

**UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARANÁ**

**JOÃO ALMIR SOARES**

**MODELAMENTO DA OPERAÇÃO DE PUNÇIONAMENTO UTILIZANDO  
O CRITÉRIO DE FALHA DÚCTIL**

**Curitiba**

**2009**

**JOÃO ALMIR SOARES**

**MODELAMENTO DA OPERAÇÃO DE PUNÇONAMENTO UTILIZANDO  
O CRITÉRIO DE FALHA DÚCTIL**

Dissertação apresentada como requisito para obter o título de Mestre em Engenharia Mecânica do Curso de mestrado em Engenharia Mecânica da UFPR, na área de concentração Manufatura.

Orientador: Prof. Dr. Paulo Victor Prestes Marcondes

**Curitiba**

**2009**

## *Agradecimentos*

A todos que, direta e indiretamente, contribuíram para a realização deste trabalho.

Ao meu orientador professor Marcondes, pela orientação e pelas contribuições e críticas que propiciaram um maior aprofundamento desta pesquisa.

Ao meu pai, Albari Soares, que, embora tenha nos deixado, acredito que está orgulhoso do que estou fazendo por aqui.

A minha esposa, Helena, que foi a primeira a incentivar e soube compreender a diferença.

Aos meus colegas, Fernando, Manolo e Ravilson, pelo incentivo e ajuda prestadas durante o desenvolvimento deste trabalho.

Ao nosso Senhor Jesus Cristo, que colocou essa jornada em minha vida, onde pude crescer como pessoa, e que me proporcionou conhecer diversas pessoas que hoje fazem parte da minha vida.

*“Pouco conhecimento faz com as criaturas se sintam orgulhosas.  
Muito conhecimento, que se sintam humildes.  
É assim que as espigas sem grãos erguem  
desdenhosamente a cabeça para o céu, enquanto que  
as cheias a baixam para a terra, sua mãe.”*

*Leonardo Da Vinci*

## RESUMO

Durante o processo de conformação mecânica de chapa pelo processo de puncionamento, ocorre uma série de fatores que influenciam a geometria e precisão final do furo puncionado. As propriedades do material empregado e seu comportamento face às deformações impostas, bem como os parâmetros de processo também influenciam o resultado final. A aplicação do puncionamento de chapas grossas de material dúctil (espessuras acima de 6mm) encontra grande aplicação na indústria de veículos pesados, como caminhões e tratores. O conhecimento da operação de puncionamento mecânico é de extrema importância para planejadores de produto, processo e ferramental, para que se possa obter produtos com qualidade e um nível de refugo aceitável. A simulação numérica pode contribuir de maneira significativa para a previsão desse comportamento, ainda na fase de planejamento do produto. O objetivo deste trabalho é analisar a influência de folgas entre punção e matriz para puncionamento. O material da chapa utilizado foi o LNE38 com espessura de 8mm com folgas entre punção e matriz variando de 2% a 10%. Para isto foi desenvolvido um modelamento axissimétrico em 2D no *software* ABAQUS/EXPLICIT, versão 6.7 sendo os resultados obtidos comparados com dados da literatura e experimento prático. As análises permitiram concluir que a folga de 2% foi a que apresentou melhor resultado.

**Palavras-Chave:** Simulação. ABAQUS. Puncionamento.

## **ABSTRACT**

During punching of sheet metal, different factors affect the punched geometry and its final precision. The metallurgical and mechanical properties of the blank under the imposed deformation also influence the final results. The punching process of thick blanks for ductile materials has been considered as a promising solution by heavy industries as, e.g., trucks and manufacturers of tractors. The knowledge of the forming process and its characteristics are extremely important for an engineer as it permits to develop products with high quality, reducing the defect levels. The Finite Element Analysis (FEA) can contribute significantly to forecast the material and forming tool behavior on the product planning. The sheet material used was LNE38 thick 8mm with clearances between punch and die ranging from 2% to 10%. The aim of this work is to analyze how the clearance between punch and die can affect the process. A 2D axis-symmetric model was developed in ABAQUS/EXPLICIT version 6.7. Furthermore, the results were compared with both the literature and experiment data. It is determined that the optimized clearance between the punch and die is approximately 2% of the blank thickness.

**Keywords:** Simulation. ABAQUS. Punching.

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

FIGURA 1.1 – DIÂMETRO DO INÍCIO E FINAL DE CORTE (ETO, 2005). .....	16
FIGURA 2.1 - TENSÕES DURANTE O PUNÇIONAMENTO (APUD MELLO, 2001) .....	24
FIGURA 2.2 - ESQUEMA DA FOLGA, PENETRAÇÃO E FRATURA NO PUNÇIONAMENTO (APUD MELLO, 2001). .....	25
FIGURA 2.3 - CARACTERÍSTICAS DA BORDA DE CORTE ESTAMPADO (APUD MELLO, 2001).....	26
FIGURA 2.4 - EFEITOS DA FOLGA INADEQUADA (APUD MELLO, 2001). .....	26
FIGURA 2.5 - TIPOS DE ELEMENTOS COMUMENTE UTILIZADOS, PARA ANÁLISE DE TENSÕES (ABAQUS V.6.7).....	34
FIGURA 2.6 - ELEMENTOS <i>BRICK</i> , LINEAR E QUADRÁTICO (ABAQUS V.6.7).....	34
FIGURA 2.7 - ELEMENTOS MESTRES ISOPARAMÉTRICOS (ABAQUS V.6.7).....	35
FIGURA 2.8 - DISCRETIZAÇÃO DO CONTATO E INTERAÇÃO (ABAQUS V.6.7).....	36
FIGURA 2.9 – REFINAMENTOS DE MALHA (SÖDERBERG, 2006). .....	38
FIGURA 2.10 – TENSÕES PRINCIPAIS E TENSÕES CISALHANTES MÁXIMAS – ENSAIO DE TRAÇÃO UNIAXIAL (ASM HANDBOOK, 1993A A 1993B).....	42
FIGURA 2.11 – HEXÁGONO DE FALHA PARA A TEORIA DA TENSÃO CISALHANTE MÁXIMA (EM TENSÃO PLANA) (ASM HANDBOOK, 1993A A 1993B). .....	43
FIGURA 2.12 – (A) ESTADO TRIAXIAL DE TENSÕES (B) VARIAÇÃO DE VOLUME (C) DISTORÇÃO (ASM HANDBOOK, 1993A A 1993B). .....	44
FIGURA 2.13 – ELIPSE DE FALHA PARA A TEORIA DA ENERGIA DE DISTORÇÃO MÁXIMA (TENSÃO PLANA) (ASM HANDBOOK, 1993A A 1993B). .....	47
FIGURA 3.1 - DIMENSÕES DO CORPO-DE-PROVA UTILIZADO NO ENSAIO DE TRAÇÃO. ....	51
FIGURA 3.2 - MODELO AXISSIMÉTRICO DO PUNÇIONAMENTO (MEDIDAS EM MM).....	52
FIGURA 3.3 - MALHA DA CHAPA COM 128 ELEMENTOS NA ESPESSURA.....	52
FIGURA 4.1 – DIAGRAMA TENSÃO VS. DEFORMAÇÃO DO AÇO LNE 38.....	57
FIGURA 4.2 – CURVA TENSÃO VS. DEFORMAÇÃO VERDADEIRA DO AÇO LNE38.....	58
FIGURA 4.3 – SIMULAÇÃO DA RUPTURA DO AÇO LNE 38 COM 2% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ. ....	59
FIGURA 4.4 – SIMULAÇÃO DA RUPTURA DO AÇO LNE 38 COM 3% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ. ....	60
FIGURA 4.5 – SIMULAÇÃO DA RUPTURA DO AÇO LNE 38 COM 5% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ. ....	61
FIGURA 4.6 – SIMULAÇÃO DA RUPTURA DO AÇO LNE 38 COM 7,5% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ. ....	62
FIGURA 4.7 – SIMULAÇÃO DA RUPTURA DO AÇO LNE 38 COM 10% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ. ....	63
FIGURA 4.8 - GRÁFICO FORÇA VS. DESLOCAMENTO – SIMULAÇÃO UTILIZANDO 2% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ .....	64
FIGURA 4.9 - GRÁFICO FORÇA VS. DESLOCAMENTO – SIMULAÇÃO UTILIZANDO 3% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ .....	65

FIGURA 4.10 - GRÁFICO FORÇA VS. DESLOCAMENTO – SIMULAÇÃO UTILIZANDO 5% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ .....	65
FIGURA 4.11 - GRÁFICO FORÇA VS. DESLOCAMENTO – SIMULAÇÃO UTILIZANDO 7,5% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ.....	66
FIGURA 4.12 - GRÁFICO FORÇA VS. DESLOCAMENTO – SIMULAÇÃO UTILIZANDO 10% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ .....	67



## LISTA DE TABELAS

TABELA 4.1 – COMPARATIVO DAS PROPRIEDADES LR, LE E A.....	56
TABELA 4.2 – PARÂMETROS DE PLASTICIDADE K E N.....	56

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

2D	Duas dimensões
CAE	Engenharia Auxiliada por Computador
GB	Giga Byte
RAM	Memória de acesso aleatório
UFPR	Universidade Federal do Paraná

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A_o$	Área verdadeira
$A_d$	Área deformada
$A$	Alongamento
$E$	Módulo de Young ou módulo de elasticidade
$e$	Espessura da chapa
$\epsilon$	Deformação verdadeira
$\epsilon_o$	Deformação nominal
$f$	Folga em ambos os lados da chapa
$F$	Força no material
$G$	Módulo de elasticidade ao cisalhamento
$l$	Comprimento deformado
$l_o$	Comprimento original
$LE$	Limite de Escoamento
$LR$	Limite de Resistência
$n$	Coefficiente de encruamento
$q$	Tensão de Von Misses
$K$	Coefficiente de resistência
$T$	Fator de Tensão Triaxial
$U_d$	Densidade de Energia de distorção
$U_o$	Densidade de Energia de deformação
$p$	Pressão hidrostática
$\sigma$	Tensão real
$\sigma_{nom}$	Tensão nominal
$\sigma_y$	Tensão de escoamento
$\sigma_u$	Limite de resistência à tração
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Tensão principal nos eixos 1
$\sigma_{m\acute{a}x}$	Tensão principal máxima
$\sigma_{min}$	Tensão principal mínima
$\sigma_{m\acute{e}dia}$	Tensão média

$\sigma_{VM}$	Tensão equivalente de Von Mises
$\tau_{absm\acute{a}x}$	Tensão cisalhante máxima
$\omega$	Parâmetro de dano
$\nu$	Coefficiente de Poisson

## SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO</b> .....	<b>15</b>
<b>2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA</b> .....	<b>18</b>
2.1 Conceitos sobre simulação numérica .....	18
2.2 Puncionamento.....	19
2.2.1 Ferramentas e Equipamentos de Puncionamento.....	21
2.3 Punção.....	21
2.4 Matriz .....	22
2.5 Processo de Puncionamento .....	23
2.6 Folga entre Punção e Matriz .....	24
2.7 Abaqus.....	30
2.7.1 Arquivo de entrada dos dados .....	31
2.8 Tipos de Simetria.....	32
2.9 Caracterização dos Elementos de Acordo com o ABAQUS .....	33
2.10 Elementos Triangulares, Tetraédricos e Prisma.....	35
2.11 Contato entre superfícies .....	35
2.12 Estabelecendo o Contato.....	36
2.13 Malha de Elementos .....	37
2.14 O Método Explícito .....	38
2.15 Plasticidade.....	39
2.16 Conceitos sobre Critérios de Falha .....	40
2.17 Teoria da Tensão Cisalhante Máxima – Teoria de Tresca.....	41
2.18 Teoria da Energia de Distorção Máxima – Teoria de Von Mises .....	43
<b>3 METODOLOGIA E PLANO DE TRABALHO</b> .....	<b>50</b>
3.1 Planejamento do Trabalho.....	50
3.1.1 Levantamento de dados experimentais.....	50
3.1.2 Modelamento .....	51
3.1.3 Simulação do modelo.....	54
<b>4 RESULTADOS E DISCUSSÕES</b> .....	<b>56</b>
4.1 Ensaio de Tração.....	56
4.2 Simulações numéricas com diferentes folgas na matriz .....	58
4.2.1 Simulação com folga de 2% .....	59
4.2.2 Simulação com folga de 3% .....	60
4.2.3 Simulação com folga de 5% .....	60
4.2.4 Simulação com folga de 7% .....	61

<b>4.2.5 Simulação com folga de 10%</b> .....	<b>62</b>
<b>4.2.6 Gráficos Força vs. Deslocamento</b> .....	<b>63</b>
<b>5 CONCLUSÃO</b> .....	<b>68</b>
<b>5.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS</b> .....	<b>68</b>
<b>REFERÊNCIAS</b> .....	<b>69</b>

## 1 INTRODUÇÃO

As indústrias do segmento de estampagem e principalmente as automobilísticas têm se beneficiado muito com a simulação numérica do processo de estampagem, pois esta tem contribuído para a qualidade e confiabilidade dos resultados calculados e a descrição exata do comportamento da conformação dos materiais. Como por exemplos tem-se a indicação de regiões da peça que poderão sofrer trincas, enrugamento, redução de espessura e retorno elástico durante o processo de estampagem, e também a diminuição de ciclos no desenvolvimento de ferramentas, chamado *try-out*, ou mesmo a eliminação deles garantindo a eficiência do processo, de modo a obter produtos de qualidade a menores custos e prazo.

Os processos de simulação numérica procuram modelar o comportamento plástico dos metais e sua interação com o ferramental durante a estampagem de cisalhamento. Portanto, o conhecimento do comportamento do material é de fundamental importância para que, durante o processo de estampagem em escala industrial, as deformações não excedam um percentual seguro, e assim, garantam a qualidade final da peça. É também possível identificar através do software de simulação, a adição de *draw-bead*, mudança de raios, mudança de pressão do prensa-chapa, mudança na lubrificação, etc. (HONGZHI e ZHONGOI, 2000).

Como todo *software*, o da simulação também tem suas limitações, portanto precisa ser feita uma análise do custo benefício, prevendo treinamento adequado e profissionais com bons conhecimentos em conformação de chapas, assim como engenheiro de processo, projetista de ferramentas e produtos e profissionais que saibam usar este tipo de software (HEDRICK, 2002).

Nas ferramentas de corte de peças estampadas, são determinadas as folgas entre punções e matrizes. Esta folga é necessária para evitar que as peças saiam com rebarbas, para aumentar a vida útil da ferramenta e reduzir a força de corte (FANG et al, 2002; HAMBLI, 2002; HILDITCH e HODGSON, 2005).

Dependendo do tipo de material e da espessura da peça a ser estampada, esta folga pode variar muito (FAURA et al, 1998 e SCHAEFFER, 1999). Quanto maior a folga, maior a possibilidade de ocorrer à ruptura (estouro) do material no final do corte (SCHAEFFER, 1999).

Segundo MELLO e MARCONDES (2006), o efeito estouro se agrava com a elevação da dureza do material de trabalho e principalmente com o aumento da

espessura da chapa. Quando isto ocorre, a dimensão do diâmetro do furo no final do corte é diferente (maior) da dimensão do diâmetro no início de corte, conforme mostra a Figura 1.1. Portanto, quando se tem uma peça de chapa grossa, e existe a necessidade de obter-se uma medida nominal por inteiro ao longo do furo (por exemplo, furo para fixação de um pino guia na peça), deve-se usinar a peça, utilizando alargadores, brochadeiras ou brocas, pois os furos obtidos pelo puncionamento apresentam conicidade e qualidade inferior.

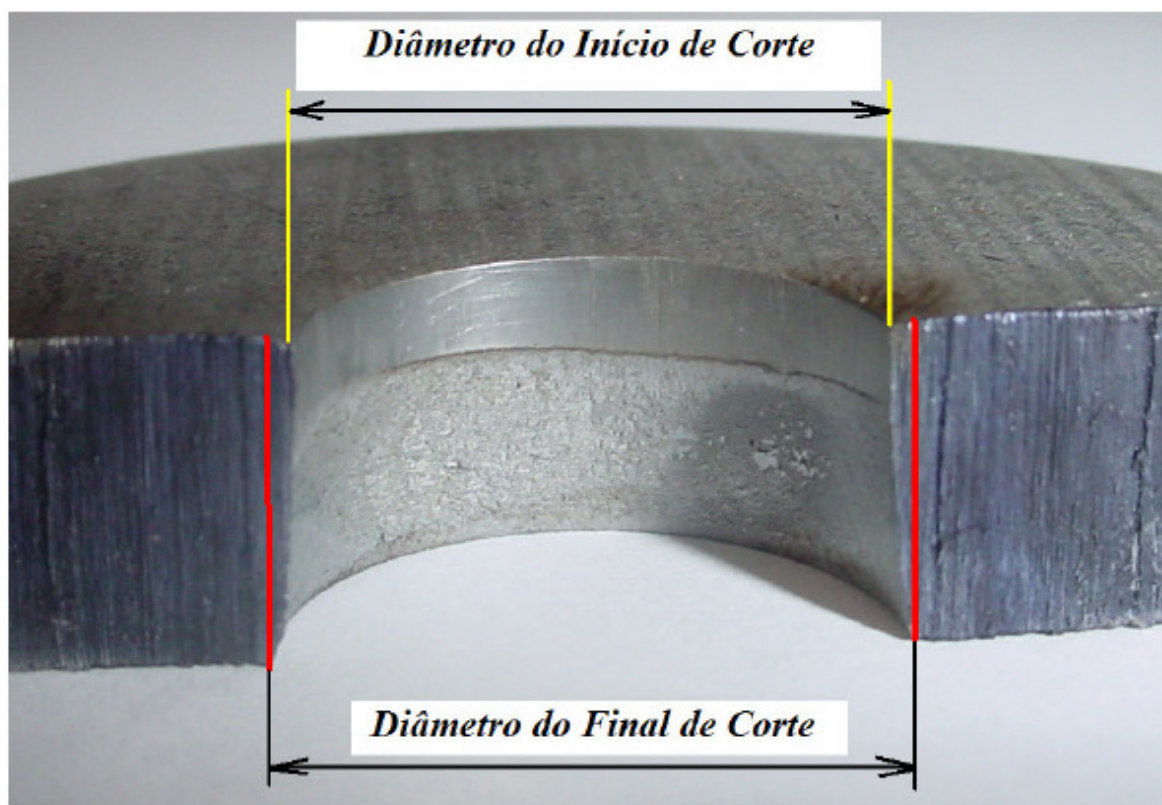


FIGURA 1.1 – DIÂMETRO DO INÍCIO E FINAL DE CORTE (ETO, 2005).

O objetivo deste trabalho é, portanto, estudar, via simulação numérica, a influência da folga entre o punção e a matriz em operações de puncionamento de chapas grossas. O *software* utilizado será o *ABAQUS/EXPLICIT*, versão 6.7, e as folgas do ferramental estarão entre 2% a 10%. Além disso, no decorrer deste trabalho, buscar-se à atingir uma série de objetivos específicos, quais sejam:

- Desenvolvimento de um modelo numérico para simulação de operações de puncionamento.
- Realização de ensaio de tração no material da chapa, para levantamento das suas propriedades mecânicas.
- Utilização de técnicas de caracterização de início de falha para material dúctil.



- Validação da simulação numérica (*software* ABAQUS) baseada nos resultados experimentais e também nos resultados obtidos com folgas relatadas na literatura.

Para o cumprimento dos objetivos, o presente trabalho apresenta uma metodologia do tipo experimental, baseada no modelamento através de *software* e análise de dados realizada de forma quantitativa. São utilizados o método indutivo, a observação e a lógica da pesquisa científica.

Quanto a sua estrutura, este trabalho foi dividido em cinco capítulos, conforme descrito abaixo:

No primeiro capítulo, de introdução, são apresentados os problemas, motivações, o objetivo, o método e estrutura geral do trabalho.

