10
rt, u, coord
*node print, nset=piece,
frequency=10
*print, contact=yes
*contact print
*node print, nset=slide,
frequency=10
rt, u, coord
*node print, nset=piece,
frequency=10
*print, contact=yes
*contact print
*node print, nset=slide,
frequency=10
*node print, nset=slide,
frequency=10
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
boundary
slide, 1, 1, -0.2125
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*print, contact=yes
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
boundary
slide, 1, 1, -0.2125
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*print, contact=yes
*contact print
*node print, nset=slide,
frequency=1000
s, mises
e, peeq
*end step
*step, inc=1000,
amplitude=ramp, n1geom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
boundary
slide, 1, 1, -0.25
slide, 2, 2
slide, 6, 6

```

```

*el print, elset=epiece,
frequency=1000
s, mises
e, peeq
*end step
*step, inc=1000,
amplitude=ramp, n1geom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
boundary
slide, 1, 1, -0.1625
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*print, contact=yes
*contact print
*node print, nset=slide,
frequency=10
*node print, nset=slide,
frequency=10
rt, u, coord
*node print, nset=piece,
frequency=1000
coord, u
*node print, elset=epiece,
frequency=1000
s, mises
e, peeq
*crack growth,
nset=noderet, time
tolerance=0.1
7.0, 0.15
7.25, 0.1625
7.75, 0.1875
8.0, 0.2
*print, contact=yes
*contact print

```

```

*debond, interaction=bond, time
increment=0.001
0.0, 1.0
0.002, 0.0
*crack growth, nset=noderel,
time tolerance=0.1
0.0, 1.0
0.002, 0.0
*crack growth, time
tolerance=0.1
9.0, 0.2
9.25, 0.2125
9.75, 0.2375
10.0, 0.25
*print, contact=yes
*contact print
*el print, elset=contact,
frequency=1000
10.0, 0.25
9.75, 0.2375
9.25, 0.2125
*print, contact=yes
*contact print
*el print, elset=contact,
frequency=1000
12.0, 0.3
11.25, 0.2625
11.75, 0.2875
*print, contact=yes
*contact print
*el print, elset=contact,
frequency=1000
0.0, 1.0
0.002, 0.0
*crack growth, nset=noderel,
time tolerance=0.1
11.0, 0.25
11.25, 0.2625
11.75, 0.2875
12.0, 0.3
*print, contact=yes
*contact print
*el print, elset=contact,
frequency=1000
s, e
*el print, elset=chibp,
frequency=1
elpld
*node print, nset=slide,
frequency=10
rf, u, coord
*node print, nset=slide,
frequency=1000
amplitude=ramp, nlggeom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
slide, 1, 1, -0.3
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*debond, interaction=bond,
time increment=0.001
0.0, 1.0
0.002, 0.0
*crack growth, nset=noderel,
time tolerance=0.1
11.0, 0.25
11.25, 0.2625
11.75, 0.2875
12.0, 0.3
*print, contact=yes
*contact print
*el print, elset=chibp,
frequency=1
elpld
*node print, nset=slide,
frequency=10
rf, u, coord
*node print, nset=slide,
frequency=1000
amplitude=ramp, nlggeom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
slide, 1, 1, -0.3