No segundo capítulo, de fundamentação teórica, é realizada uma revisão bibliográfica sobre o processo de puncionamento (definição, ferramentas e equipamentos, matriz e processo de puncionamento e folga entre punção e matriz) e a simulação numérica (definição, o método dos elementos finitos, caracterização dos elementos de acordo com o ABAQUS/EXPLICIT, elementos triangulares, tetraédricos e prisma, contato entre superfícies, estabelecendo o contato, malha de elementos e plasticidade). No término deste capítulo, são apresentadas teorias sobre falhas em material dúctil.

No capítulo três, referente ao procedimento experimental, é descrita a metodologia para obtenção das propriedades mecânicas do material e para a construção do modelo matemático usado na simulação do puncionamento. Nele é detalhado o procedimento experimental e técnicas de análise utilizados na pesquisa e são identificadas as variáveis e níveis do experimento, materiais, equipamentos e procedimentos.

Na exposição dos resultados, feita no capítulo quatro, é discutida a influência dos parâmetros testados, comprovando-se a necessidade da escolha correta da folga na matriz, assim como da sua geometria. Neste capítulo também são apresentadas as discussões complementares e a verificações da pesquisa.

O quinto capítulo apresenta as considerações finais sobre o trabalho.

## 2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

### 2.1 Conceitos sobre simulação numérica

Os dicionários da língua portuguesa definem simulação da seguinte maneira: "representação do funcionamento de um sistema ou processo pelo funcionamento de outro (simulação em computador de um processo industrial); análise de um problema nem sempre sujeita a direta experimentação, pelo uso de um artifício de simulação". Simulador: "o que simula; especificamente uma ferramenta, que possibilita ao operador reproduzir ou representar, sob condições de teste, um fenômeno, assim como acontece em seu desempenho real".

Para se entender melhor o que é simulação, precisa-se também conhecer as definições de sistemas e modelos. Um sistema é um conjunto de elementos distintos, que exercem entre si uma interação ou interdependência. Por natureza, os sistemas são limitados, ou seja, devem-se definir limites ou fronteiras. Portanto, pode-se definir sistemas dentro de outros sistemas, e assim por diante.

Um modelo, segundo HILLIER e LIEBERMANN (1988), é uma representação de um sistema real, na qual somente os aspectos relevantes para uma determinada análise deste sistema são considerados. Para HILLIER e LIEBERMANN (1988), a simulação é nada mais nada menos, que a técnica de fazer experimentos amostrais no modelo de um sistema. Os experimentos são feitos no modelo, ao invés de no próprio sistema real, porque é mais conveniente e menos dispendioso.

Segundo CHASE e AQUILANO (1989), estas definições são, de alguma maneira, incompletas. Talvez o melhor caminho para definir e entender simulação é considerando-a em duas partes. Primeiro, deve haver um *modelo* do que se quer que seja simulado. Existem várias classificações de modelos, mas os tipos mais comuns são: físicos (por exemplo, modelo de avião), esquemáticos (diagramas de circuitos elétricos) e simbólicos (programa de computador ou modelo matemático que represente um caixa de banco ou uma máquina).

Na simulação computacional, se esta particularmente interessado nos modelos simbólicos, que se usa para representar um sistema real em um computador. O principal ponto que tem que considerar aqui, é que um modelo é criado para representar alguma coisa. (AHZI et al, 2008).

A segunda parte a ser considerada é mover o modelo ao longo do tempo. Simulação traz "vida" ao modelo. No treinamento de pilotos, por exemplo, o *trainee* fica

em uma cabine completa (modelo de um avião real). Este é um exemplo de um modelo físico. O *trainee* então passa por uma variedade de situações, na medida em que o modelo "vive" e move-se ao longo do tempo. Os parâmetros dos instrumentos do modelo variam e o *trainee* deve responder às indicações. Estas respostas são levadas a um computador, que cria novos valores aos qual o *trainee* deve responder novamente. Desta maneira, o *trainee* pode experimentar várias manobras possíveis e viver suas conseqüências. Assim, a simulação é uma série de ações do modelo, com reações do ambiente.

Segundo AL-MOMANI et al (2008), a previsão do comportamento das matrizes por meio de simulação numérica é uma importante ferramenta de projeto, pois permite a diminuição do número de testes práticos necessários, antes da finalização e entrega ao cliente. A simulação possibilita, ainda, a previsão das zonas crítica de deformação das peças, permitindo que modificações sejam feitas nas matrizes ou mesmo no produto, ainda na fase de projeto. Além disso, soluções analíticas ou experimentais que possam facilmente descrever todos os possíveis caminhos de deformação para este tipo de operação são praticamente impossíveis.

## 2.2 Puncionamento

O puncionamento é um processo de corte por cisalhamento, utilizando uma ferramenta chamada punção. A pressão aplicada pela ferramenta de corte na superfície a ser cortada ocasiona o puncionamento. Quando esta pressão provoca uma tensão superior à a tensão admissível ao cisalhamento do material cortado, ocorre então a separação.

Neste sentido, MARCOS (1975) expõe que o processo de corte de chapa é uma operação tipicamente mecânica, por meio da qual é possível conseguir desenhos de perfil previamente estabelecido, separando-os do resto do material por meio de ferramentas especiais.

Segundo HILDITCH e HODGSON (2005), o corte de uma chapa metálica é uma parte integral do processo de estampagem de cisalhamento, por isso é um fator importante para manter a qualidade da peça.

Segundo POLACK (1974), o único tipo de corte em operações de estampagem é aquele que se verifica simultaneamente em toda a linha cortada, por intermédio de um punção. Costuma-se tomar como sinônimos os conceitos de corte e de puncionamento, mesmo não sendo este um caso particular daquele.

O processo de corte por cisalhamento é um processo de separação, o qual geralmente é tratado juntamente com os processos de estampagem por ser muito comum com estes. O corte é efetuado por dois gumes afiados, que passam um em frente do outro, com uma folga entre eles (SCHAEFFER,1999).

Conforme VAZ e BRESSAN (2002), o corte consiste de uma operação de conformação de metal caracterizada pela separação completa do material.

MARCONDES et al (2008), expressam que o puncionamento gera uma série de produtos aplicáveis em diversas áreas da indústria, principalmente na área automobilística, apontando como exemplos as fechaduras de portas, engrenagens da caixa de câmbio e os ajustadores do assento reclinável. Observa-se, entretanto, que para a execução do processo de puncionamento, são necessárias ferramentas básicas como punções e matrizes.

Nos anos recentes, HATANAKA et al (2003a e/ou 2003b) destaca que simulações numéricas do processo de corte de chapas metálicas têm sido feitas baseadas no método de elementos finitos, com o objetivo de reduzir tempo e custo de produção. Como confirmação dos resultados das simulações por elementos finitos, procura-se analisar a influência das folgas entre punção e matriz, a propagação da ruptura com a penetração do punção e a forma da extremidade cortada. Resultados experimentais mostram boa conformidade com os resultados obtidos por simulação dos elementos finitos.

Já o trabalho apresentado por KLINGENBERG e SINGH (2003) visa investigar as características do processo de corte no puncionamento, para contribuir para o desenvolvimento de um sistema para caracterização *on-line* das propriedades do material da chapa durante o processo de corte. Na investigação faz-se uso do modelo analítico, simulação de elementos finitos e um programa para verificação experimental.

GOIJAERTS et al (2000) relatam que o processo de corte não é totalmente compreendido devido a situações em que constantemente alteram a resistência do material; o processo é muito complexo para modelo analítico. Por essa razão, o método dos elementos finitos tem sido usado para simular o processo de corte com sucesso. Portanto, a correlação da simulação numérica está bem condizente à investigação experimental do processo de corte. O modelo numérico da superfície de tensão prediz o campo de força e a resistência adequadamente.

### **2.2.1 Ferramentas e Equipamentos de Puncionamento**

Existem três diferentes tipos de ferramentas de corte, conforme o número de peças produzidas e a precisão requerida. O tipo mais simples consiste de punção, extrator e matriz. Nesta ferramenta o punção é guiado somente pela guia da prensa; desta forma não é possível trabalhar com folga muito pequena, prejudicando assim a precisão das peças e introduzindo um alto desgaste nas ferramentas. Estas ferramentas são mais baratas, mas a ajustagem delas na hora da troca é muito difícil e demorada. Atualmente, somente são aplicadas para a produção de peças em pequenos lotes.

O segundo tipo é a ferramenta com punção guiado. Esta guia é efetuada pela placa que também funciona como extrator. Esta ferramenta é usada para peças mais precisas e para a fabricação de pequenas quantidades. As vantagens das ferramentas com punção guiado são a combinação de baixo custo e bom manuseio na hora da troca e da preparação da prensa.

O tipo mais avançado é a ferramenta com guia por pinos e buchas. Geralmente é construída aproveitando uma base de estampo com pinos de guia. Esta ferramenta permite o trabalho com folgas mínimas para a fabricação em série de peças de alta precisão (SCHAEFFER, 1999).

YOSHIDA (1979) denomina as ferramentas com punção guiado como sendo ferramentas com extrator guia, cuja finalidade é dupla, deve servir de guia do punção ou punções para fazê-los coincidir com a matriz e ao mesmo tempo servir de extrator da tira de material que se adere sobre os punções, uma vez efetuado o corte.

Para SOLER (1972), o extrator guia é chamado de placa extratora ou de guia, tendo esta placa a função de guiar os punções na direção da placa matriz e exercer função de extrair a tira de material que fica presa nos punções após o corte da peça

### **2.3 Punção**

Entende-se por punção uma ferramenta que transmite esforços de compressão e gera tensões de cisalhamento sobre a peça que se pretende cortar. Os parâmetros importantes na fabricação de um punção são: relação de dureza entre punção e material a ser puncionados, comprimento e geometria do punção (SCHAEFFER, 1999).

## 2.4 Matriz

Conforme BRITO (1981), os punções e as matrizes são as partes mais importantes do estampo. A matriz, que é o inverso do punção, traz talhado o perfil do produto a ser produzido e é um dos elementos do estampo que mais sofre o esforço de cisalhamento ao cortar a peça indicada.

Na confecção da matriz, tem-se necessidade de considerar o ângulo de escape, a espessura, o perfil a ser cortado e a folga entre punção e matriz (BRITO, 1981). Neste sentido, PROVENZA (1976) considera que as características principais das matrizes de corte são o ângulo de saída (que facilita a saída do material cortado) e a folga entre o punção e a matriz (que é responsável pelo perfeito corte da peça desejada).

Assim como o punção, a matriz também será construída com aços especiais. Estes aços exigem os maiores cuidados e atenção, tanto sob o ponto de vista da fabricação quanto de sua aplicação, ou seja, quanto à sua fundição, tratamento térmico e até mesmo montagem (BRITO, 1981).

A matriz, segundo PROVENZA (1976), deverá ser confeccionada com material de ótima qualidade (alta dureza e alta resistência ao desgaste) e com acabamento finíssimo (retificado).

A seguir, têm-se algumas características fundamentais dos aços para punção e matriz:

- a) alta dureza à temperatura ambiente (depende essencialmente do teor de carbono);
- b) alta resistência ao desgaste (favorecendo uma máxima durabilidade do estampo);
- c) temperabilidade satisfatória (garantir uniformidade no tratamento térmico);
- d) tenacidade apreciável (capacidade de absorver energia antes de se romper);
- e) alta resistência mecânica (ótimos valores para os limites elásticos e de escoamento).

Os cinco requisitos acima são muito importantes, sendo que há outros fatores que os afetam, por exemplo, a composição química do aço, o tipo de operação, o calor gerado durante a operação e até mesmo os tipos e qualidade dos lubrificantes utilizados.

As matrizes são geralmente montadas sobre bases e fixas por intermédio de parafusos ou porta-matrizes, podendo ser localizadas por pinos, encaixes ou chavetas.

Para PROVENZA (1976), a matriz deve ser fixada rigidamente sobre a base inferior com parafusos, porta-matriz ou outro meio, sempre de modo a formar um conjunto bem sólido. A face de corte de uma matriz, por mais simples que seja, deve estar isenta de rebarbas ou asperezas, em vista de um melhor aproveitamento do seu trabalho.

A força de corte, que deve vencer a resistência do material, reproduz seus efeitos nos fios de corte, que se desgastam após ter sido produzida uma grande quantidade de peças. Muitas vezes aparecem marcas na face da matriz, provenientes de rebarbas, pequenos retalhos ou corpos estranhos.

Por necessidade de economia, recondiciona-se a matriz, retificando o suficiente, deixando-a em bom estado. Este recondicionamento deve ser estudado no ato de projetar, prevendo um acréscimo a mais na espessura da matriz (BRITO, 1981).

## 2.5 Processo de Puncionamento

A Figura 2.1 ilustra um processo de puncionamento. Nota-se a disposição do punção, da chapa puncionada e da matriz. Diante de um corte longitudinal, observa-se que a matriz é mais larga na parte inferior do que na superior.

Segundo *Society of Manufacturing Engineers* (1990), no processo de estampagem, o metal que está sendo puncionado está sujeito a tensões de compressão e tração. Conforme Figura 2.1, ocorre compressão nas fibras superiores da chapa e tração nas fibras inferiores. Tal processo se dá devido aos efeitos da flexão que age sobre o metal puncionado. Observa-se que a parte que está sendo comprimida tem sua seção reduzida, enquanto que a que está sendo tracionada tem sua seção expandida.

O punção prossegue sua ação e o material, em estado plástico, se expande para o interior da matriz. Quando o esforço exercido pelo punção se equiparar à resistência do material experimentado, ocorrerá a separação da peça cortada do restante do material.

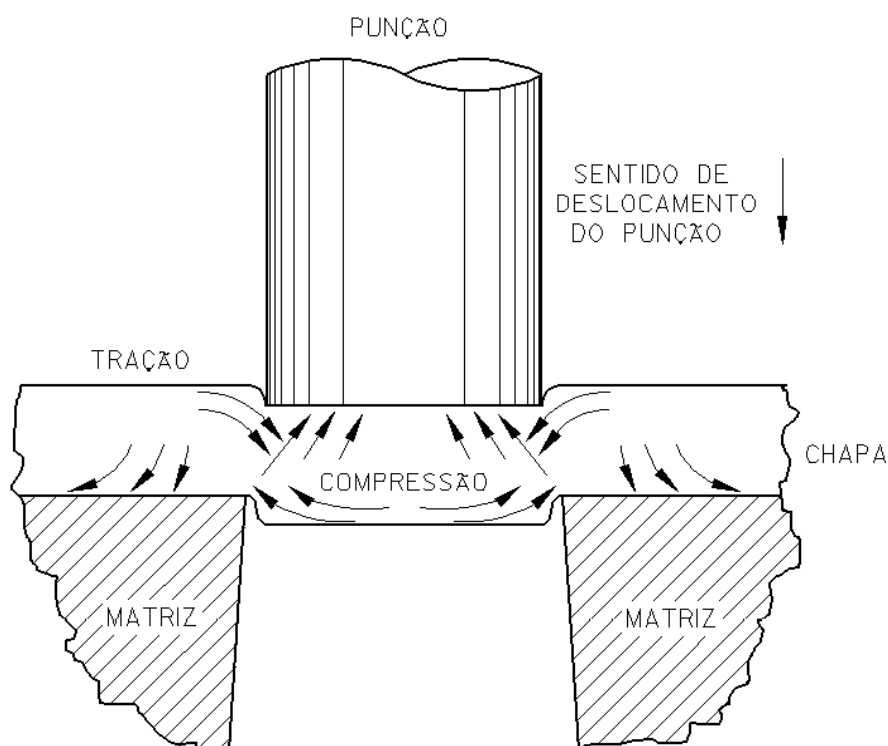


FIGURA 2.1 - TENSÕES DURANTE O PUNÇONAMENTO (APUD MELLO, 2001)

Durante o processo de punçionamento, devido à elasticidade do material e ao esforço que está sendo realizado, deformações ocorrem nas fibras da chapa ao redor da área de corte. Tal deformação ocasiona atrito sobre as paredes da matriz, dificultando então a expulsão e extração do punção do furo da chapa. Para que se evite esse fato, é considerada uma folga entre o punção e a matriz (CHAMBERT et al, 2005).

## 2.6 Folga entre Punção e Matriz

A folga é a medida de espaço entre o punção e a matriz de corte de uma ferramenta. Para um acabamento adequado na superfície de corte, é necessário que a folga seja bem planejada (tipicamente de 2 a 15% da espessura da chapa a ser punçionada). Folgas insuficientes causam o desencontro das trincas (rasgamento secundário), já folgas excessivas causam intensa deformação plástica. Neste segundo caso, dão origem a rebarbas e saliências agudas aparecem na borda superior (SCHAEFFER, 1999).

Segundo MÉROZ e CUENDET (1980), a folga diametral entre punção e matriz pode ser definida como: 7% da espessura para metais duros (aços), 6% para aços semi duros e de 4 a 5% para metais moles (latão e alumínio).



Para ALTAN (1998), a folga ótima de corte está entre 2 a 10% da espessura da chapa, sendo que o valor mais baixo aplica-se a chapas de metais mais finos ou mais dúcteis.

Já para SCHAEFFER (1999), a folga recomendada para o cisalhamento de chapas finas de baixo carbono é de 3 a 5 % da espessura da chapa.

A Figura 2.2 mostra esquematicamente a folga, a penetração e a fratura em um processo de puncionamento.

Em uma operação de corte ideal, o punção penetra no material a uma profundidade igual à aproximadamente  $1/3$  da espessura antes da fratura ocorrer, forçando então uma porção igual de material na abertura da matriz (SCHAEFFER 1999). A proporção de material que penetra na matriz tem aspecto altamente polido, apresentando no contorno de corte uma banda brilhante, ao redor dos cortes adjacentes ao canto raiado (indicado por B e B1 na Figura 2.3).

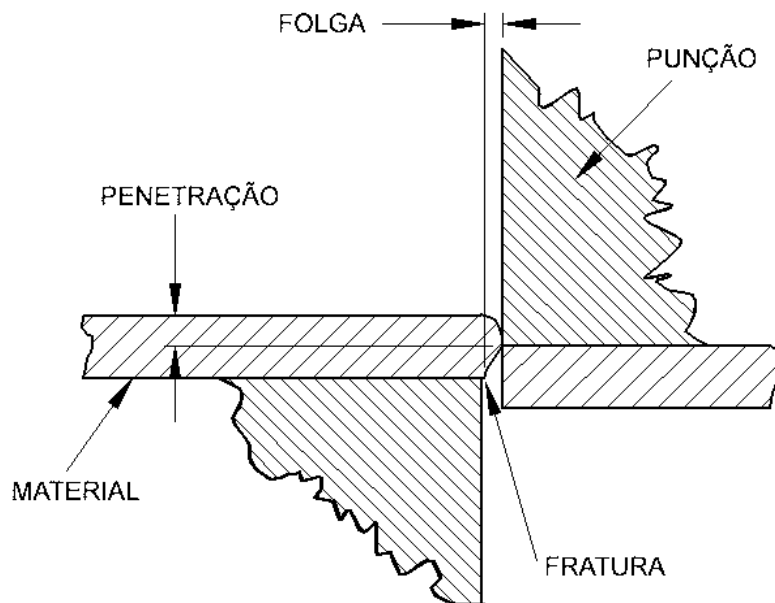


FIGURA 2.2 - ESQUEMA DA FOLGA, PENETRAÇÃO E FRATURA NO PUNCIONAMENTO (APUD MELLO, 2001).

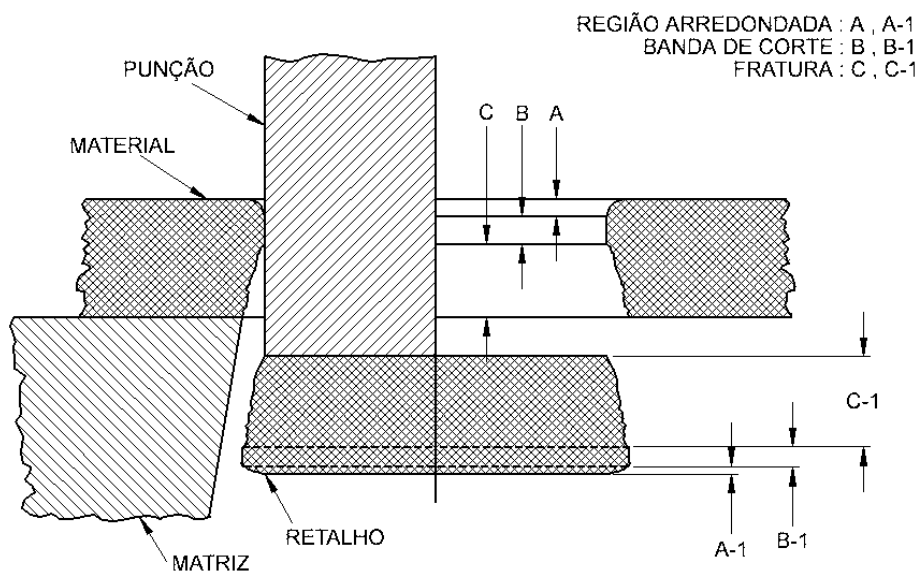


FIGURA 2.3 - CARACTERÍSTICAS DA BORDA DE CORTE ESTAMPADO (APUD MELLO, 2001).

Neste contexto nota-se que quando a folga não é suficiente, bandas adicionais de metal devem ser cortadas antes de ocorrer uma completa separação, como mostra a Figura 2.4.

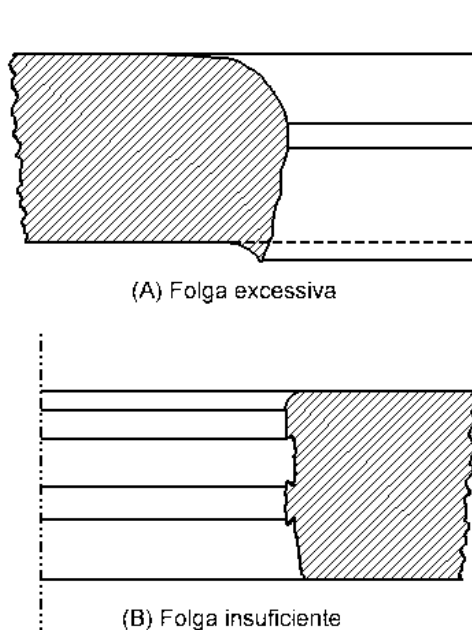


FIGURA 2.4 - EFEITOS DA FOLGA INADEQUADA (APUD MELLO, 2001).

Finalmente, quando a folga está correta, o material abaixo do corte fica rugoso em ambos os lados do retalho/chapa. O ângulo de fratura permite uma separação limpa abaixo da banda de corte, visto que as fraturas superiores e inferiores se estenderão uma em direção à outra. Uma folga excessiva resultará em uma superfície

com bandas, sendo que o material do lado oposto do punção irá, após o corte, sair do mesmo tamanho da abertura da matriz.

Sob este mesmo contexto, PROVENZA (1976), apresenta, abaixo, uma relação prática entre a folga e a espessura da chapa, qual seja:

$$f = e/20 \quad \text{para aço doce, latão e similares.} \quad (2.1)$$

$$f = e/16 \quad \text{para aço médio} \quad (2.2)$$

$$f = e/14 \quad \text{para aço duro} \quad (2.3)$$

onde:

e = espessura da chapa em mm;

f = folga (em ambos os lados).

Conforme BRITO (1981), a folga entre punção e matriz é determinante para: reduzir a força de corte; aumentar a durabilidade do estampo e produzir peças com tolerâncias. Complementa ainda que a folga tem sua condição ideal, a partir do momento que proporciona o máximo rendimento do estampo e reduz satisfatoriamente a força de corte. Acima desta condição ideal, tem-se o aumento da força de corte e a proveniente ruptura da matriz ou punção.

Nota-se que as folgas mal dimensionadas são as maiores causas de rupturas das matrizes, bem como da perda de qualidade do acabamento final da peça produzida (LIN et al, 2008).

BRITO (1981) afirma que a precisão do produto obtido no processo de corte em estampos simples depende da precisão de construção do punção e da matriz (centralização entre si e folga bem dividida). Quando a folga é insuficiente, têm-se uma maior força de corte, rebarbas no produto e desgaste intenso no conjunto de punção/matriz (reduzindo a durabilidade do estampo). Já se a folga for excessiva, ocasionará rebarbas excessivas, deformação e conicidade na aresta recortada do produto.

A medida precisa da folga de corte depende da espessura da chapa bem como da tensão e força de cisalhamento, além de corte, do tipo de corte da chapa puncionada e da qualidade exigida da superfície cortada. Uma maior folga de corte geralmente reduz a força necessária e o trabalho requerido, reduzindo o desgaste da ferramenta; com uma pequena folga, em contrapartida, melhora-se a qualidade da

superfície cortada e maior precisão da peça é freqüentemente alcançada (ALTAN, 1998).

FAURA et al (1998) propõem uma metodologia para se obter a melhor folga entre punção e matriz para um dado material de chapa e espessura para ser cortada, através da técnica de elementos finitos, utilizando o programa ANSYS v.5.1 (ANSYS Inc., Houston, PA, 1995).

HAMBLI e GUERIN (2003) desenvolveram também uma metodologia para obter uma folga ótima entre punção e matriz, para um dado material, através do processo de simulação de corte, utilizando a combinação de elementos finitos e modelo de rede neural. O estudo comparativo entre os resultados numéricos e experimentais mostra boa concordância.

KOMORI (2001) observa que o método de elementos finitos tem propiciado um grande avanço na análise do processo de conformação de metal. Por esta razão, muitas pesquisas tem sido realizadas usando este método. No seu trabalho KOMORI (2001) elucidou o fenômeno da formação da fratura dúctil de chapas metálicas experimentalmente e por meio de análise de elementos finitos. Com base neste trabalho, desenvolveu-se um programa de computador, utilizando o método de elementos finitos, com o qual o comportamento do crescimento da ruptura após fratura dúctil pode ser analisado. O fenômeno em que um material é dividido em duas partes com corte foi simulado no programa.

Os resultados da simulação utilizando elementos finitos obtidos por SAMUEL (1998), sob o efeito das variáveis do processo (por exemplo, folga do punção e matriz, geometria das ferramentas e as propriedades dos materiais), estão em boa concordância com os resultados experimentais.

Os resultados experimentais obtidos por HATANAKA et al (2003a e/ou 2003b) também mostraram boa conformidade com os resultados de simulação dos elementos finitos. Os efeitos das condições de trabalho e das propriedades dos materiais, sobre as formações das bordas de corte, foram examinadas, experimentalmente e pelo método dos elementos finitos. Para elucidar o efeito das condições de trabalho, foi realizado um experimento usando várias folgas e força de fechamento.

Neste sentido, HAMBLI e POTIRON (2000) estudaram os efeitos da variação dos parâmetros do processo sobre a geometria da extremidade de corte e a evolução da penetração da força do punção. O início da ruptura e a propagação podem ser prognosticadas corretamente sem divergência computacional, a partir do início da

ruptura à completa separação da chapa. Em todo o processo de simulação, os resultados experimentais e numéricos estão sempre em concordância.

GOIJAERTS et al (2001) fizeram simulações com elementos finitos, sendo os experimentos realizados com teste de tração e corte. Para avaliar a eficácia do teste foram utilizados cinco diferentes materiais. No processo de corte, folgas diferentes, assim como diferentes raios de corte das ferramentas, são considerados. A principal dificuldade encontrada na análise numérica é a descrição exata da iniciação da fratura dúctil, que determina a forma do produto.

Para FANG et al (2002), a folga entre punção e matriz tem um papel importante no processo de corte. A seleção da folga influenciará na vida da matriz ou punção, na força de corte, na força de extração e na precisão dimensional. No seu artigo, os valores de folga entre punção e matriz para um dado material e espessura da chapa são otimizados, usando a técnica de elementos finitos e o critério de fratura. No processo de corte, alguns fatores como a folga entre punção e matriz, a velocidade do punção, a geometria da ferramenta e as propriedades mecânicas dos materiais influenciam na qualidade da seção transversal e precisão da dimensão. A partir dos resultados numéricos, pode ser concluído que a folga entre o punção e a matriz afetará drasticamente na precisão de forma. Pode ser prognosticado que a simulação numérica pode ser útil para determinar os parâmetros do processo, que pode melhorar a qualidade da ferramenta de corte.

Segundo HAMBLI (2002), a produtividade e qualidade em processo de corte de chapas metálicas podem ser avaliadas pela espessura da rebarba da borda recortada após o corte. Em seu trabalho, HAMBLI (2002) utilizou o método dos elementos finitos para avaliar a espessura da rebarba. O estudo comparativo entre os resultados obtidos por MEF (Método de Elementos Finitos) e os resultados experimentais revela compatibilidade. São analisadas as folgas entre punção e matriz e a altura da rebarba das peças cortadas versus condição de desgaste da ferramenta.

Segundo LUO (1997), pode-se avaliar a vida útil de um punção observando indiretamente as características do retalho e verificando as alturas das rebarbas e o perfil da seção cortada do retalho.

RACHIK et al (2002) faz comparações entre resultados experimentais e numéricos, mostrando que este modelo melhora a análise da força do punção para o processo inteiro. Além disso, a altura da rebarba pode ser estimada.

Em HILDITCH e HODGSON (2005), os resultados experimentais obtidos mostraram que as alturas da rebarba e altura do raio de arredondamento do início do corte aumentam com o aumento da folga de corte.

Em SHIM et al (2004), a folga entre punção e matriz e raio no fio de corte para um dado material e espessura são examinados, usando a técnica de elementos finitos. Boas correlações entre a simulação e o resultado experimental podem ser observadas. Análises de elementos finitos são realizadas para se obter a altura da rebarba, em lugar da experimentação.

O modelo de elementos finitos tem sido usado também por HILDITCH e HODGSON (2005) para examinar a vida da ferramenta, folga ótima e prognóstico do perfil da fratura no corte.

## 2.7 Abaqus

Este *software*, de caráter bastante geral e de grande versatilidade para aplicações em muitas áreas da engenharia, consiste de vários módulos, dentre os quais os módulos gráficos CAE (pré-processador) e *Viewer* (pós-processador) e os módulos principais *STANDARD* e *EXPLICIT*. Nesta dissertação, foi utilizado o módulo *EXPLICIT*.

O pré-processador ABAQUS/CAE consiste de uma interface gráfica que permite ao usuário uma rápida e eficiente definição da geometria do problema, atribuição das propriedades dos diferentes materiais, aplicação dos carregamentos e das condições de contorno do problema, seleção do número de etapas pretendidas na análise e, finalmente, geração da malha de elementos finitos correspondente ao corpo analisado. Um monitoramento da consistência e adequação do modelo assim gerado pode ser feita através de ferramentas especiais do ABAQUS/CAE, que permitem verificar vários aspectos relacionados com as partições definidas para a geometria do modelo (módulo *PART*), propriedades mecânicas dos materiais envolvidos (módulo *PROPERTY*), agrupamento destas partições (módulo *ASSEMBLY*) e imposição da sequência de passos de análise (módulo *STEP*) e de sua natureza – linear ou não linear, definição das condições de contorno e dos carregamentos (módulo *LOAD*), geração da malha de elementos finitos (módulo *MESH*) e finalmente obtenção do arquivo de entrada (módulo *JOB*) (ABAQUS v.6.7).

Após a geração pelo pré-processador, do arquivo contendo a entrada de dados do problema, que pode, por sua vez, ser ainda manipulado pelo usuário para situações não convenientemente tratadas pelo ABAQUS/CAE, é possível então executar-se a simulação computacional pelo método dos elementos finitos, utilizando-se os módulos *ABAQUS/STANDARD* e *ABAQUS/EXPLICIT* (no caso do funcionamento). O *software* dispõe ainda do pós-processador *ABAQUS/VIEWER* que, operando sobre os arquivos de saída, possibilita, para interpretação dos resultados numéricos, procedimentos de visualização gráfica e de animação.

As diversas potencialidades do ABAQUS permitem que problemas de engenharia complexos, envolvendo geometrias complicadas, relações constitutivas não lineares, com ocorrência de grandes deformações, carregamentos transientes e interações entre materiais, possam ser modelados numericamente. Ressalta-se, contudo, que o processo de construção de um modelo adequado não é tarefa simples ao usuário iniciante, justamente por envolver uma quantidade muito grande de parâmetros e opções, decorrentes da própria elevada gama de possíveis problemas que podem ser modelados com o *software* (ABAQUS v.6.7).

### **2.7.1 Arquivo de Entrada de Dados**

Como já mencionado, o arquivo de entrada de dados para execução do programa de elementos finitos *ABAQUS/STANDARD* (ou *ABAQUS/EXPLICIT*) é gerado pelo pré-processador ABAQUS/CAE e posteriormente modificado, ou mesmo totalmente criado (para casos de modelagens numéricas simples) pelo usuário, através de um editor de textos. Uma descrição sucinta destas informações encontra-se à disposição do leitor nos vários volumes de manuais que documentam o *software* ABAQUS.

Observa-se também que arquivo de entrada de dados pode ser subdividido em dois grandes grupos de informações:

a) dados da geometria do modelo, contendo descrição dos nós, tipos de elemento e suas respectivas conectividades, propriedades dos materiais, condições de contorno e tipo de análise (estática ou dinâmica);

b) dados da história de carregamento, com informações sobre a sequência de eventos ou cargas aplicadas, que podem ser caracterizadas como forças pontuais, de

superfície, de corpo, geradas por variação de temperatura, pressões de fluido e outras.

O programa ABAQUS dispõe de uma grande variedade de elementos finitos (elementos de placa, elementos sólidos, elementos de viga, elementos de membrana, dentre outros), caracterizados por diferentes números e tipos de graus de liberdade e selecionados pelo usuário conforme a natureza de sua aplicação. Ele também apresenta várias relações constitutivas para simular o comportamento mecânico de materiais como o modelo elástico linear, os modelos elasto-plásticos associados aos critérios de Mohr-Coulomb, Drucker-Prager, os modelos visco-elásticos e outros (ABAQUS v.6.7).

## 2.8 Tipos de Simetria

Um aspecto importante no comportamento do sistema é a consideração de simetria. Quando aplicado, esse procedimento ajuda a diminuir o tamanho do problema, tornando-o mais simples de modelar e analisar, gastando-se menos tempo de uma forma geral (ABAQUS v.6.7).

Os tipos de simetria são:

**Axissimetria:** Um sólido é dito axissimétrico quando sua geometria, carregamento e condições de vínculo são todas simétricas em relação a um eixo determinado da estrutura.

**Simetria especular (reflexiva):** Este tipo de simetria ocorre quando a geometria, carregamento e condições de apoio do modelo são simétricas em relação a um ou mais eixos. A condição de contorno no plano de simetria é imposto, restringindo-se todo e qualquer grau de liberdade fora do plano.

**Simetria cíclica:** Neste caso, há um número finito de setores com iguais condições de comportamento, em torno de um eixo de rotação. Assim, modela-se apenas um dos setores e compatibiliza-se os deslocamentos em ambas as superfícies de fronteira com os outros setores.

**Simetria repetitiva:** Neste caso, o modelo pode ser concebido com apenas uma parte de setor que se repete em termos de comportamento, geometria e carregamento.



## 2.9 Caracterização dos Elementos de acordo com o ABAQUS

Para diversas aplicações (formulações ou problemas) diferentes, o Método dos Elementos Finitos utiliza vários tipos diferentes de elementos, cada um com suas aproximações e funções características, que possibilitam uma solução apropriada para cada situação a ser estudada (simulada) (MARYA et al, 2005).

Uma formulação de elemento refere-se à teoria matemática usada para definir o comportamento do elemento. Todos os elementos do ABAQUS, que são do tipo tensão/deslocamento, estão baseados na descrição de comportamento Lagrangiana ou Euleriana. Na alternativa Euleriana, ou espacial, a descrição dos elementos é fixada no espaço, com o material fluindo através dele. O método Euleriano é utilizado comumente em simulações de mecânica dos fluidos (MARYA et al, 2005).

Para acomodar diferentes tipos de comportamento, alguns tipos de elementos incluem várias formulações diferentes. Por exemplo, os elementos de casca têm três classes: uma satisfatória para análises de casca com propósito geral, outra para cascas finas e ainda outra para cascas espessas. Na Figura 2.5, pode se ver alguns dos tipos de elementos mais utilizados para análises de tensões.

Alguns tipos de elemento têm uma formulação padrão, assim como algumas formulações alternativas, como, por exemplo, a formulação híbrida (para lidar com comportamentos incompressíveis ou inextensíveis). O ABAQUS utiliza a formulação de massa agrupada para elementos de baixa ordem. Como consequência o segundo momento de inércia de massa pode divergir dos valores teóricos, especialmente para malhas pobres (ABAQUS v.6.7).

O ABAQUS utiliza uma técnica numérica para integrar várias quantidades sobre o volume de cada elemento, permitindo, desta forma, uma generalidade completa do comportamento do material. Utilizando a quadratura Gaussiana para os elementos, a resposta do material é avaliada em cada ponto de integração em cada elemento. Quando se utiliza elemento contínuo, deve-se escolher entre integração total ou reduzida, escolha essa que pode ter um efeito significativo na precisão do elemento para um dado problema (ABAQUS v.6.7).

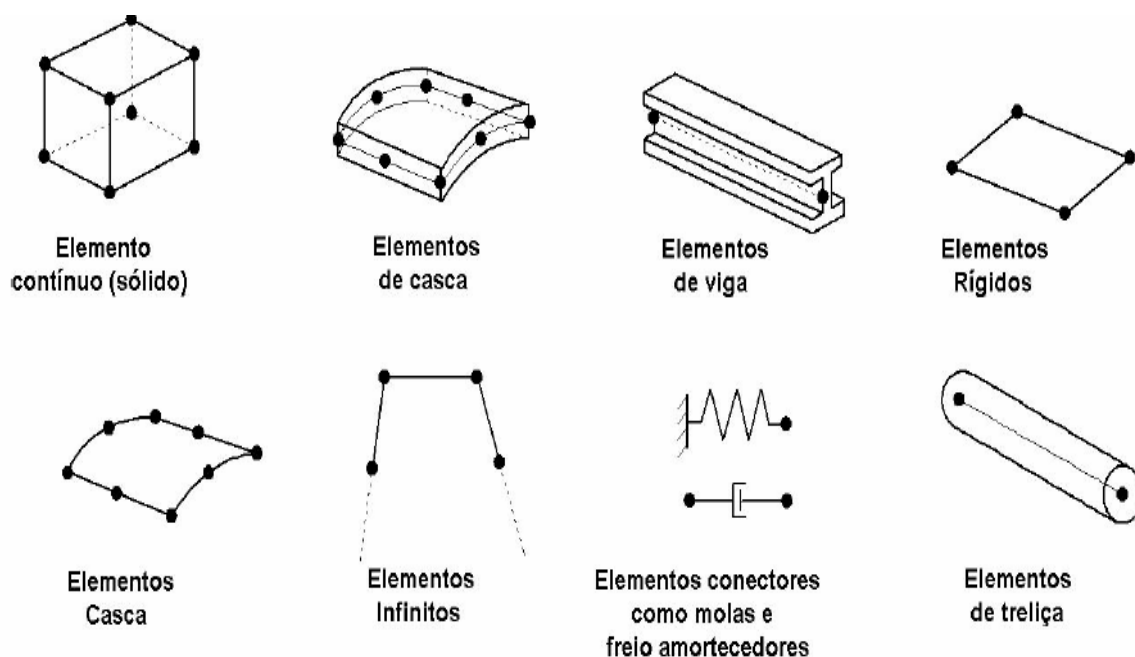


FIGURA 2.5 - TIPOS DE ELEMENTOS COMUMENTE UTILIZADOS, PARA ANÁLISE DE TENSÕES (ABAQUS V.6.7).