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*print, contact=yes
*contact print
*el print, elset=chibp,
frequency=1000
s, e
*el print, elset=chibp,
frequency=1000
s, mises
e, peeq
er
*end step
*step, inc=1000,
amplitude=ramp, nlggeom

```

```

*debond,
interaction=bond, time
increment=0.001
0.0, 1.0
0.002, 0.0
*crack growth,
time tolerance=0.1
9.0, 0.2
9.25, 0.2125
9.75, 0.2375
10.0, 0.25
*print, contact=yes
*contact print
*el print, elset=contact,
frequency=1000
10.0, 0.25
9.75, 0.2375
9.25, 0.2125
*print, contact=yes
*contact print
*el print, elset=slide,
frequency=10
rf, u, coord
*node print, nset=slide,
frequency=1000
amplitude=ramp, nlggeom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
slide, 1, 1, -0.2625
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*print, contact=yes
*contact print
*node print, nset=slide,
frequency=10
rf, u, coord
*node print, nset=slide,
frequency=1000
amplitude=ramp, nlggeom
er
*end step
*step, inc=1000,
amplitude=ramp, nlggeom
*static
0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary
slide, 1, 1, -0.2625
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*print, contact=yes
*contact print
*node print, nset=slide,
frequency=10
rf, u, coord
*node print, nset=slide,
frequency=1000
amplitude=ramp, nlggeom
er
*end step
*step, inc=1000,
amplitude=ramp, nlggeom

```

```
*static 0.01, 1.0, 1.0e-09
*boundary 1, 1, -0.3125
slide, 2, 2
slide, 6, 6
*print, contact=yes
*contact print
*node print, nset=slide,
frequency=10
rt, n, coord
*node print, nset=piece,
frequency=10
coord, n
*el print, elset=epiece,
frequency=1000
s, mises
e, peeq
*end step
```



ANEXO 4

ANEXO 4

step=2, increment=11			
100000	RF1	RF2	U1
100000	0.	0.	-3.1472E-02
100001	0.	0.	-3.1472E-02
100002	-19.99	-1.4E-02	-3.1472E-02
100003	-24.67	-1.9E-02	-3.1472E-02
100004	-19.72	-1.4E-02	-3.1472E-02
100005	-17.42	-1.1E-02	-3.1472E-02
100006	-16.15	-1.0E-02	-3.1472E-02
100007	-16.07	-1.0E-02	-3.1472E-02
100008	-14.03	-8.3E-03	-3.1472E-02
100009	-7.27	-1.6E-03	-3.1472E-02
100010	0.	0.	-3.1472E-02
THE FOLLOWING TABLE IS PRINTED FOR NODESET			
U2	RF1	RF2	U1
100000	0.	0.	-3.7500E-02
100001	0.	0.	-3.7500E-02
100002	-34.17	-1.1E-02	-3.7500E-02
100003	-44.94	-2.2E-02	-3.7500E-02
100004	-35.90	-1.3E-02	-3.7500E-02
100005	-36.16	-1.3E-02	-3.7500E-02
100006	-23.76	-1.1E-02	-3.7500E-02
100007	-22.74	-1.0E-02	-3.7500E-02
100008	-22.17	-9.8E-03	-3.7500E-02
100009	-15.364	-3.0E-03	-3.7500E-02
100010	0.	0.	-3.7500E-02
step=3, increment=10			
100000	RF1	RF2	U1
100000	0.	0.	-5.0314E-02
100001	0.	0.	-5.0314E-02
100002	-43.978	-1.5E-03	-5.0314E-02
100003	-69.42	-3.7E-02	-5.0314E-02
100004	-53.836	-1.0E-02	-5.0314E-02
100005	-60.785	-1.2E-02	-5.0314E-02
100006	-34.426	-1.2E-02	-5.0314E-02
100007	-34.966	-1.2E-02	-5.0314E-02
100008	-32.636	-1.0E-02	-5.0314E-02
100009	-13.873	-5.5E-03	-5.0314E-02
100010	-8.93	-5.4E-04	-5.0314E-02
100011	0.	0.	-5.0314E-02
THE FOLLOWING TABLE IS PRINTED FOR NODESET			
U2	RF1	RF2	U1