Deslocamentos ou outros graus de liberdade são calculados em um nó do elemento. Em qualquer outro ponto no elemento, o deslocamento é obtido por interpolação dos deslocamentos nodais. Geralmente, a ordem de interpolação é determinada pelo número de nós utilizado no elemento. Os elementos que tem nós somente em seus vértices, tal como o *brick* de 8 nós mostrado na Figura 2.6, usam interpolação linear em cada direção

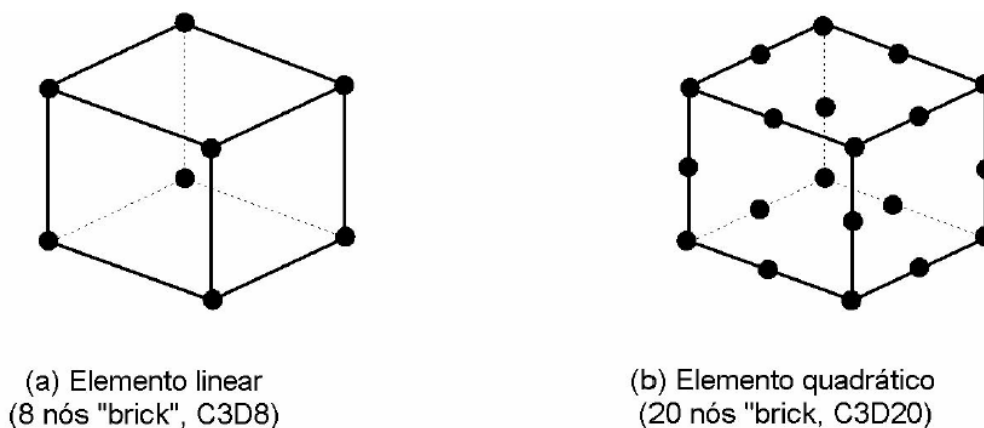


FIGURA 2.6 - ELEMENTOS *BRICK*, LINEAR E QUADRÁTICO (ABAQUS V.6.7).

## 2.10 Elementos Triangulares, Tetraédricos e Prismáticos

Estes elementos são sempre utilizados nos casos de análises do tipo tensão/deslocamento, onde a geometria envolvida é complexa, permitindo com isto que a malha seja a mais próxima possível da geometria real (BARISIC et al, 2008). Na Figura 2.7 pode-se ver esses elementos com a convenção de numeração de nós utilizada no ABAQUS. Os nós dos vértices são numerados primeiro, seguidos então pelos nós do meio, para elementos de segunda ordem.

No caso da simulação deste estudo, devido à geometria da chapa a ser puncionada, a malha foi composta por elementos estruturais axissimétricos quadriláteros com quatro nós e integração reduzida (CAX4R) e triangulares com três nós (CAX3).

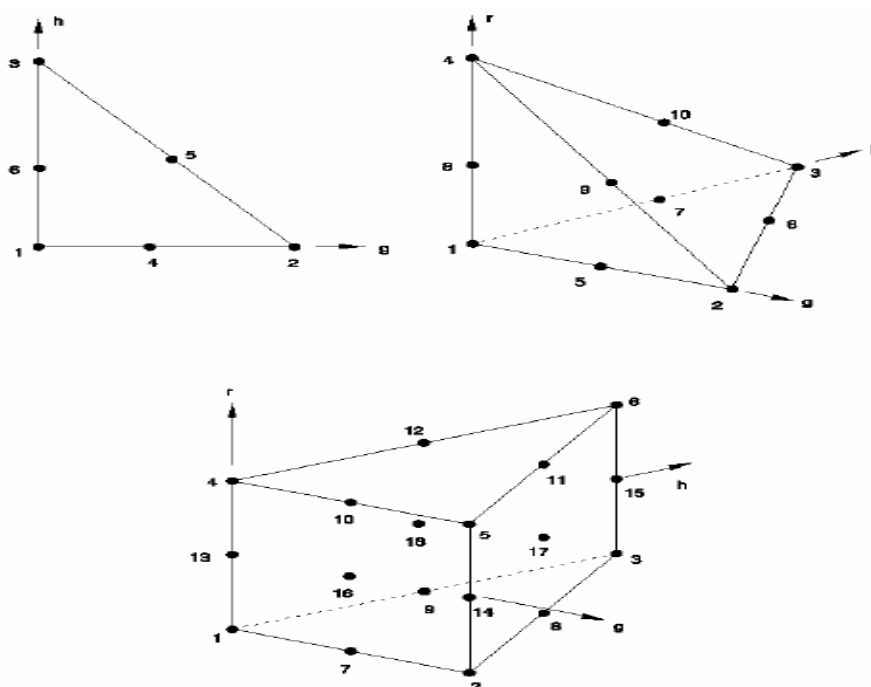


FIGURA 2.7 - ELEMENTOS MESTRES ISOPARAMÉTRICOS (ABAQUS V.6.7).

## 2.11 Contato entre Superfícies

Existem algumas formulações especiais para elementos finitos que permitem que, em uma análise, seja considerada a possibilidade de contato entre superfícies. Isso implica em uma definição de superfícies de contatos, uma escrava (*slave*) e outra mestra (*master*), que, durante a simulação, interagem entre si criando novas condições de contorno para a análise. Durante uma análise envolvendo contato, o ABAQUS tenta, para cada nó da superfície escrava, encontrar o ponto mais perto da superfície mestra

do par de contatos, onde a normal à superfície mestra passe através do nó na superfície escrava (Figura 2.8). A interação é, então, discretizada entre o ponto na superfície mestra e o nó escravo (ABAQUS v.6.7).

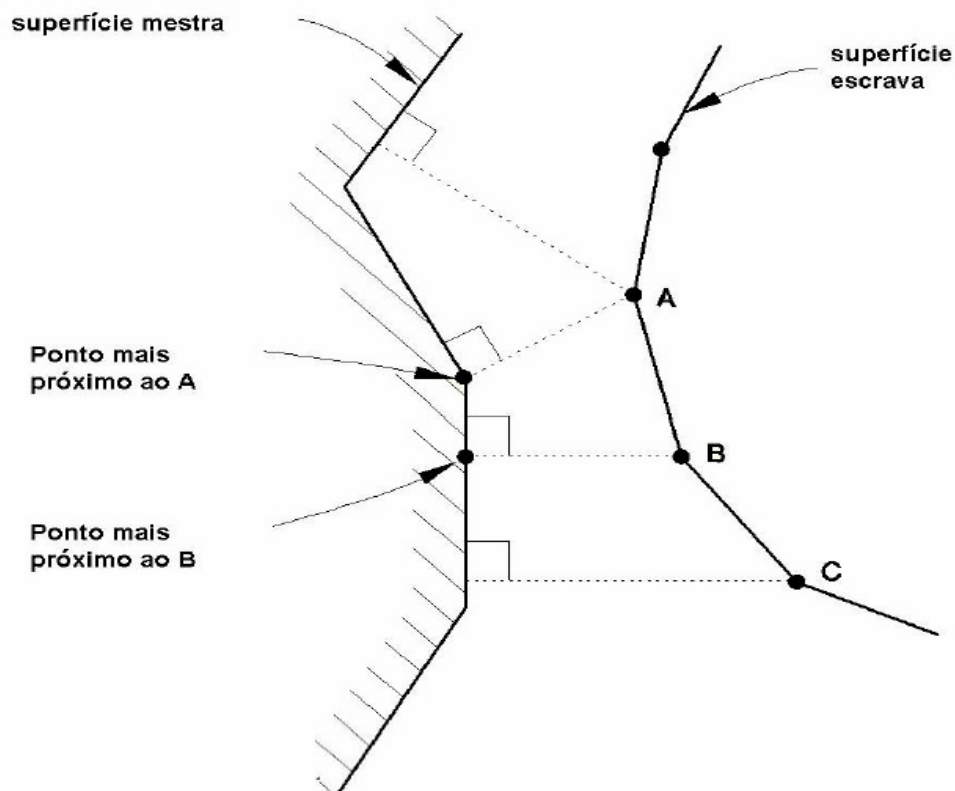


FIGURA 2.8 - DISCRETIZAÇÃO DO CONTATO E INTERAÇÃO (ABAQUS V.6.7).

## 2.12 Estabelecendo o Contato

O ABAQUS define as condições de contato entre dois corpos usando um algoritmo, *master-slave*, rígido. Em problemas mecânicos, tem-se que:

- cada condição de contato potencial é definida em termos de nó escravo e uma superfície mestra,;
- os nós escravos são restringidos a não penetrar na superfície mestra; entretanto, os nós da superfície mestra podem, em princípio, penetrar na superfície escrava, conforme a Figura 2.8;
- a direção do contato é sempre normal à da superfície mestra.

### 2.13 Malha de Elementos

A malha, como é conhecida, é o conjunto de elementos e nós utilizados na discretização de um modelo geométrico, para o cálculo com o método de elementos finitos (SÖDERBERG, 2006).

O processo de geração de malha em um modelo é algo de fundamental importância para se definir o nível de precisão dos resultados a serem obtidos. Quanto maior o número de elementos e nós, maior é a precisão do resultado. A malha deve se ajustar da melhor forma possível ao formato geométrico do modelo da peça estudada. Entretanto, a sua densidade pode variar localmente, conforme a necessidade geométrica. Isto significa que, em regiões com detalhes muito pequenos, é necessária uma densidade maior da malha para melhor representá-la.

Quando se trata de ruptura, a região mais provável a sofrê-la deve sempre ter um bom refinamento na malha, pois a precisão das tensões obtidas na região deve ser a melhor possível. Ao mesmo tempo, estas regiões costumam ter geometrias mais complexas, o que reforça a necessidade de se ter uma malha refinada nesta região.

Segundo MARCONDES et al (2007), a densidade da malha afeta consideravelmente os resultados de deformação. Neste estudo devido ao gradiente de alta deformação plástica na região de corte, uma malha suficientemente densa deve ser aplicada nessa área. .

SÖDERBERG (2006) verificou a influência da densidade da malha na geometria de corte e nas forças de ruptura “*stroke*” em uma simulação de puncionamento. Ele realizou um estudo com diferentes refinamentos de malha. A Figura 2.9 ilustra as malhas utilizadas por SÖDERBERG (2006). Em seu trabalho concluiu-se que 64 a 128 elementos na espessura são suficientes para avaliar a influência de parâmetros na força de ruptura.

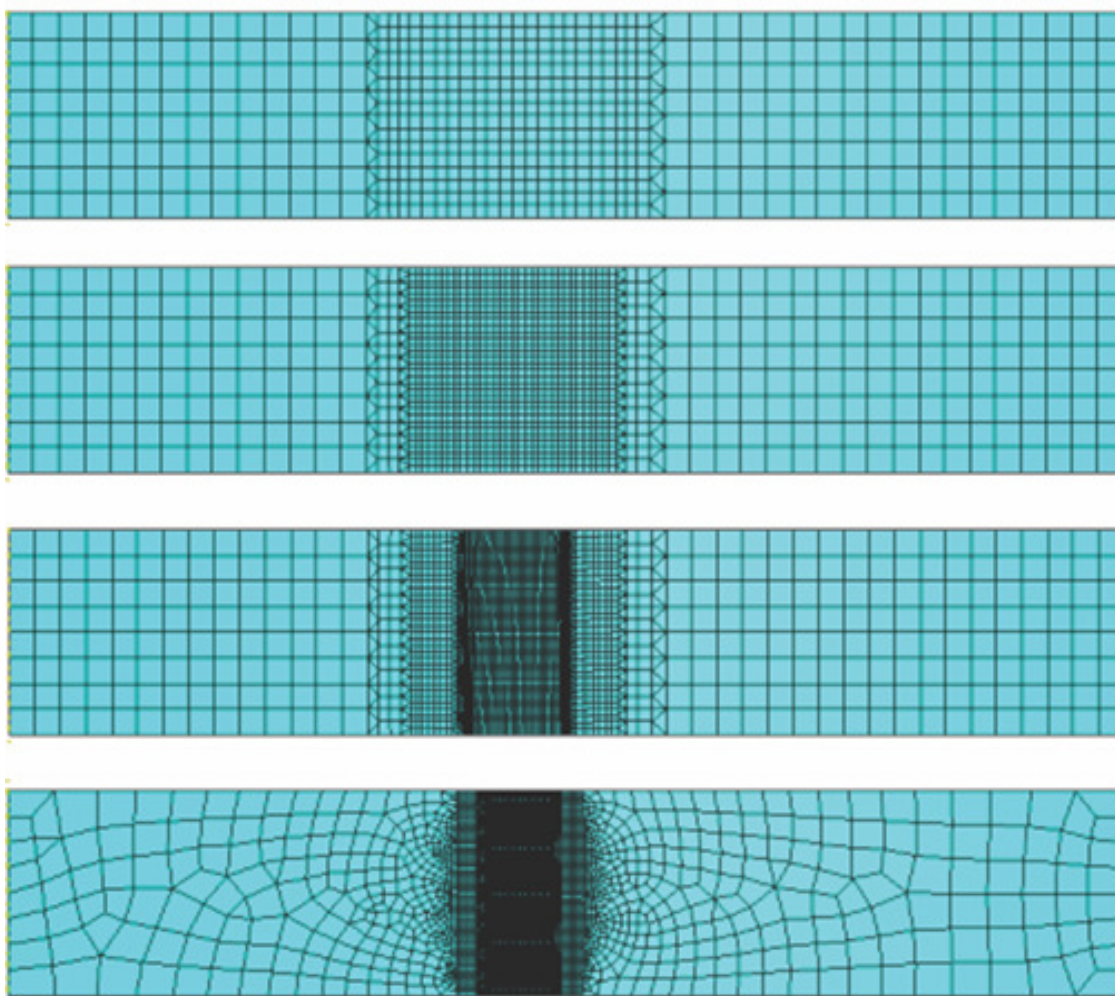


FIGURA 2.9 – REFINAMENTOS DE MALHA (SÖDERBERG, 2006).

## 2.14 O Método Explícito

Segundo LAI et al (2007), o método explícito avança para a solução do Método de Elementos Finitos sem necessitar de uma matriz rígida simplificando o processo. Para um dado tamanho de *'time-step'*, a formulação explícita geralmente requer poucas e menos complicadas computações por *'time-step'*. As condições de contorno complicadas ou outras formas de não-linearidades são tratadas facilmente, pois é abordado após o passo ter sido processado.

O método explícito é instável e rapidamente pode divergir da solução correta a menos que se use pequeno e curto *'time-step'*. O valor crítico máximo calculado é caracterizado por grande número e relativamente pequeno *'time-steps'* sendo adequado para aplicações altamente dinâmicas de curta duração (Por exemplo, carregamento com explosivos e materiais altamente dependentes da taxa de deformação) (ABAQUS/EXPLICIT v.6.7).

## 2.15 Plasticidade

O ABAQUS oferece diversos modelos constitutivos que consideram respostas elásticas e inelásticas, sendo a resposta inelástica modelada pela teoria da plasticidade. Para metais, o modelo de plasticidade mais utilizado é o modelo com encruamento isotrópico e superfície de escoamento de Von Mises (conforme item 2.18).

Quando se considera que a estrutura sofrerá deformações finitas, a curva tensão vs. deformação fornecida normalmente para os aços estruturais, calculada com base na geometria inicial (área e comprimento), ou seja, com valores nominais da tensão e da deformação, não representa adequadamente o seu comportamento. Portanto devem ser consideradas as tensões e deformações calculadas com base na geometria real da estrutura deformada.

A deformação ( $\epsilon$ ) pode ser calculada pela equação 2.4, qual seja

$$\epsilon = \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) \quad (2.4)$$

onde:

$l$  = comprimento deformado,;

$l_0$  = comprimento original,;

$\epsilon$  = “deformação verdadeira” ou deformação logaritmica.

A tensão correspondente a essa deformação verdadeira é chamada “tensão real”, sendo definida por  $\sigma = F/A$ , onde  $F$  é a força no material e  $A$  é a área instantânea.

A relação entre a deformação real ( $\epsilon$ ) e a nominal ( $\epsilon_{nom}$ ) pode ser determinada considerando que a deformação nominal é dada por

$$\epsilon_{nom} = \frac{l - l_0}{l_0} = \frac{l}{l_0} - 1 \quad (2.5)$$

onde, rearranjando os termos e tomando o logaritmo natural de ambos os lados da equação, tem-se a deformação verdadeira dada por

$$\varepsilon = \ln(\varepsilon_{nom} + 1). \quad (2.6)$$

A relação entre a tensão nominal ( $\sigma_{nom}=F/A_0$ ) e a verdadeira ( $\sigma=F/A_d$ ) é determinada considerando que a área deformada está relacionada à área original por  $A_d=A_0(l_0/l)$  e observando que  $(l/l_0)=(1+\varepsilon_{nom})$ , portanto, tem-se

$$\sigma = \sigma_{nom}(1+\varepsilon_{nom}). \quad (2.7)$$

O ABAQUS considera o comportamento plástico do material definido por essas medidas, com a tensão verdadeira relacionada à parcela plástica da deformação verdadeira.

## 2.16 Conceitos sobre Critérios de Falha

Geralmente à o confronto com duas tarefas distintas. A primeira tarefa é analisar o comportamento de projetos propostos, submetidos a carregamentos especificados. Para elementos estruturais simples, pode-se usar as equações básicas para calcular tensão e deformação. Para elementos estruturais mais complexos, costuma-se utilizar o Método dos Elementos Finitos para obtenção da distribuição de tensões e deformações. Em alguns casos particulares, as soluções podem ser obtidas pela teoria da elasticidade ou a teoria de placas e cascas. A segunda tarefa é determinar que valores de tensão e/ou deformação levarão à falha do objeto sendo projetado (LAI et al, 2007).

Segundo KLINGENBERG e SINGH (2006), se um ensaio de tração é realizado em um corpo de prova de um material dúctil, pode-se dizer, para fins de projeto do objeto, que o corpo de prova falha quando a tensão axial atinge a tensão de escoamento  $\sigma_y$ , ou seja, o critério de falha é o escoamento. Se o corpo de prova for feito de um material frágil, o critério de falha comum é a fratura frágil no limite de resistência à tração,  $\sigma_u$ .

Mas um elemento estrutural está, invariavelmente, submetido a um estado de tensão multiaxial, para o qual é mais difícil se prever que valor de tensão causa a falha do mesmo (LAI et al, 2007).



Um ensaio de tração é feito usando os procedimentos descritos nas normas de ensaios de materiais e os resultados estão disponíveis para diversos materiais. Porém, para se aplicar os resultados de um ensaio de tração (ou de um ensaio de compressão, ou de um ensaio de torção) a um elemento que esteja submetido a um carregamento multiaxial, é necessário se considerar o mecanismo real de falha. Ou seja, a falha foi causada por que a tensão normal máxima atingiu um valor crítico ou a tensão cisalhante máxima atingiu o seu valor crítico ou a energia de deformação ou alguma outra variável atingiu seu valor crítico (HAMBLLI, 2002).

De acordo com o ASM HANDBOOK (1993a a 1993b), no ensaio de tração, o critério para falha pode ser facilmente enunciado em termos da tensão (trativa) principal  $\sigma_1$ , mas para a tensão multiaxial devemos considerar a causa real da falha e dizer que combinações de tensão irão acarretar falha do elemento em estudo.

Desta forma, duas teorias de falha serão consideradas, que aplicam a materiais que se comportam de modo dúctil, ou seja, a materiais que atingem o escoamento antes de fraturar. Para a tensão plana, as teorias de falha são expressas em termos das tensões principais,  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$ . Para o estado triaxial de tensões,  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  e  $\sigma_3$  são usadas.

### **2.17 Teoria da Tensão Cisalhante Máxima – Teoria de Tresca**

Segundo o ASM HANDBOOK (1993a a 1993b) quando uma chapa de um material dúctil, como aço carbono, é ensaiada à tração, observa-se que o mecanismo que é realmente responsável pelo escoamento é o deslizamento. Ou seja, cisalhamento ao longo dos planos de tensão cisalhante máxima, a 45° em relação ao eixo do elemento. O escoamento inicial está associado ao aparecimento da primeira linha de deslizamento na superfície do corpo de prova e, conforme a deformação aumenta, mais linhas de deslizamento aparecem, até que todo o corpo de prova tenha escoado. Se este deslizamento for considerado o mecanismo real de falha, então a tensão que melhor, caracteriza esta falha é a tensão cisalhante nos planos de deslizamento. A Figura 2.10 mostra o círculo de Mohr de tensão para este estado de tensão uniaxial, indicando que a tensão cisalhante nos planos de deslizamento tem um valor de  $\sigma_y/2$ . Deste modo, se for postulado que em um material dúctil, sob qualquer estado de tensão (uniaxial, biaxial ou triaxial), a falha ocorre quando a tensão cisalhante em qualquer plano atinge o valor de  $\sigma_y/2$ , então o critério de falha para a teoria da tensão cisalhante máxima pode ser enunciado como

$$\tau_{\text{abs}_{\text{max}}} = \frac{\sigma_y}{2} \quad (2.8)$$

onde:

$\sigma_y$  é o limite de escoamento, determinado por um ensaio de tração simples.

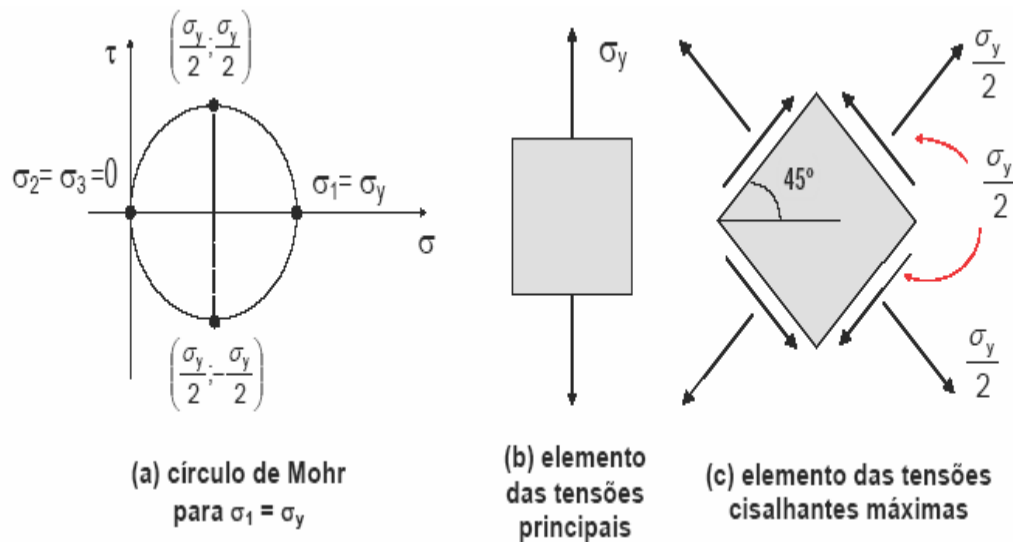


FIGURA 2.10 – TENSÕES PRINCIPAIS E TENSÕES CISALHANTES MÁXIMAS – ENSAIO DE TRAÇÃO UNIAXIAL (ASM HANDBOOK, 1993A A 1993B).

Sabendo – se que a equação da tensão cisalhante é dada pela equação 2.9, obtem-se a equação 2.10 do limite de escoamento, ou seja,.

$$\tau_{\text{abs}_{\text{max}}} = \frac{\sigma_{\text{máx}} - \sigma_{\text{mín}}}{2}, \quad (2.9)$$

$$\sigma_{\text{máx}} - \sigma_{\text{mín}} = \sigma_y \quad (2.10)$$

onde:

$\sigma_{\text{máx}}$  = tensão principal máxima, ;

$\sigma_{\text{mín}}$  = tensão principal mínima.

Para o caso de tensão plana, o critério de falha da tensão cisalhante máxima pode ser enunciado em termos das tensões principais que atuam no plano,  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$ , como se segue. Quando a tensão principal 1 e a tensão principal 2 têm o mesmo sinal, tem-se,

$$\begin{aligned} |\sigma_1| &= \sigma_y \text{ se } |\sigma_1| \geq |\sigma_2| \\ |\sigma_2| &= \sigma_y \text{ se } |\sigma_2| \geq |\sigma_1| \end{aligned} \quad (2.11)$$

Quando a tensão principal 1 e a tensão principal 2 têm sinais opostos temos:

$$|\sigma_1 - \sigma_2| = \sigma_y \quad (2.12)$$

As equações acima podem ser representadas graficamente como mostra a Figura 2.11.

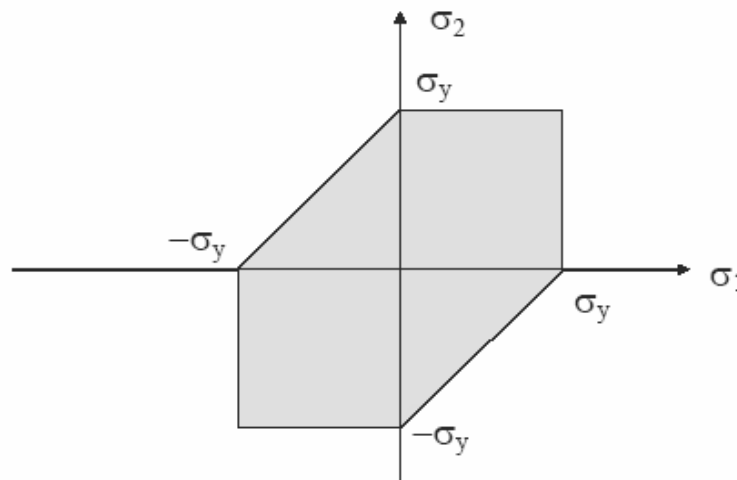


FIGURA 2.11 – HEXÁGONO DE FALHA PARA A TEORIA DA TENSÃO CISALHANTE MÁXIMA (EM TENSÃO PLANA) (ASM HANDBOOK, 1993A A 1993B).

Para um elemento sob tensão plana, o estado de tensão em todos os pontos do corpo pode ser representado por um ponto de tensão  $(\sigma_1, \sigma_2)$  no plano  $\sigma_1 - \sigma_2$ , como indicado na figura anterior. Se o estado de tensão para qualquer ponto no corpo corresponde a um ponto de tensão que se situe fora do hexágono da figura, ou em sua fronteira, diz-se que ocorreu a falha, de acordo com a teoria da tensão cisalhante máxima (ASM HANDBOOK, 1993a a 1993b).

## 2.18 Teoria da Energia de Distorção Máxima – Teoria de Von Mises

O ASM HANDBOOK (1993a a 1993b) expõe que, embora a teoria da tensão cisalhante máxima forneça uma hipótese razoável para o escoamento em materiais dúcteis, a teoria da energia de distorção máxima se correlaciona melhor com os dados experimentais e, deste modo, é geralmente preferida. Nesta teoria, considera-se que o escoamento ocorre quando a energia de distorção por unidade de volume de um corpo

sob carregamento multiaxial for igual ou menor que a energia de distorção por unidade de volume em um corpo de prova de tração, quando submetido a escoamento ocorre na tensão de escoamento uniaxial  $\sigma_y$ , num teste de tração simples.

Considere a energia de deformação armazenada em um elemento de volume, como mostrado na Figura 2.12.

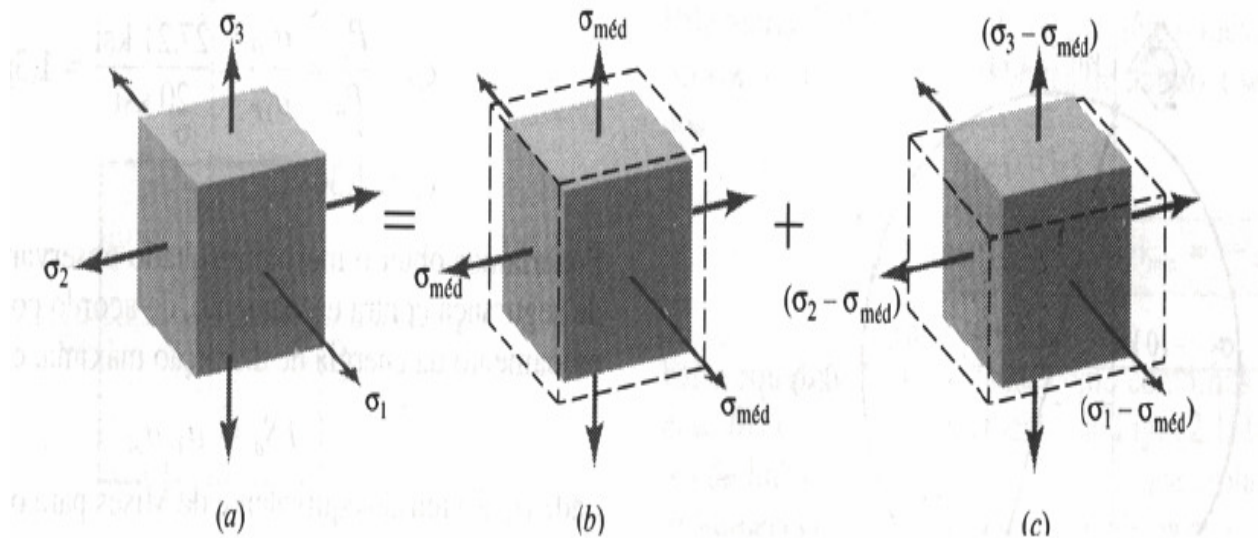


FIGURA 2.12 – (A) ESTADO TRIAXIAL DE TENSÕES (B) VARIAÇÃO DE VOLUME (C) DISTORÇÃO (ASM HANDBOOK, 1993A A 1993B).

A densidade de energia de deformação devida ao carregamento multiaxial é dada pela equação 2.13, que pode ser escrita, usando os três eixos principais, na forma

$$U_0 = \frac{1}{2}(\sigma_1 \varepsilon_1 + \sigma_2 \varepsilon_2 + \sigma_3 \varepsilon_3) \quad (2.13)$$

Combinando-se esta equação com a Lei de Hooke, obtém-se

$$U_0 = \frac{1}{2E} [(\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2) - 2\nu(\sigma_1 \sigma_2 + \sigma_2 \sigma_3 + \sigma_1 \sigma_3)] \quad (2.14)$$

A primeira parcela desta energia de deformação está associada à variação de volume do elemento, enquanto a segunda está associada à variação de forma, ou seja, à distorção. A variação de volume é produzida pela tensão média, como ilustrado na Figura 2.12(b).

$$\sigma_{\text{m\u00e9dia}} = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (2.15)$$

As tens\u00f5es resultantes mostradas na Figura 2.12(c) produzem distor\u00e7\u00e3o sem qualquer varia\u00e7\u00e3o no volume. Ensaio mostram que materiais n\u00e3o escoam quando est\u00e3o submetidos a press\u00f5es hidrost\u00e1ticas (tens\u00f5es iguais em todas as dire\u00e7\u00f5es – estado de tens\u00e3o hidrost\u00e1tico - Figura 2.12(b)) de valores extremamente altos. Assim, postulou-se que as tens\u00f5es que realmente causam escoamento s\u00e3o as tens\u00f5es que produzem distor\u00e7\u00e3o. Esta hip\u00f3tese constitui o crit\u00e9rio de escoamento (de falha) da energia de distor\u00e7\u00e3o m\u00e1xima, que enuncia:

“O escoamento de um material d\u00facil ocorre quando a energia de distor\u00e7\u00e3o por unidade de volume iguala ou excede a energia de distor\u00e7\u00e3o por unidade de volume quando o mesmo material escoar em um ensaio de tra\u00e7\u00e3o simples.” (ASM HANDBOOK, 1993a a 1993b).

Quando as tens\u00f5es da Figura 2.12(c), que causam distor\u00e7\u00e3o, s\u00e3o substituídas na equa\u00e7\u00e3o 2.14, obtem-se a seguinte express\u00e3o para a densidade de energia de distor\u00e7\u00e3o, :

$$U_d = \frac{1}{12G} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2] \quad (2.16)$$

Na express\u00e3o acima, usou-se tamb\u00e9m a rela\u00e7\u00e3o  $E = 2G(1 + \nu)$

A densidade de energia de distor\u00e7\u00e3o em um corpo de prova de tra\u00e7\u00e3o na tens\u00e3o limite de escoamento,  $\sigma_y$ , \u00e9

$$(U_d)_y = \frac{1}{6G} \sigma_y^2 \quad (2.17)$$

pois  $\sigma_1 = \sigma_y$  e  $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ . Deste modo, o escoamento ocorre quando a energia de distor\u00e7\u00e3o para um carregamento geral, dado pela equa\u00e7\u00e3o 2.16, iguala ou excede o valor de  $(U_d)_y$  na equa\u00e7\u00e3o 2.17. Assim, o crit\u00e9rio de falha da energia de distor\u00e7\u00e3o m\u00e1xima pode ser enunciado em termos das tr\u00eas tens\u00f5es principais como

$$\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2] = \sigma_y^2 \quad (2.18)$$

Em termos das tensões normais e das tensões cisalhantes em três planos arbitrários mutuamente ortogonais, pode-se mostrar que o critério de falha da energia de distorção máxima tem a seguinte forma (ASM HANDBOOK, 1993a a 1993b), :

$$\frac{1}{2}[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)] = \sigma_y^2 \quad (2.19)$$

Para o caso de tensão plana, a expressão correspondente para o critério de falha da energia de distorção máxima pode ser facilmente obtida da equação 2.18, fazendo-se  $\sigma_3 = 0$ . Tem-se, então,

$$\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1\sigma_2 = \sigma_y^2 \quad (2.20)$$

Esta é a equação de uma elipse no plano  $\sigma_1 - \sigma_2$ , como mostrado na Figura 2.13. Com o propósito de comparação, o hexágono de falha para a teoria de escoamento da tensão cisalhante máxima também está mostrado, em linhas tracejadas. Nos seis vértices do hexágono, as duas teorias de falha coincidem, ou seja, ambas as teorias predizem que o escoamento ocorrerá se o estado de tensão (plano) em um ponto corresponde a qualquer um destes seis estados de tensão. Por outro lado, a teoria da tensão cisalhante máxima dá uma estimativa mais conservadora (ou seja, um valor menor) para as tensões necessárias para produzir escoamento, pois o hexágono se situa sobre ou dentro da elipse (ASM HANDBOOK, 1993a a 1993b).

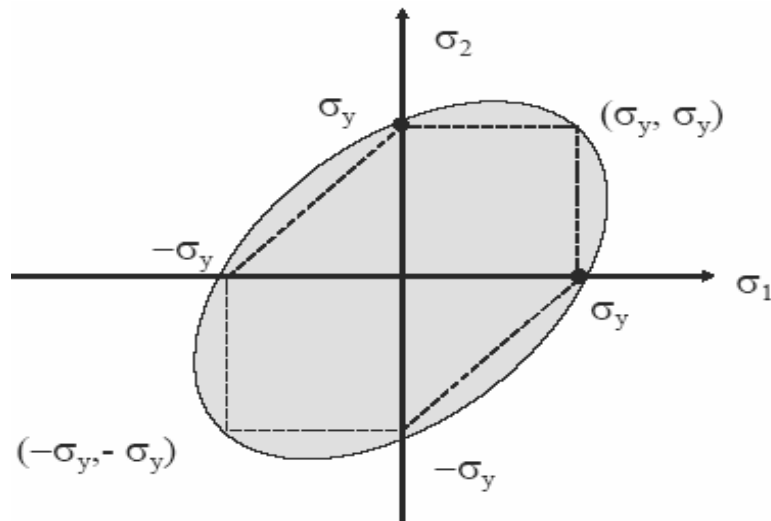


FIGURA 2.13 – ELIPSE DE FALHA PARA A TEORIA DA ENERGIA DE DISTORÇÃO MÁXIMA (TENSÃO PLANA) (ASM HANDBOOK, 1993A A 1993B).

Segundo ASM HANDBOOK (1993a a 1993b) um modo conveniente de aplicar a teoria da energia de distorção máxima é tirar a raiz quadrada dos termos do lado esquerdo da equação 2.18 ou da 2.19 para obter uma quantidade equivalente de tensão, que é chamada de tensão equivalente de Von Mises. Qualquer uma das duas equações a seguir pode ser usada para calcular a tensão equivalente de Von Mises,  $\sigma_{VM}$ :

$$\sigma_{VM} = \frac{\sqrt{2}}{2} \left[ (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2.21)$$

ou

$$\sigma_{VM} = \frac{\sqrt{2}}{2} \left[ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2.22)$$

Para o caso de tensão plana, as expressões correspondentes para a tensão equivalente de Von Mises podem ser facilmente obtidas das equações 2.21 e 2.22, fazendo-se ou  $\sigma_3 = 0$  ou  $\sigma_y = \tau_{zz} = \tau_{yz} = 0$ .

Comparando-se o valor da tensão de Von Mises, em qualquer ponto, com o valor da tensão de escoamento em tração,  $\sigma_y$ , pode-se determinar se o escoamento ocorre de acordo com a teoria de falha da energia de distorção máxima. Deste modo, a tensão equivalente de Von Mises é largamente utilizada quando as tensões calculadas são apresentadas em tabelas ou na forma de gráficos coloridos de tensão.

Segundo WU (2008), em qualquer momento da análise o vetor de tensão do material é dado por uma equação escalar, que assume que a deformação plástica equivalente no início do dano é uma função da relação entre a pressão hidrostática  $p$  e a tensão de Von Mises  $q$ , sendo este o critério de falha dúctil utilizado no ABAQUS. Essa equação é,

(2.23)

$$T = - \frac{p}{q}$$

onde:

$T$  = fator de tensão triaxial;

$p$  = pressão hidrostática;

$q$  = tensão de Von Mises;

$T^-$  = fator de tensão triaxial na compressão;

$T^+$  = fator de tensão triaxial na tração.

Este modelo é baseado no valor da deformação plástica equivalente no ponto de integração do elemento e a falha é indicada quando o parâmetro de dano  $\omega$  excede o valor 1. O parâmetro de dano  $\omega$  é definido por

$$\omega = \frac{\varepsilon_0^{pl} + \sum \Delta \varepsilon^{pl}}{\varepsilon_f^{pl}} \quad (2.24)$$

onde:



$\varepsilon_0^{pl}$  = deformação inicial no início da falha;

$\Delta\varepsilon^{pl}$  = incremento da deformação plástica;

$\varepsilon_f^{pl}$  = deformação final.

A tensão hidrostática  $p$  e a tensão equivalente  $q$ , em termos de suas componentes principais, são formuladas por:

$$p = \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (2.25)$$

e

$$q = \frac{\sqrt{2}}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2} \quad (2.26)$$

### 3 METODOLOGIA E PLANO DE TRABALHO

#### 3.1 Planejamento do Trabalho

Uma série de experimentos foi realizada por ETO (2005), com o propósito de melhorar a precisão em furos estampados, através da utilização de uma ferramenta combinada de puncionamento e brochamento. Neste estudo, foi utilizada uma folga na matriz de 7,5%.

Com o objetivo de avaliar a capacidade do programa ABAQUS em reproduzir a folga utilizada no experimento abordado em ETO (2005) e dados de folga relatado na literatura, propôs-se uma metodologia dividida nos seguintes passos:

##### 3.1.1 Levantamento de Dados Experimentais

Considerou-se, neste trabalho, uma chapa de aço LNE38, com 8,0 mm de espessura, tal como em ETO (2005).

Conhecer as propriedades mecânicas do material é importante para caracterizá-lo corretamente no aplicativo de simulação. As propriedades mecânicas do aço LNE38 foram levantadas por meio de um ensaio de tração, de acordo com a norma brasileira NBR 6152, realizado em uma máquina universal de ensaios, marca EMIC DL10000. As dimensões do corpo-de-prova estão ilustradas na Figura 3.1.