100000	0.	0.	-5.0314E-02
100001	0.	0.	-5.0314E-02
100002	-43.978	-1.5E-03	-5.0314E-02
100003	-69.42	-3.7E-02	-5.0314E-02
100004	-53.836	-1.0E-02	-5.0314E-02
100005	-60.785	-1.2E-02	-5.0314E-02
100006	-34.426	-1.2E-02	-5.0314E-02
100007	-34.966	-1.2E-02	-5.0314E-02
100008	-32.636	-1.0E-02	-5.0314E-02
100009	-13.873	-5.5E-03	-5.0314E-02
100010	-8.93	-5.4E-04	-5.0314E-02
100011	0.	0.	-5.0314E-02
step=3, increment=12			
100000	RF1	RF2	U1
100000	-20.792	0.	-6.2500E-02
100001	-20.582	0.	-6.2500E-02
100002	-50.963	0.	-6.2500E-02
100003	-56.79	-3.2E-02	-6.2500E-02
100004	-40.35	-1.5E-02	-6.2500E-02
100005	-47.07	-1.2E-02	-6.2500E-02
100006	-27.98	-1.2E-02	-6.2500E-02
100007	-30.39	-1.1E-02	-6.2500E-02
100008	-30.25	-1.1E-02	-6.2500E-02
THE FOLLOWING TABLE IS PRINTED FOR NODESET			
U2	RF1	RF2	U1
100000	-20.792	0.	-6.2500E-02
100001	-20.582	0.	-6.2500E-02
100002	-50.963	0.	-6.2500E-02
100003	-56.79	-3.2E-02	-6.2500E-02
100004	-40.35	-1.5E-02	-6.2500E-02
100005	-47.07	-1.2E-02	-6.2500E-02
100006	-27.98	-1.2E-02	-6.2500E-02
100007	-30.39	-1.1E-02	-6.2500E-02
100008	-30.25	-1.1E-02	-6.2500E-02

100009	-24.05	-9.6E-03	-6.2500E-02	0.	1.950	0.9750
100010	-11.379	-1.3E-03	-6.2500E-02	0.	1.950	1.000
100011	0.	0.	-6.2500E-02	0.	1.950	1.025

step=4, increment=10
 THE FOLLOWING TABLE IS PRINTED FOR NODESET
 U2 U1 RF2 RF1 RF2 RF1

100000	-13.475	-5.4E-03	-7.5314E-02	0.	1.937	0.7500
100001	-27.79	-1.9E-02	-7.5314E-02	0.	1.937	0.8000
100002	50.75	0.	-7.5314E-02	0.	1.937	0.8250
100003	-64.97	-1.6E-02	-7.5314E-02	0.	1.937	0.8500
100004	-55.83	-2.7E-02	-7.5314E-02	0.	1.937	0.8750
100005	-43.698	-8.6E-03	-7.5314E-02	0.	1.937	0.9000
100006	-31.94	-1.3E-02	-7.5314E-02	0.	1.937	0.9250
100007	-30.90	-1.2E-02	-7.5314E-02	0.	1.937	0.9500
100008	-29.48	-1.1E-02	-7.5314E-02	0.	1.937	0.9750
100009	-29.17	-1.1E-02	-7.5314E-02	0.	1.937	1.000
100010	-23.090	-5.0E-03	-7.5314E-02	0.	1.937	1.025
100011	-23.996	-1.5E-04	-7.5314E-02	0.	1.937	1.050
100012	0.	0.	-7.5314E-02	0.	1.937	1.050

step=5, increment=10
 THE FOLLOWING TABLE IS PRINTED FOR NODESET
 U2 U1 RF2 RF1 RF2 RF1

100000	0.	0.	-9.0704E-02	0.	1.922	0.7500
100001	-39.903	-2.9E-02	-9.0704E-02	0.	1.922	0.8000
100002	-45.464	-4.6E-03	-9.0704E-02	0.	1.922	0.8250
100003	-42.64	-1.8E-03	-9.0704E-02	0.	1.922	0.8500
100004	-51.363	-4.0E-02	-9.0704E-02	0.	1.922	0.8750
100005	-45.52	-4.7E-03	-9.0704E-02	0.	1.922	0.9000
100006	-32.973	-1.2E-02	-9.0704E-02	0.	1.922	0.9250
100007	-33.143	-1.2E-02	-9.0704E-02	0.	1.922	0.9500
100008	-33.009	-1.2E-02	-9.0704E-02	0.	1.922	0.9750
100009	-32.883	-1.2E-02	-9.0704E-02	0.	1.922	1.000
100010	-37.767	-6.9E-03	-9.0704E-02	0.	1.922	1.025
100011	-21.852	-1.0E-03	-9.0704E-02	0.	1.922	1.050
100012	0.	0.	-9.0704E-02	0.	1.922	1.050

step=5, increment=10
 THE FOLLOWING TABLE IS PRINTED FOR NODESET
 U2 U1 RF2 RF1 RF2 RF1

100000	0.	0.	-9.0704E-02	0.	1.922	0.7500
100001	-37.939	-2.9E-02	-9.0704E-02	0.	1.922	0.8000