O ensaio de tração, realizado com o corpo de prova, forneceu informações relativas às propriedades mecânicas do material, como o limite de resistência (LR), tensão de escoamento (LE) e alongamento (A). Estas propriedades caracterizam o material quanto aos seus valores limite em termos de resistência, ou seja, a máxima tensão atingida ao longo de todo o ensaio (LR), a tensão máxima atingida ao final da deformação elástica e conseqüente início de deformação plástica (LE) e finalmente o alongamento máximo (A) do material até o instante da fratura.

Outros dados calculados ao final dos ensaios de tração foram o fator de resistência ("K"), que quantifica o nível de resistência que o material pode suportar, e o coeficiente de encruamento (expoente "n") do material, que representa a capacidade com que o material distribui a deformação. Estes dois parâmetros caracterizam o material na região plástica.



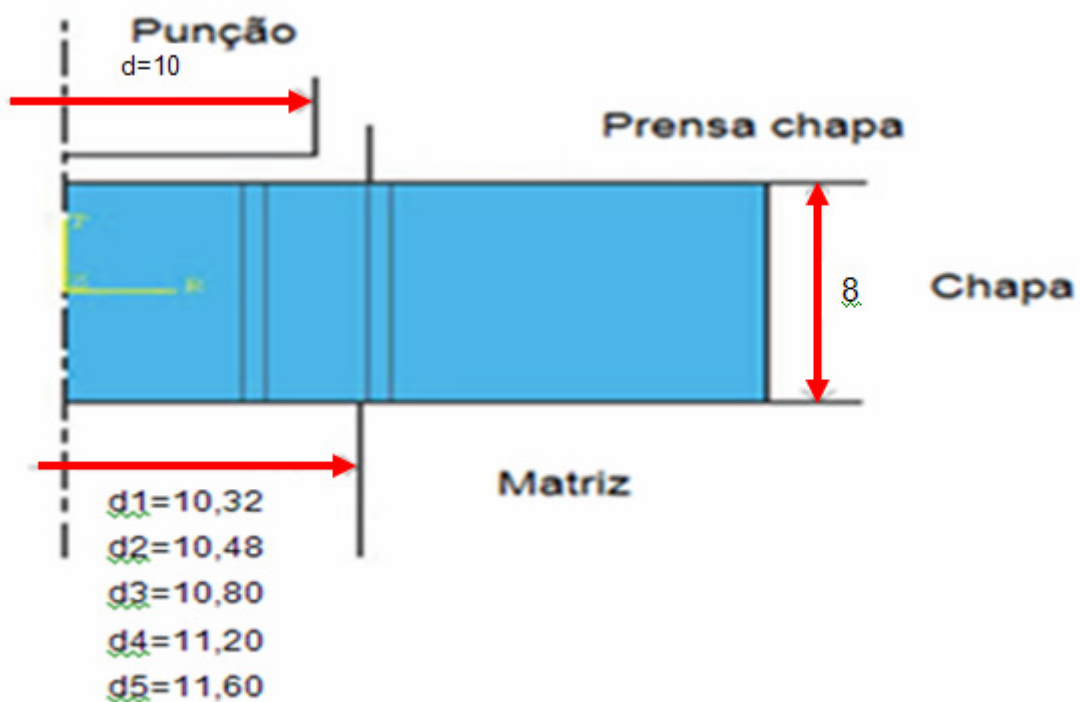


FIGURA 3.2 - MODELO AXISSIMÉTRICO DO PUNÇIONAMENTO (MEDIDAS EM MM).

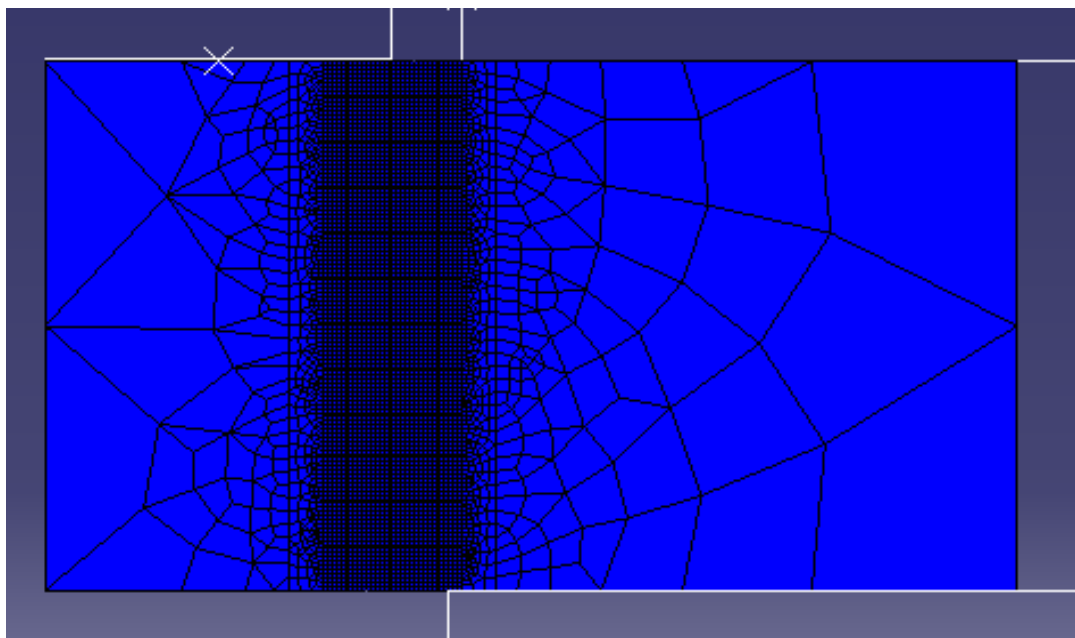


FIGURA 3.3 - MALHA DA CHAPA COM 128 ELEMENTOS NA ESPESSURA.

A característica do material usado no ABAQUS foi a de encruamento isotrópico de Von Mises. Assume-se que o material tem propriedades similares em todas as direções. A caracterização do comportamento do material no ABAQUS pode ser dividida em seis fases. São elas:

- (i) informar a densidade do material:  $7,8E-9 \text{ g/mm}^3$  para o aço LNE38;
- (ii) informar as propriedades elásticas do material: as propriedades elásticas são definidas a partir do módulo de Young ( $E=210000 \text{ MPa}$ ), do coeficiente de Poisson ( $\nu=0,3$ ) e das propriedades levantadas no ensaio de tração;
- (iii) caracterizar as propriedades da região plástica, pontos b e c, e o critério de início da falha do material, pontos c e d da Figura 4.2.
- (iv) informar o coeficiente de atrito: foi utilizado um coeficiente 0,1 em todas as simulações, coeficiente este validado em (SÖDERBERG, 2006) ;
- (v) estabelecer os contatos e *steps* ;
- (vi) determinar a velocidade de punctionamento: no ABAQUS, de 250 cm/s; em análises explícito dinâmicas, é possível o uso de velocidades maiores que as velocidades reais (KLINGENBERG, 2006).

No ABAQUS há dois critérios para se caracterizar o material o da falha frágil (*shear failure*) e o da falha dúctil (*ductile failure*). O critério utilizado foi o da falha dúctil, que é descrito pela taxa de degradação da rigidez do elemento. No ABAQUS/*Explicit* é assumido que a degradação da rigidez está associada com cada mecanismo, o que pode ser modelado usando uma variável de dano escalar.

A caracterização do critério de início da falha do material foi obtida da seguinte maneira:

- 1) Para tensão uniaxial, tem-se  
 $\sigma_2 \neq 0, \sigma_1 = \sigma_3 = 0.$

O valor do fator da tensão triaxial pode ser obtido substituindo os valores de  $\sigma_2 \neq 0$  e  $\sigma_1 = \sigma_3 = 0$  nas equações 2.23, 2.25 e 2.26 resultando em

$$T = 0,272$$

2) Para tensão biaxial, tem-se

$$\sigma_1 = \sigma_2 \text{ e } \sigma_3 = 0 \text{ e portanto}$$

$$T = 0,667$$

3) Para o cisalhamento, tem-se

$$\sigma_1 = -\sigma_2 \text{ e } \sigma_3 = 0 \text{ donde resulta}$$

$$T = 0$$

As deformações ( $\epsilon$ ) foram obtidas experimentalmente através do ensaio de tração, o que será mostrado posteriormente na Figura 4.1.

Foram estabelecidos contatos entre as superfícies dos corpos rígidos e as superfícies da chapa por meio da opção *penalty contact method*, utilizando a definição de superfícies de contatos, uma escrava (*slave*) e outra mestra (*master*). Essas superfícies, durante a simulação, interagem entre si, criando novas condições de contorno para a análise, sendo o punção, o prensa chapas e a matriz superfície mestra e a chapa escrava.

A simulação do puncionamento foi dividida em dois passos (*steps*). No primeiro, foi aplicada uma condição de contorno que restringiu a rotação e o deslocamento de todos os corpos rígidos por meio da opção *displacement/rotation*. Na lateral coincidente com o eixo de simetria da chapa, foi aplicada uma restrição denominada (*symmetry/antisymmetry/encastre*). No segundo passo, foi alterado o deslocamento do punção em 9 mm na direção vertical, fazendo com que o punção ultrapassasse a espessura da chapa. A carga aplicada pelo prensa-chapas sobre a chapa foi de 10000N, garantindo que ela se mantivesse imóvel.

### 3.1.3 Simulação do Modelo

Para as simulações de puncionamento, foi utilizado, para a modelagem computacional do problema, o programa de elementos finitos ABAQUS (v. 6.7), em um computador com processador duplo de 4GB de memória RAM, disponível no Departamento de Engenharia Mecânica da UFPR. Este *software*, de caráter bastante geral e de grande versatilidade para aplicações em muitas áreas da engenharia, consiste de vários módulos, dentre os quais os módulos gráficos CAE (pré-processador), *Viewer* (pós-processador) e os módulos principais *STANDARD* e *EXPLICIT*, empregados nesta dissertação e abordadas no capítulo 2.

A simulação do modelamento obedeceu aos seguintes procedimentos:

1 - Pré-Processamento: nessa fase, foram analisados os dados de entrada necessários na fase de pré-processamento, como dados de geometria, material e carregamento disponíveis experimentalmente, hipóteses simplificativas e o delineamento do experimento;

2 - Processamento do experimento definido na etapa de pré-processamento;

3 - Pós-processamento: nessa etapa, os dados gerados foram analisados e comparados com os dados experimentais. A melhor combinação de parâmetros de simulação foi escolhida nessa fase.

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 4.1 Ensaio de Tração

Pode-se verificar os resultados referentes às propriedades mecânicas do material obtidas no ensaio de tração, em comparação aos valores determinados pela norma técnica do aço LNE38, na Tabela 4.1.

TABELA 4.1 – COMPARATIVO DAS PROPRIEDADES LR, LE E A.

<b>Material: LNE 38</b>		
<b>Ensaio de tração</b>	<b>LR (MPa)</b>	587
	<b>LE (MPa)</b>	521
	<b>A (%)</b>	29
<b>Norma NBR 6656</b>	<b>LR (MPa)</b>	460 – 600
	<b>LE (MPa)</b>	380 – 530
	<b>A (%)</b>	min. 23

Os resultados apresentados na Tabela 4.1 mostram que tanto os valores do limite de ruptura (LR) quanto do limite de escoamento (LE) e do alongamento (A), obtidos pelos ensaios de tração, se enquadram perfeitamente dentro dos valores pré-estabelecidos pela norma, sem exceder os limites determinados. Isto garante que, em termos de propriedades mecânicas, a amostra de aço a ser utilizada está perfeitamente liberada, sem nenhuma restrição que possa influenciar nos resultados das simulações.

Os parâmetros de plasticidade, indicados pelo coeficiente de resistência (K) e o coeficiente de encruamento (n) da chapa, obtidos pelo ensaio de tração, estão apresentados na Tabela 4.2.

TABELA 4.2 – PARÂMETROS DE PLASTICIDADE K E n.

<b>Material: LNE 38</b>	
<b>Parâmetros</b>	<b>VALOR</b>
<b>K</b>	1010 MPa
<b>n</b>	0,2



O diagrama tensão vs. deformação do aço LNE 38, obtido no ensaio de tração, é exibido na Figura 4.1.

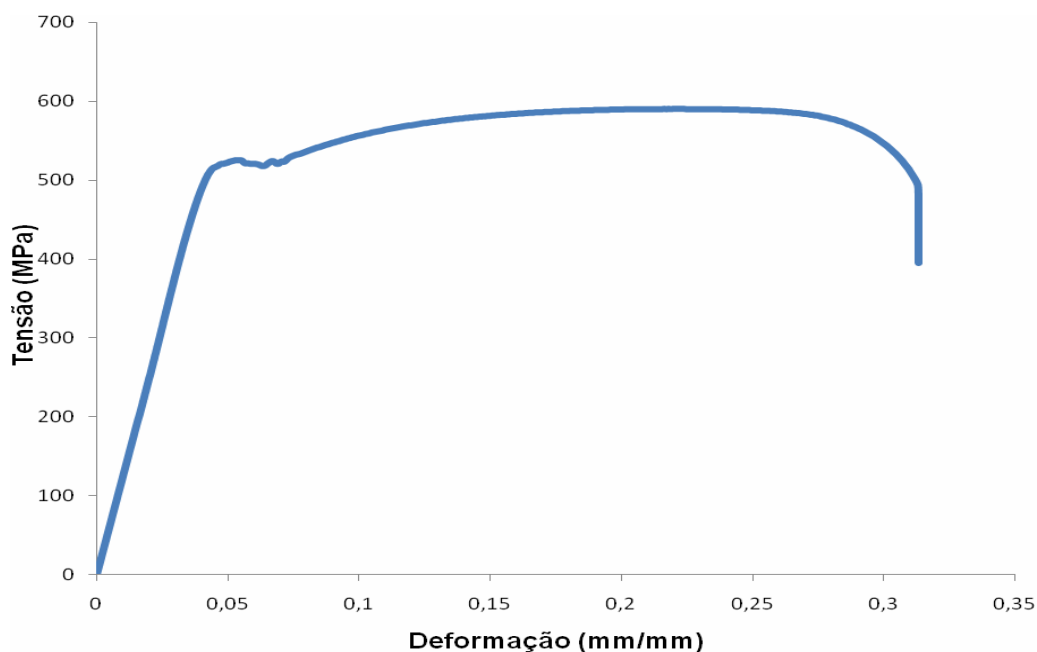


FIGURA 4.1 – DIAGRAMA TENSÃO VS. DEFORMAÇÃO DO AÇO LNE 38.

Na curva tensão vs. deformação da Figura 4.1 pode ser observado que se trata de um material dúctil, devido à região de escoamento definida e à grande deformação plástica, referendando a escolha do critério de *ductile failure* utilizado para as simulações.

Já o diagrama tensão vs. deformação verdadeiro do aço LNE38 é exibido na Figura 4.2. A curva foi construída por meio da equação de Hollomon  $\sigma = K\varepsilon^n$ , a partir dos parâmetros da Tabela 4.2. Para a construção dessa curva utilizou-se procedimento adotado em (ASM HANDBOOK, 1993a a 1993b).

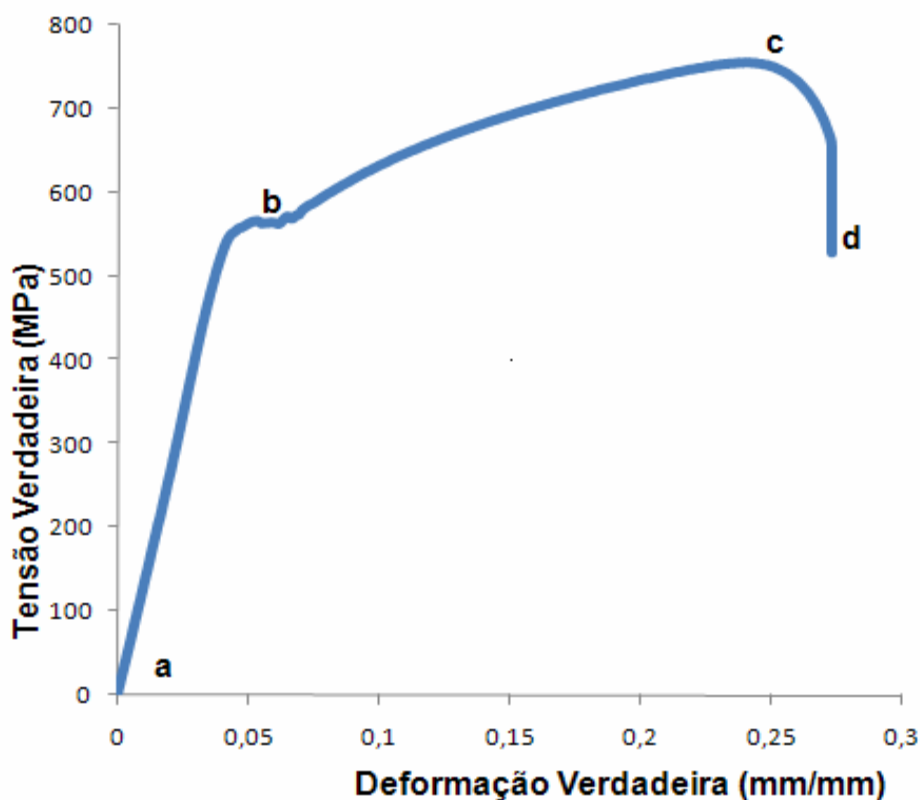


FIGURA 4.2 – CURVA TENSÃO VS. DEFORMAÇÃO VERDADEIRA DO AÇO LNE38

Os pontos b e c da Figura 4.2 permitem que sejam definidas as tensões vs. deformações verdadeiras, para caracterização desta região plástica corretamente no *software* ABAQUS. O ponto c indica o início da falha e os pontos a e d o início e fim do teste de tração.

Os resultados do ensaio de tração realizados permitiram a confirmação das características de plasticidade e resistência mecânica, de acordo com a norma.

## 4.2 Simulações Numéricas com Diferentes Folgas na Matriz

Os tópicos a seguir descrevem os resultados das simulações numéricas para folgas de 2% a 10%.

Após analisar as simulações, foram verificadas algumas características comuns entre as mesmas. Tais características comuns são: as tensões estão concentradas nas regiões amarelas da malha, evidenciando que foi correto aplicar mais elementos na espessura nesta região.



### 4.2.2 Simulação com Folga de 3%

A Figura 4.4 mostra o resultado da simulação numérica do puncionamento com uma folga de 3% ( $d = 10,48\text{mm}$ ) na matriz.