100002	-44.661	-4.6E-03	-9.0704E-02	0.	1.922	0.8250
100003	-41.837	-1.8E-03	-9.0704E-02	0.	1.922	0.8500
100004	-50.56	-4.0E-02	-9.0704E-02	0.	1.922	0.8750
100005	-54.717	-4.7E-03	-9.0704E-02	0.	1.922	0.9000
100006	-32.17	-1.2E-02	-9.0704E-02	0.	1.922	0.9250
100007	-32.34	-1.2E-02	-9.0704E-02	0.	1.922	0.9500
100008	-32.20	-1.2E-02	-9.0704E-02	0.	1.922	0.9750
100009	-32.08	-1.2E-02	-9.0704E-02	0.	1.922	1.000
100010	-36.964	-6.9E-03	-9.0704E-02	0.	1.922	1.025
100011	-21.049	-1.0E-03	-9.0704E-02	0.	1.922	1.050
100012	0.	0.	-9.0704E-02	0.	1.922	1.050

COOR1 COOR2
 SLIDE

step=6, increment=20
 THE FOLLOWING TABLE IS PRINTED FOR NODESET

NODE	RF1	RF2	U1	U2	COORD1	COORD2
100000	0.	0.	0.	0.	1.863	0.7500
100001	-65.64	-1.5E-02	-0.1498	0.	1.863	0.7750
100002	-68.36	-1.8E-02	-0.1498	0.	1.863	0.8000
100003	-58.38	-1.8E-02	-0.1498	0.	1.863	0.8250
100004	-52.523	0.	-0.1498	0.	1.863	0.8500
100005	-47.81	-1.7E-02	-0.1498	0.	1.863	0.8750
100006	-42.38	-2.2E-02	-0.1498	0.	1.863	0.9000
100007	-43.46	-1.3E-02	-0.1498	0.	1.863	0.9250
100008	-34.44	-1.4E-02	-0.1498	0.	1.863	0.9500
100009	-32.76	-1.2E-02	-0.1498	0.	1.863	0.9750
100010	-21.49	-1.1E-02	-0.1498	0.	1.863	1.000
100011	-20.32	-1.0E-02	-0.1498	0.	1.863	1.025
100012	-5.257	-2.3E-03	-0.1498	0.	1.863	1.050
100013	0.	0.	-0.1498	0.	1.863	1.075

step=6, increment=10
 THE FOLLOWING TABLE IS PRINTED FOR NODESET

NODE	RF1	RF2	U1	U2	COORD1	COORD2
100000	-11.738	-1.7E-03	-0.1269	0.	1.886	0.7500
100001	-46.989	-6.9E-03	-0.1269	0.	1.886	0.7750
100002	-55.55	-3.5E-02	-0.1269	0.	1.886	0.8000
100003	-65.174	-5.1E-03	-0.1269	0.	1.886	0.8250
100004	-51.632	-1.6E-03	-0.1269	0.	1.886	0.8500
100005	-44.22	-3.4E-02	-0.1269	0.	1.886	0.8750
100006	-33.66	-1.3E-02	-0.1269	0.	1.886	0.9000
100007	-33.21	-1.3E-02	-0.1269	0.	1.886	0.9250
100008	-23.32	-1.3E-02	-0.1269	0.	1.886	0.9500
100009	-22.18	-1.2E-02	-0.1269	0.	1.886	0.9750
100010	-23.34	-1.3E-02	-0.1269	0.	1.886	1.000
100011	-10.691	-5.2E-03	-0.1269	0.	1.886	1.025
100012	0.	0.	-0.1269	0.	1.886	1.050

step=5, increment=15
 THE FOLLOWING TABLE IS PRINTED FOR NODESET

NODE	RF1	RF2	U1	U2	COORD1	COORD2
100000	0.	0.	-0.1125	0.	1.900	0.7500
100001	-40.42	-1.0E-02	-0.1125	0.	1.900	0.7750
100002	-51.39	-3.1E-02	-0.1125	0.	1.900	0.8000
100003	-45.012	0.	-0.1125	0.	1.900	0.8250
100004	-55.95	-1.5E-02	-0.1125	0.	1.900	0.8500
100005	-47.34	-2.7E-02	-0.1125	0.	1.900	0.8750
100006	-31.94	-1.1E-02	-0.1125	0.	1.900	0.9000
100007	-33.91	-1.3E-02	-0.1125	0.	1.900	0.9250
100008	-38.647	-1.2E-02	-0.1125	0.	1.900	0.9500
100009	-21.55	-1.1E-02	-0.1125	0.	1.900	0.9750
100010	-39.841	-9.8E-03	-0.1125	0.	1.900	1.000
100011	-22.002	-2.0E-03	-0.1125	0.	1.900	1.025
100012	0.	0.	-0.1125	0.	1.900	1.050

step=6, increment=22
 THE FOLLOWING TABLE IS PRINTED FOR NODESET
 SLIDE

NODE FOOT-	RF1	RF2	U1	U2	COORD1	COORD2
100000	0.	0.	-0.1500	0.	1.863	0.7500
100001	-46.79	-1.6E-02	-0.1500	0.	1.863	0.7750
100002	-58.52	-1.8E-02	-0.1500	0.	1.863	0.8000
100003	-68.40	-1.8E-02	-0.1500	0.	1.863	0.8250
100004	-55.552	-1.6E-02	-0.1500	0.	1.863	0.8500
100005	-47.42	-1.7E-02	-0.1500	0.	1.863	0.8750
100006	-42.29	-2.2E-02	-0.1500	0.	1.863	0.9000
100007	-43.54	-1.3E-02	-0.1500	0.	1.863	0.9250
100008	-34.45	-1.4E-02	-0.1500	0.	1.863	0.9500
100009	-22.78	-1.2E-02	-0.1500	0.	1.863	0.9750
100010	-21.47	-1.1E-02	-0.1500	0.	1.863	1.000
100011	-10.28	-1.0E-02	-0.1500	0.	1.863	1.025
100012	-5.608	-2.3E-03	-0.1500	0.	1.863	1.050
100013	0.	0.	-0.1500	0.	1.863	1.075

Referências Bibliográficas.

- [1] Dino Ferraresi, "Fundamentos da Usinagem dos Metais." ED. Edgar Blucher. Ltda. Vol.1. 1985.
- [2] Merchant, "Mechanic of Metal Cutting Process". Journal of App Phys. Vol.16; 1945. pp. 267-318.
- [3] Milton. C. Shaw. Metal Cutting Principles". Clarendon. Press. Oxford. 1984.
- [4] Bellows. G. "Principles of Metal Cutting and Machinability". ASME. 1984.
- [5] Lee, E. H.; Shafer, B. W. "The Theory of Plasticity Applied to a Problem Machining". ASME Journal of Appl. Mech. Vol. 73. 1951. pp. 405-413.
- [6] Oxley, P.L.B. "Mechanic of Metal Cutting." International Research in Production Eng. ASME. 1963 pp 50-60.
- [7] Tay, A. O.; Stevenson, M.G. "A Numerical Method for Calculating Temperature Distribution in Machining from Force and Shear Angle Measurements". Int. Journal. Mech. Tool Des. And Research. Vol. 16. 1976. Pp. 335-349.
- [8] Stevenson, M. G.; Wright, P. K.; Chow, J. G. "Further Developments in Applying the Finite Element Method to the Calculation of the Temperature Distribution in Machining and Comparisons with the Experiment". Journal of Eng. For Ind. Vol. 105; Aug. 1983. pp149-154.
- [9] Muraka, P. D.; Barrow, G.; Hinduja, S. "Influence of the Process Variables on the Temperature Distribution in Orthogonal Machining Using The Finite Element Method." Int. J. Mech. Sci. Vol. 21. 1979. pp. 445-456
- [10] Usui, E.; Shirakashi, T. "Mechanics of Machining -From Descriptive to Predictive Theory. On the Art of Cutting Metals" - 75 Years Later. ASME. Publication PED Vol. 17. 1982. pp13-35.
- [11] Iwata, K.; Osakada, K. "Process Modeling of Orthogonal Cutting by the Rigid-Plastic Finite Element Method". Transaction of the ASME. Vol. 106. April 1984. pp132-138.
- [12] Stenkowski, J. S.; Carroll, J. T. "Finite Element Model of Orthogonal Metal Cutting". Journal Eng. For Ind. Vol. 107. Nov 1985. pp349-354.
- [13] Stenkowski, J. S.; Carroll, J. T. "Finite Element Model of Orthogonal Cutting with Application to single Point Diamond Turning". Int. J. Mech. Sci. Vol.30. N.12 1988. pp899-920.

- [14] Strenkowski, J. S.; Kyoung-jim Moon. "Finite Element Prediction of Chip Geometry and Tool/Workpiece Temperature Distribution in Orthogonal Metal Cutting". Journal of Eng. For Industry. Nov 1990. Vol.112. pp. 313-318
- [15] Komvopoulos, K. "Finite Element Modeling of Orthogonal Metal Cutting". Journal of Eng. For Ind. Aug. 1991. Vol.113. pp. 253-267.