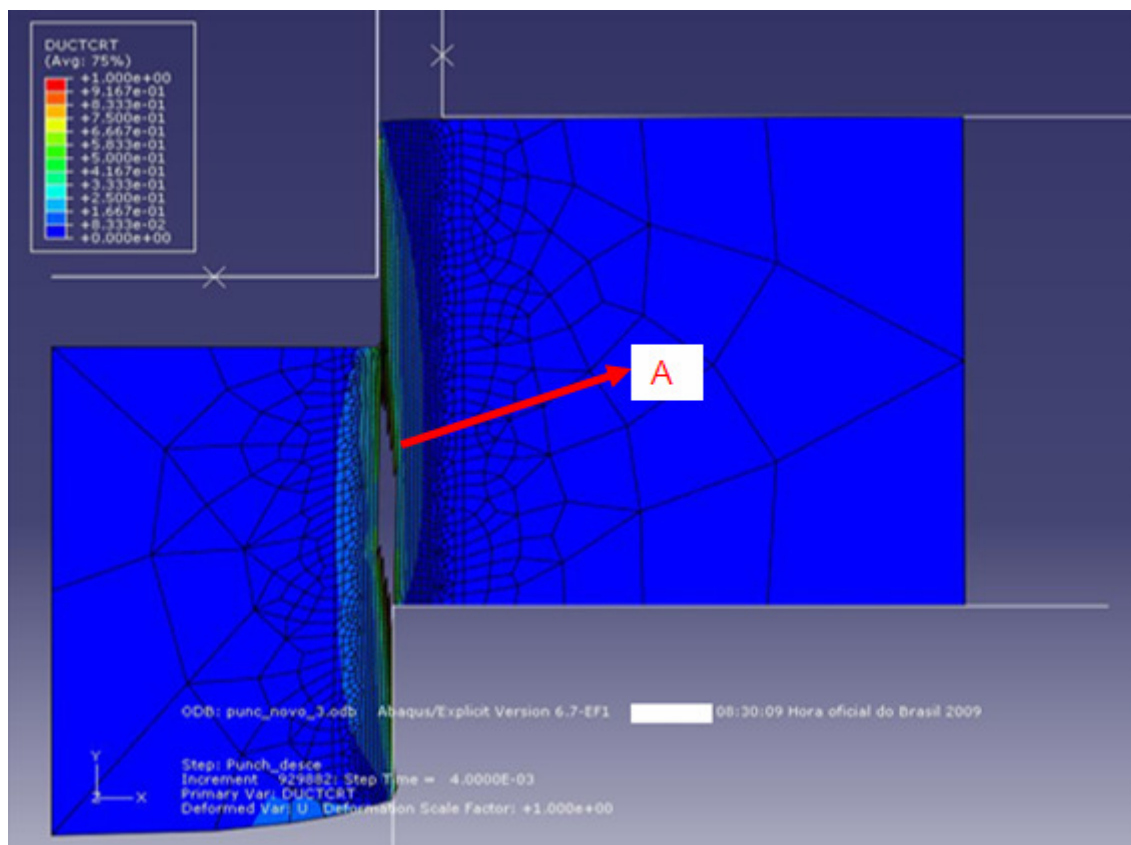


FIGURA 4.4 – SIMULAÇÃO DA RUPTURA DO AÇO LNE 38 COM 3% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ.

Comparando a simulação de 2% com a de 3%, verificou-se um pequeno aumento da conicidade, região A, da Figura 4.4, causada pelo efeito estouro, e a não ocorrência de desencontro de trincas.

### 4.2.3 Simulação com Folga de 5%

A Figura 4.5 mostra o resultado da simulação numérica do puncionamento com uma folga de 5% ( $d = 10,80\text{mm}$ ) na matriz.

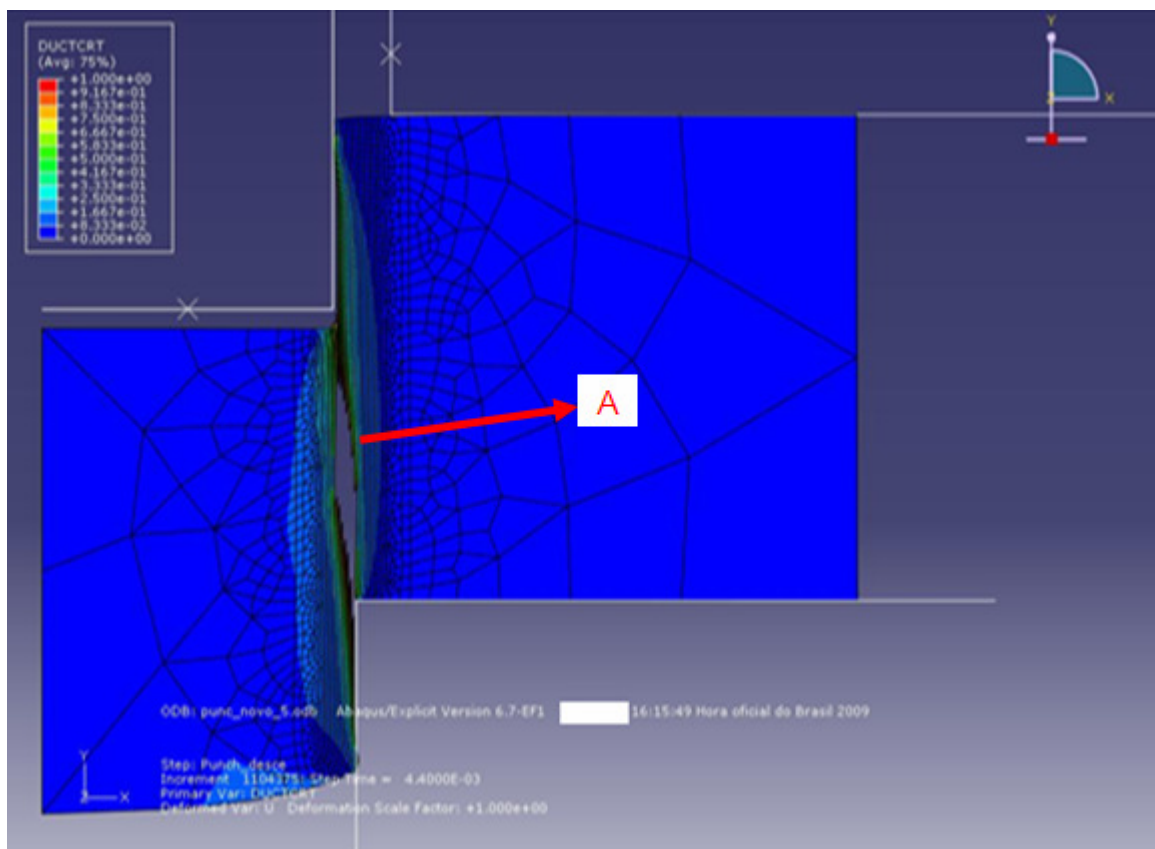


FIGURA 4.5 – SIMULAÇÃO DA RUPTURA DO AÇO LNE 38 COM 5% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ.

Comparando as simulações de 2% e 3% a simulação de 5%, observa-se um crescimento da conicidade, região A, da Figura 4.5.

#### 4.2.4 Simulação com Folga de 7,5%

A Figura 4.6 mostra o resultado da simulação numérica do puncionamento com uma folga de 7,5% ( $d = 11,20\text{mm}$ ) na matriz.

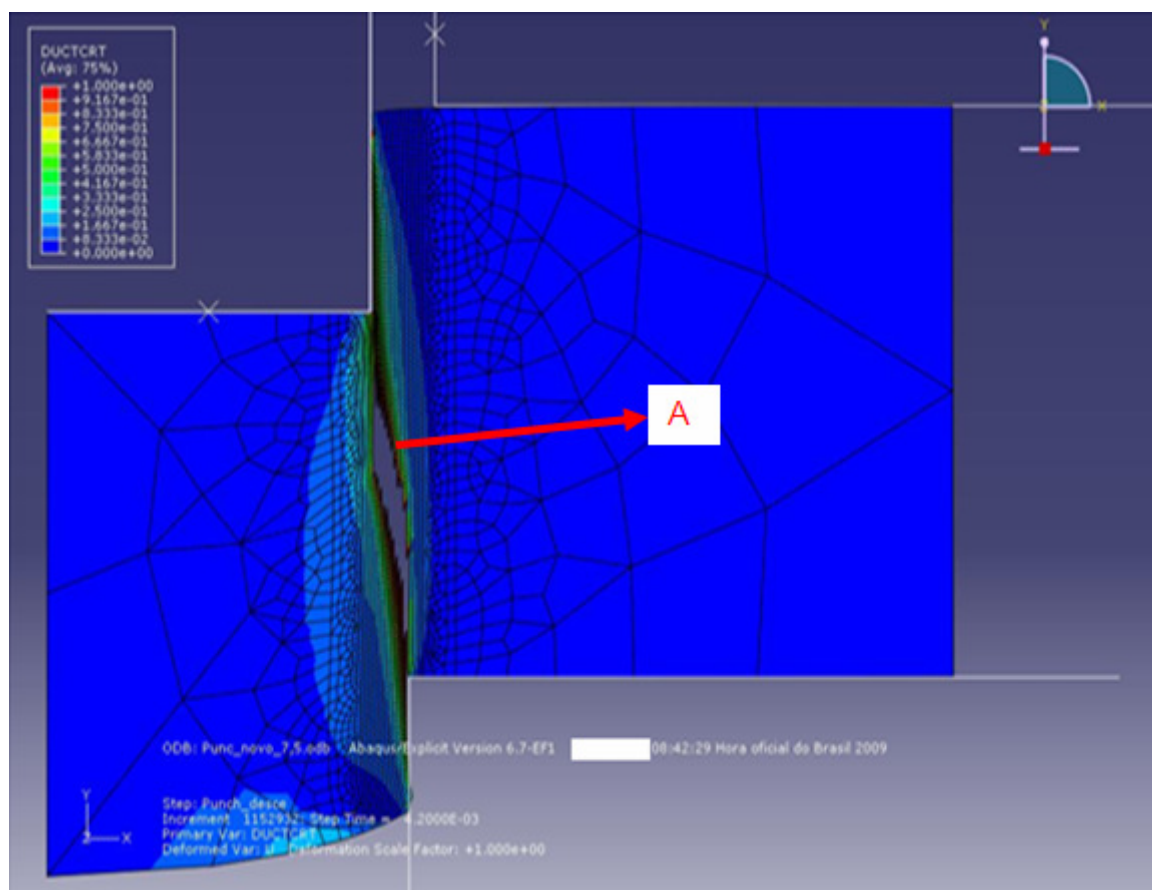


FIGURA 4.6 – SIMULAÇÃO DA RUPTURA DO AÇO LNE 38 COM 7,5% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ.

Comparando esta simulação com as demais, verifica-se que não houve desencontro de trincas, somente maior conicidade entre os diâmetros, região A da Figura 4.6.

Comparando com o resultado obtido em ETO (2005), verifica-se a ocorrência da mesma conicidade.

#### 4.2.5 – Simulação com Folga de 10%

A Figura 4.7 mostra o resultado da simulação numérica do puncionamento com uma folga de 10% ( $d = 11,60\text{mm}$ ) na matriz.

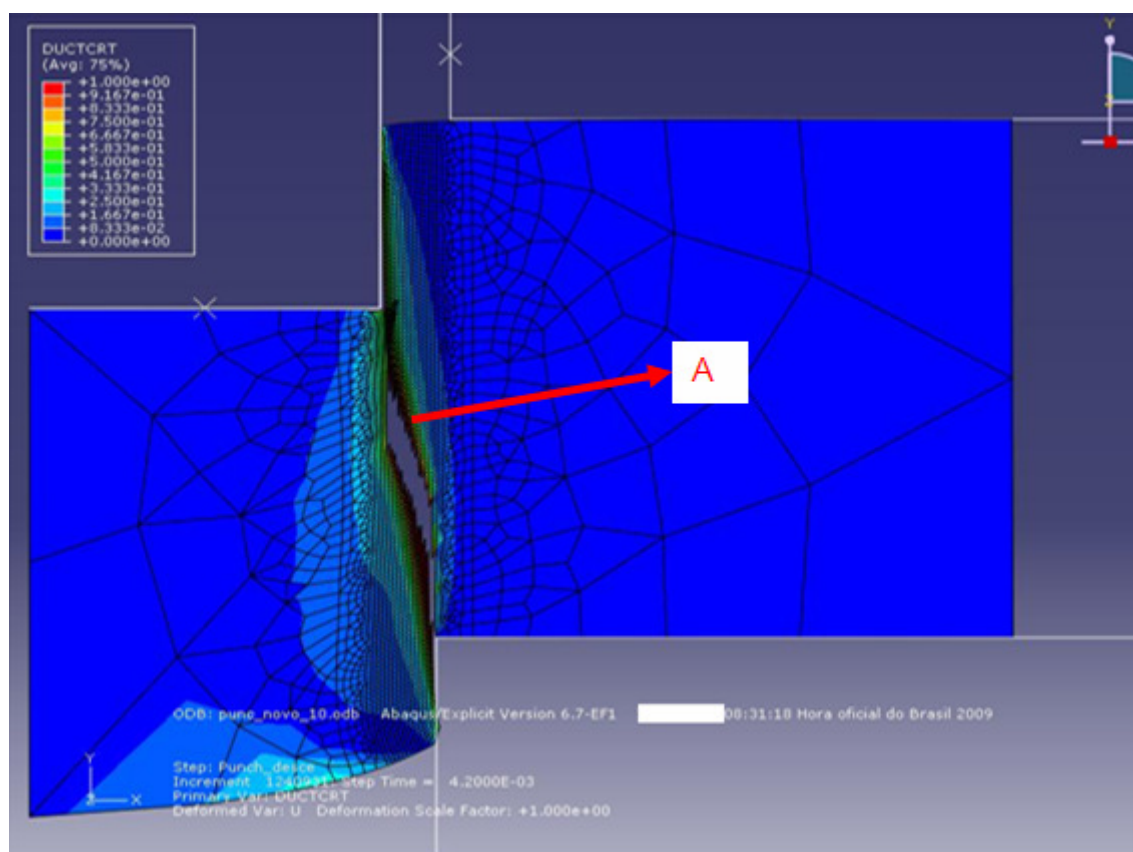


FIGURA 4.7 – SIMULAÇÃO DA RUPTURA DO AÇO LNE 38 COM 10% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ.

A simulação com folga de 10%, quando comparada com as demais, mostrou uma grande conicidade entre os diâmetros, região A da Figura 4.7.

Analisando as Figuras 4.3 a 4.7, verifica-se que as melhores folgas para esta espessura de chapa estão entre 2, 3% e 5%, pois apresentaram pequena conicidade. ALTAN (1998) relata que a folga ótima de corte está entre 2 a 10% da espessura da chapa e o valor mais baixo aplica-se a chapas de metais mais dúcteis.

Verifica-se em todas as simulações o efeito conicidade, ou seja, o diâmetro inicial é maior que o diâmetro final. Segundo MELLO e MARCONDES (2006) isto é devido ao aumento da espessura da chapa.

#### 4.2.6 Gráficos Força vs. Deslocamento

Nos gráficos das Figuras 4.8 a 4.12, são reveladas as etapas do processo de puncionamento. Durante o início do processo, a chapa é empurrada para a matriz e o material é deformado, primeiramente de maneira elástica. O processo continua e o escoamento do material é atingido, de no exterior e mais tarde em todas as fibras na



zona entre o punção e a matriz. A deformação plástica resulta em um arredondamento da borda da chapa. Durante esta fase, ocorre a fratura dúctil após o cisalhamento do material.

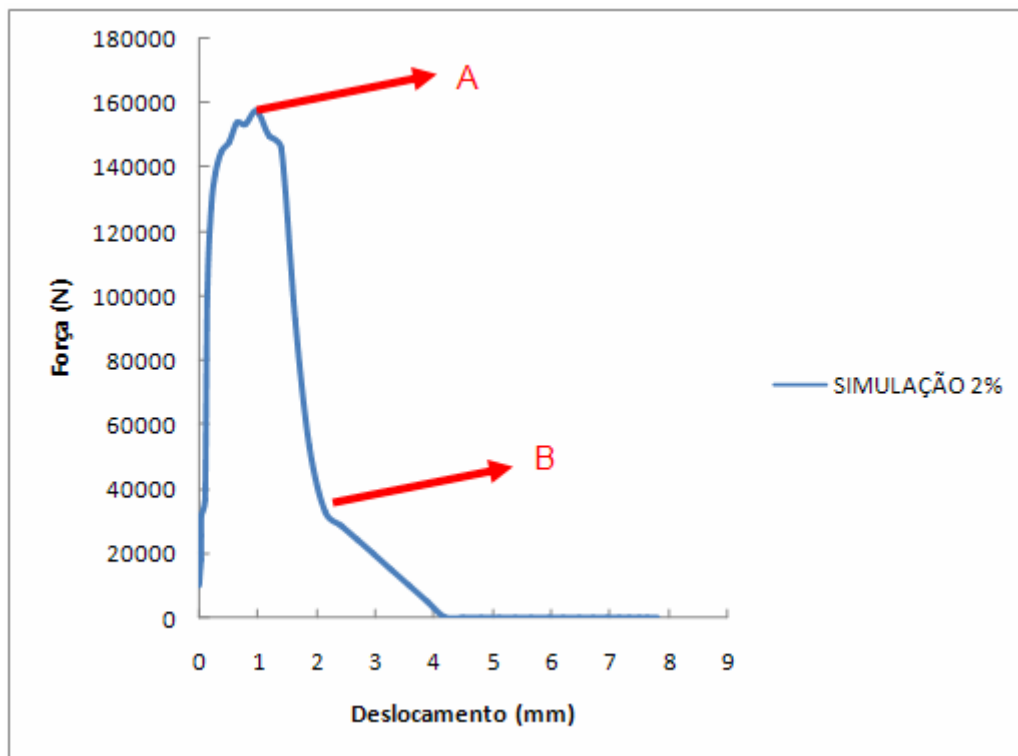


FIGURA 4.8 - GRÁFICO FORÇA VS. DESLOCAMENTO – SIMULAÇÃO UTILIZANDO 2% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ

Analisando o gráfico da Figura 4.8, verifica-se que a região do escoamento está compreendida entre 140000 e 157502 N, com força de corte máxima de 157502N (ponto A da Figura 4.8), seguido da região plástica. A fratura dúctil ocorre entre 40000N e 20000N (ponto B), seguida do cisalhamento do material. O efeito estouro ocorre entre 2 e 4mm.



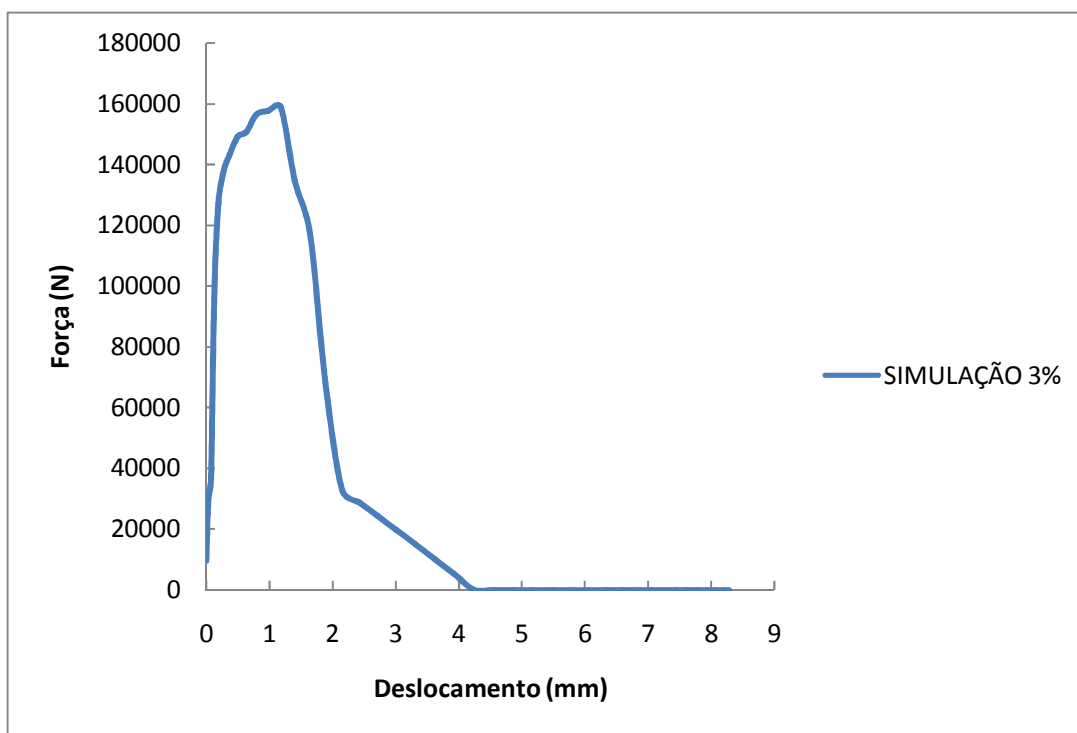


FIGURA 4.9 - GRÁFICO FORÇA VS. DESLOCAMENTO – SIMULAÇÃO UTILIZANDO 3% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ

Comparando os gráficos das Figuras 4.8 e 4.9, são verificadas características semelhantes da região do escoamento, da deformação plástica, do início da fratura dúctil e cisalhamento e da região do efeito estouro. Porém, há um crescimento da força de corte para 158823N.