- [16] Lin, Z. C.; Lin, S. Y. "A Coupled Finite Element Model of Thermo-Elastic-Plastic Large Deformation for Orthogonal Metal Cutting." Transaction of the ASME. Vol. 114. 1992. pp. 218-226.
- [17] Obikawa, T.; Usui, E. "Computational Machining of Titanium Alloy – Finite Element Modeling and a Few Results". Transaction of the ASME. Vol.118, May. 1996. pp. 208-215.
- [18] Shirakashi, T.; Maekawa, K. "Flow Stress of Low Carbon Steel at High Temperature and Strain Rate". Japan Soc. Prec. Eng. Vol.17. 1983. pp.166-172.
- [19] Lin, Z. C.; Lin, S. Y. "An Investigation of a Coupled Analysis of a Thermo – Elastic – Plastic Model During Warm Upsetting" Int. Journal Mach. Tools Manufact. Vol.30. No.4. 1990. pp. 599-612.
- [20] Hibbit. Karlsson and Sorensen. "ABAQUS. Users Manual. Version 5.4.
- [21] Hibbit. Karlsson and Sorensen. "ABAQUS. Theory Manual. Version 5.4
- [22] Lin, Z. C. "A Study of Orthogonal Cutting with Tool Flank Wear and Sticking Behavior on the Chip-Tool Interface." Journal of Materials Processing Technology. Jul. 1995. Vol.52 pp. 524-538.
- [23] Klaus-Jurgen Bathe. "Finite Element Procedures .Prentice". Hall, Inc. 1996.
- [24] Barna Szabo. "Finite Element Analysis". John Wiley & Sons. 1991.
- [25] Hinton, E. Owen, D. R. J. "An Introduction to Finite Element Computations". Pineridge Press Limited. 1981.
- [26] M. A. Crisfield. "Non-linear Finite Analysis of Solids and Structures". John Wiley & Sons. 1991.
- [27] Kug Weon Kim; Hyo Chol Sin. "Development of a Thermo – Viscoplastic Cutting Model Using Finite Element Method" Int. J. Mach. Tools Manufact. Vol. 36 N. 3. 1996. pp.379-397.
- [28] Yamada, Y. Takatsuka, K. Iwata, K. "Nonlinear Analysis by the Finite Element Method and some Expository Examples". THEORY AND PRACTICE IN FINITE ELEMENT STRUCTURAL ANALYSIS. University of Tokyo Press. 1973.

- [29] Joyot, P.; Rakotomalala, R.; Pantale, O.; Touratier, M.; Hakem, N. "A Numerical Simulation of Steady State Metal Cutting." Proc. Inst. Mech. Engrs. January 1998. Vol. 212. pp.331-341.
- [30] Michal Klierber. "Incremental Finite Element Modelling in Non-Linear Solid Mechanics." John Wiley & Sons. 1989. pp61-72.
- [31] Shih, A. J. M.; Chandrasekar, S.; Yang, H. T. Y. "Finite Element Simulation of Metal Cutting Process with Strain Rate and Temperature Effects.": Fundamental Issue in Machining, ASME. Publication. FED-Vol. 43. 1990. pp. 11-24.
- [32] Trente, E. M. "Cutting Steel and Iron with Cemented Carbide tools – Part II: Conditions of Seizure at the Tool/Work Interface". Journal of the Iron and Steel Institute". Nov. 1963. pp. 923-932.
- [33] Shaw, M. C.; Ber, A.; Mamin, P. A. "Friction Characteristics of Sliding Surfaces Undergoing Subsurface Plastic Flow". Trans. ASME. J. Basic Eng. Vol. 82, June 1960. pp342-346
- [34] Zorev, N. M. "Interrelationship Between Shear Processes Occurring Along Tool Face and on Shear Plane in Metal Cutting". Proc. Int. Prod. Eng. Res Conf. Pittsburgh, Pennsylvania, USA. Sept. 1963, pp. 42-49.
- [35] Wallace, P. W.; Boothroyd, D. G. "Tool Forces and Chip Friction in Orthogonal Machining" J. Mech. Eng. Sci. Vol. 6, N°1 1964. pp74-78.