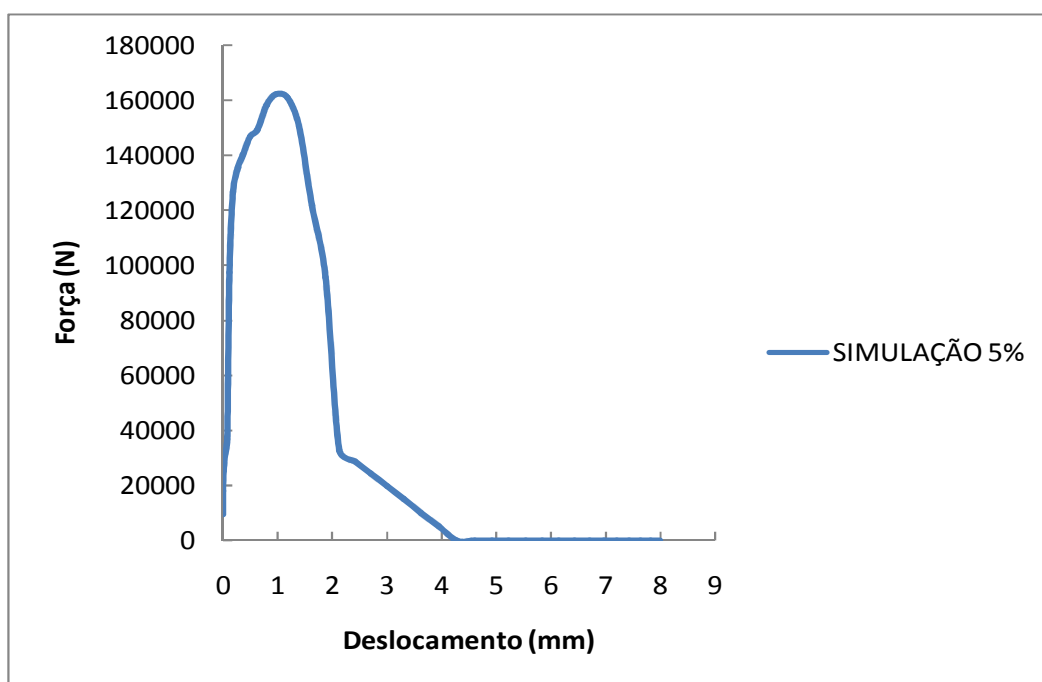


FIGURA 4.10 - GRÁFICO FORÇA VS. DESLOCAMENTO – SIMULAÇÃO UTILIZANDO 5% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ

Analisando o gráfico da Figura 4.10 e comparando com os gráficos das Figuras 4.8 e 4.9, verifica-se uma elevação da região de escoamento para 162084N, com crescimento da deformação plástica. A força de corte sofre um pequeno acréscimo e passa para 162084N.

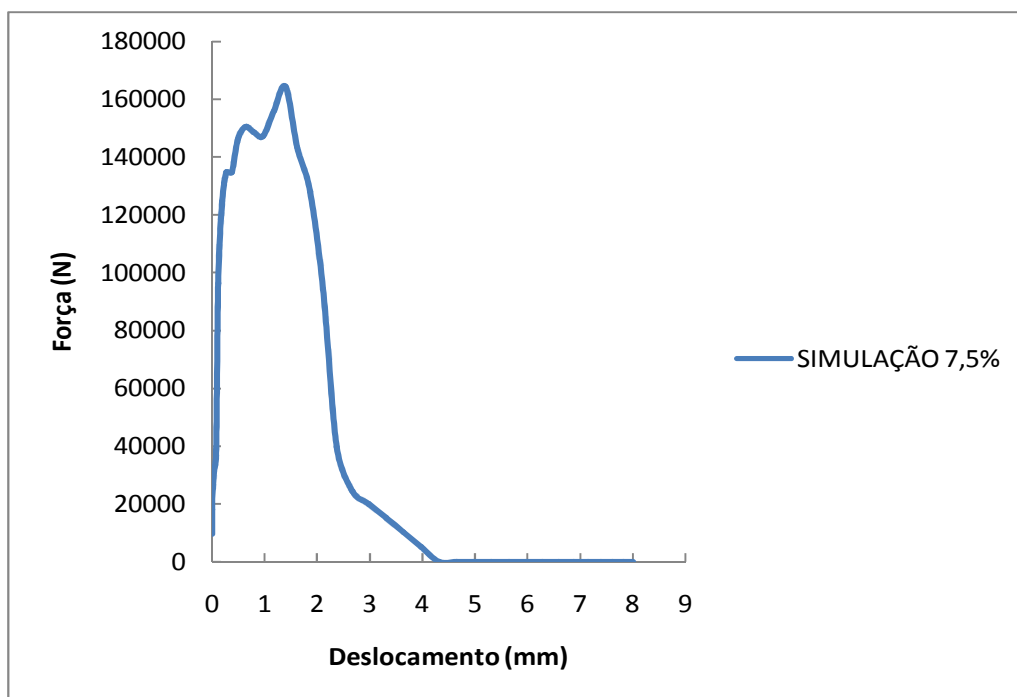


FIGURA 4.11 - GRÁFICO FORÇA VS. DESLOCAMENTO – SIMULAÇÃO UTILIZANDO 7,5% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ

Já no gráfico da Figura 4.11, a região de escoamento está compreendida na faixa de 120000N a 164326N. Tem-se uma força máxima de corte de 164326N, seguida da região plástica. A fratura dúctil se dá entre 40000N a 20000N, seguida do cisalhamento. Observa-se, assim, uma maior deformação plástica em relação às demais folgas simuladas. O efeito estouro acontece entre 3 e 4mm.

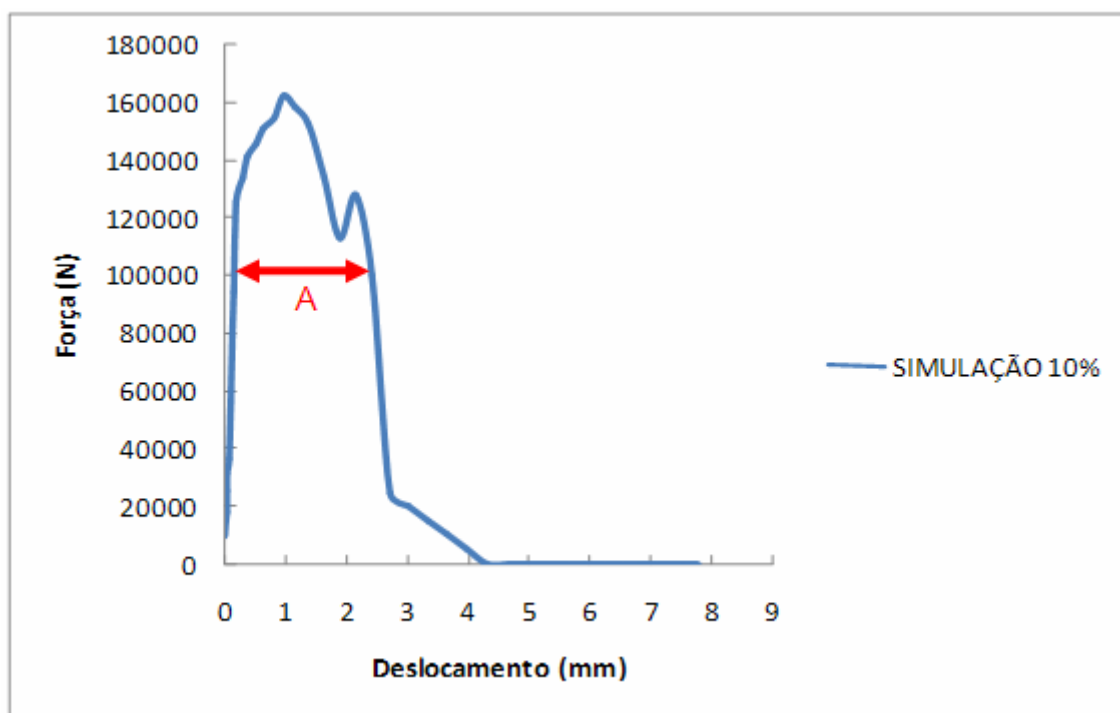


FIGURA 4.12 - GRÁFICO FORÇA VS. DESLOCAMENTO – SIMULAÇÃO UTILIZANDO 10% DE FOLGA ENTRE PUNÇÃO E MATRIZ

Comparando o gráfico da Figura 4.12 com o gráfico da Figura 4.11, verifica-se uma grande expansão da região plástica (região A da Figura 4.12), evidenciando que houve maior deformação antes da ruptura.

Nos gráficos das Figuras 4.8 a 4.10 observa-se que o punção penetrou na chapa entre 2 e 3 mm antes de ocorrer o estouro do material. Segundo SCHAEFFER (1999), numa operação ideal de puncionamento, o punção se desloca 1/3 antes de ocorrer o efeito estouro.

Já nos gráficos das Figuras 4.11 e 4.12, verifica-se uma intensa deformação plástica, SCHAEFFER (1999) relata que folgas excessivas causam intensa deformação plástica.

## 5 CONCLUSÃO

Com base nos resultados e discussões realizadas anteriormente, podem ser apresentados as seguintes conclusões.

A dimensão do diâmetro do furo no final do corte é maior que a dimensão do diâmetro no início do corte, o que exige o ajuste da dimensão do furo por uma operação posterior de usinagem ou por corte térmico a laser.

A medida que a folga aumenta, a ruptura (estouro) do material tende a ocorrer mais no final do corte. É verificado que o perfil na região do corte apresenta duas regiões distintas, ou seja, um terço do material apresenta superfície lisa visualmente, sem rugosidade, e o restante apresenta rugosidade, caracterizando o efeito de estouro da chapa puncionada.

Folgas de 2%, 3% e 5% possuem características melhores de conicidade, plasticidade e força de corte do que as realizadas com folgas de 7,5% e 10%. A folga de 2% demonstrou ser a mais indicada para a espessura de chapa modelada, pois possui menor conicidade, força de corte e deformação plástica.

O critério do início do dano é atingido antes de ocorrer à ruptura. O punção penetra na chapa entre 2 e 3 mm, ou seja, aproximadamente um terço antes de ocorrer à ruptura.

A folga de 7,5% simulada neste trabalho e presente na matriz utilizada por ETO (2005) apresentou maior deformação plástica da chapa puncionada, maior conicidade do furo e exigiu maior força de corte, se comparada com as folgas de 2%, 3% e 5%.

Baseado nos resultados experimentais e da literatura, relatados no capítulo de resultados e discussões, concluí-se que o modelamento realizado pela simulação numérica, utilizando o *software* ABAQUS/*Explicit* v 6.7, foi validado.

### 5.1 Sugestões para Trabalhos Futuros

Tendo-se em vista a importância e relevância deste trabalho, bem como a sua fundamentação e resultados obtidos, sugere-se os seguintes pontos para trabalhos futuros:

- estudar o retorno elástico que ocorre após o furo ser puncionado;
- modelar a geometria de punção com brochamento, conforme ETO (2005);
- modelar outras geometrias de punção.

## REFERÊNCIAS

ABAQUS/CAE, **User's Manual**, Version 6.7

AHZI, S., DARIDON, L., CORREIA, J. P. M.; HUSSON, C., **Finite Elements Simulations of Thin Copper Sheets Blanking: Study of Blanking Parameters on Sheared Edge Quality.**, Journal of Materials Processing Technology (2008) 74-83.

AL-MOMANI, EMAD., RAWABDEH, IBRAHIM., **An Application of Finite Element Method and Design of Experiments in the Optimization of Sheet Metal Blanking Process**, Jordan Journal of Mechanical and Industrial Engineering (2008) 53-63, ISSN 1995-6665.

ALTAN, T., **Metal Forming Handbook**, Schuler, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York (1998) 281-282.

ASM INTERNATIONAL, **Metals Handbook**, vol. 12, 9<sup>a</sup> ed., 1993.

ASM INTERNATIONAL, **Metals Handbook**, vol. 14, 9<sup>a</sup> ed., 1993.

BARISIC, B., CAR, Z., IKONI, M., **Analysis of Different Modeling Approach at Determining of Backward Extrusion Force on AlCu5PbBi Material**, Metabk 47(4) 313-316 (2008). ISSN 0543-5846.

BRITO, OSMAR., Estampos de Corte. São Paulo: Hemus Editora Limitada, 1981.

CHASE, R.B. & AQUILANO, N.J. **Production and Operations Management**. 5<sup>th</sup> ed. 1989.

CHAMBERT, J., TOUACHE, A., LEMIALE, V., PICART, P., **Numerical Simulation of the Sheet Metal Blanking Process.**, VIII International Conference on Computational Plasticity – COMPLAS VIII (2005) Barcelona.

ETO, M. A., **Otimização da precisão em furos estampados por ferramenta combinada de puncionamento e brochamento**, (Dissertação de mestrado),

Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais da Universidade Tecnológica Federal do Paraná (PPGEM - UTFPR), 2005.

FANG, G., ZENG, P., LOU, L., **Finite element simulation of the effect of clearance on the forming quality in blanking process**, Journal of Materials Processing Technology 122 (2002) 249-254.

FAURA, F., GARCIA, A., ESTREMS M., **Finite element analysis of optimum clearance in the blanking process**, Journal of Materials Processing Technology 80-81 (1998) 121-125.

GOIJAERTS, A. M., STEGEMAN, Y. W., GOVAERT, L. E., BROKKEN, D., BREKELMANS, W. A. M., BAAIJENS, F. P. T., **Can a new experimental and numerical study improve metal blanking?**, Journal of Materials Processing Technology 100 (2000) 44-50.

GOIJAERTS, A. M., GOVAERT, L. E., BAAIJENS, F. P. T., **Evaluation of ductile fracture models for different metals in blanking**, Journal of Materials Processing Technology 110 (2001) 312-323.

HAMBLI, R., **Prediction of burr height formation in blanking processes using neural network**, International Journal of Mechanical Sciences 44 (2002) 2089-2102.

HAMBLI, R., POTIRON, A., **Finite element modeling of sheet-metal blanking operations with experimental verification**, Journal of Materials Processing Technology 102 (2000) 257-265.

HAMBLI, R., GUERIN, F., **Application of a neural network for optimum clearance prediction in sheet metal blanking processes**, Finite Elements in Analysis and Design 39 (2003) 1039-1052

HATANAKA, N., YAMAGUCHI, K., TAKAKURA, N., **Finite element simulation of the shearing mechanism in the blanking of sheet metal**, Journal of Materials Processing Technology 139 (2003) 64-70.

HATANAKA, N., YAMAGUCHI, K., TAKAKURA, N., IIZUKA, T., **Simulation of sheared edge formation process in blanking of sheet metals**, Journal of Materials Processing Technology 140 (2003) 628-634.

HEDRICK, **Art. STAMPING**, Journal, September/October 2002.

HILLIER, F. & LIEBERMANN. **Introduction to operations research**. Mc Graw Hill. 1988.

HILDITCH, T. B., HODGSON, P. D., **Development of the sheared edge in the trimming of steel and light metal sheet**, Journal of Materials Processing Technology 169 (2005) 192-198.

HONGZHI, D., ZHONGOI, L., **Investigation of Sheet Metal Forming By Numerical Simulation and Experiment**. Journal Of Material Processing Technology 103 (2000) 404-410.

KLINGENBERG, W., SINGH, U. P., **Finite element simulation of the punching/blanking process using in-process characterization of mild steel**, Journal of Materials Processing Technology 134 (2003) 296-302.

KLINGENBERG, W., SINGH U. P., **Further observations and review of numerical simulations of sheet metal punching**, Int. Journal Adv Manufacturing Technological 30 (2006) 638-644.

KOMORI, K., **Simulation of shearing by node separation method**, Computers and Structures 76 (2001) 197-207.

LAI, XINMIN., NI, JUN., LIU, FANG., PENG, LINFA., **Size Effects in Thin Sheet Metal Forming and its Elastic-Plastic Constitutive Model**, Materials and Design 28 (2007) 1731-1736.

LIN, J. C., LIN, W. S., LEE, K. S., TONG, J. L., **The Optimal Clearance Design of Micro-Punching Die**, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering 29 (2008) 79-82.

LUO, S. Y., **Studies on the wear conditions and the sheared edges in punching**, Wear Elsevier Science AS 208 (1997) 81-90.

MARCONDES, P. V. P., LAJARIN, S. F., MAGALHÃES, J. F. S., **Influence of the mesh format, refinement and way of application on sheet forming simulation**, 19th International Congress of Mechanical Engineering - COBEM 2007, November 5-9, 2007, Brasília, DF.

MARCONDES, P. V. P., ETO, A. M., BELTRÃO, P. A. C., BORGES, P. C., **A smart stamping tool for punching and broaching combination**, Journal of Materials Processing Technology 206 (2008) 188-193.

MARCOS, F., **Corte e dobragem de chapas**. São Paulo: Hemus, 1975.

MARYA, S., VILLAR, A., MONTOYA, J., UGART, D., ARRAZOLA, P. J., **Finite Element Modeling of Chip Formation Process with ABAQUS/EXPLICIT**, VIII International Conference on Computational Plasticity – COMPLAS VIII (2005), Barcelona.

MELLO, L. B., MARCONDES, P. V. P., **Punching and Broaching Combos – a Newstamping Tool**, Journal of the Braz, Soc of Mech. Sci & Eng 28 (2006) 94-98.

MELLO, L., **Ferramenta Combinada de Puncionamento com Brochamento**, Monografia do Curso de Especialização em Engenharia de Materiais Metálicos, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Paraná, Curitiba-PR, 2001.

MÉROZ, R., CUENDET, M., **As estampas**. São Paulo: Hemus, 1980

POLACK, ANTONIO VALENCIANO., **Manual prático de estampagem**. São Paulo: Hemus, 1974.

PROVENZA, FRANCESCO., **Estampos II**. São Paulo: F. Provenza, 1976.



RACHIK, M., ROELANDT, J. M., MAILLARD, A., **Some phenomenological and computational aspects of sheet metal blanking simulation**, Journal of Materials Processing Technology 128 (2002) 256-265.

SAMUEL, M., **FEM simulations and experimental analysis of parameters of influence in the blanking process**, Journal of Materials Processing Technology 84 (1998) 97-106.

SCHAEFFER, L., **Conformação Mecânica**, Imprensa Livre Editora, Porto Alegre, 1999.

SHIM, K. H., LEE, S. K., KANG, B. S., WANG, S. M., **Investigation on blanking of thin sheet metal using the ductile fracture criterion and its experimental verification**, Journal of Materials Processing Technology 156 (2004) 1935-1942.

SOCIETY OF MANUFACTURING ENGINEERS (SME), **Die Design Handbook**, Editor: David Alkire Smith, 3ª edição, Michigan(USA), 1990.

SÖDERBERG M., **Finite Element Simulation of Punching**, (Dissertação de mestrado), Universidade Tecnológica de Luleå, ISSN. 1402-1617, 2006.

SOLER, ÁLVAREZ., **Estampos**. São Paulo: Mestre Jou, 1972

VAZ, M. J., BRESSAN, J. D., **A computational approach to blanking processes**, Journal of Materials Processing Technology 126 (2002) 206-212.

WU, TSU-te., **A Proposed Methodology for Strain-Based Failure Criteria**, 2008 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference July 27-31, 2008, Chicago, Illinois.

YOSHIDA, AMÉRICO., **Ferramenteiro (Corte-Dobra-Repuxo)**. São Paulo: L.Oren Editora e Distribuidora de Livros Ltda, 1979.