



Bruno Morais Bueno

**Influência da geometria e altura do
relevo nas forças e tensões de cunhagem**

Dissertação de Mestrado

Dissertação apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, do Departamento de Engenharia Mecânica da PUC-Rio.

Orientador: Prof. Marco Antonio Meggiolaro
Co-orientador: Prof. Jaime Tupiassú Pinho de Castro

Rio de Janeiro,
Setembro de 2023



Bruno Morais Bueno

Influência da geometria e altura do relevo nas forças e tensões de cunhagem

Dissertação apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da PUC-Rio. Aprovada pela Comissão Examinadora abaixo:

Prof. Marco Antonio Meggiolaro

Orientador

Departamento de Engenharia Mecânica – PUC-Rio

Prof. Jaime Tupiassú Pinho de Castro

Co-orientador

Departamento de Engenharia Mecânica – PUC-Rio

Prof^a. Deane de Mesquita Roehl

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental – PUC-Rio

Lírio Schaeffer

Departamento de Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais - UFRGS

Rio de Janeiro, 12 de setembro de 2023

Todos os direitos reservados. A reprodução, total ou parcial, do trabalho é proibida sem autorização da universidade, do autor e do orientador.

Bruno Morais Bueno

Graduou-se em Engenharia Mecânica pela Universidade Presbiteriana Mackenzie em 2011. Atua na área de engenharia industrial, com ênfase em processos de conformação mecânica, usinagem e tratamento térmico.

Ficha Catalográfica

Bueno, Bruno Morais

Influência da geometria e altura do relevo nas forças e tensões de cunhagem / Bruno Morais Bueno ; orientador: Marco Antonio Meggiolaro ; co-orientador: Jaime Tupiassú Pinho de Castro. – 2023.

126 f. : il. color. ; 30 cm

Dissertação (mestrado)—Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Mecânica, 2023.

Inclui bibliografia

1. Engenharia Mecânica – Teses. 2. Cunhagem. 3. Medalha. 4. Microforjamento. 5. Conformação mecânica. 6. Cunho. I. Meggiolaro, Marco Antonio. II. Castro, Jaime Tupiassú Pinho de. III. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Departamento de Engenharia Mecânica. IV. Título.

CDD: 621

À minha família.

Agradecimentos

À artesã da minha vida, Gabriella, agradeço com amor e gratidão por tornar-me uma pessoa melhor a cada dia.

Aos meus irmãos Eder e Renato. Nossa amizade proporciona risos para celebrar as conquistas e força para superar juntos os desafios da vida.

Aos meus pais, Amarildo e Fátima, por serem as estruturas da minha vida que tornaram meus sonhos e realizações possíveis.

Ao meu orientador prof. Jaime. Acreditou e incentivou-me neste trabalho desde nosso primeiro contato.

À professora Deane, cuja ajuda foi fundamental para o sucesso da pesquisa.

À CMB, por proporcionar todo meu desenvolvimento profissional.

À PUC-Rio e todos seus colaboradores com quem tive contato. Serei sempre grato por me proporcionarem essa experiência que levarei comigo para sempre.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

Resumo

Bueno, Bruno Morais; Meggiolaro, Marco Antonio; Castro, Jaime Tupiassú Pinho de. **Influência da geometria e altura do relevo nas forças e tensões de cunhagem**. Rio de Janeiro, 2023. 126p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

A simulação computacional tem sido utilizada como ferramenta para otimizar processos de cunhagem e suportar o desenvolvimento de novos produtos neste setor. Compreender as forças e tensões que ocorrem durante o processo possibilita atuar de forma eficaz nas características do projeto, visando a redução de defeitos no produto e/ou o prolongamento da vida útil das ferramentas. Esta pesquisa teve como objetivo investigar a influência das características do relevo de uma medalha, no que se refere a sua geometria e altura, nas forças requeridas para a execução do processo e nas tensões geradas durante a cunhagem. Para isso, foi criado um modelo computacional 3D de uma medalha de cuproníquel, validado por meio de comparação com dados experimentais de cunhagem. Os resultados demonstram que a metodologia experimental aplicada e o modelo desenvolvido neste trabalho previram com sucesso o fluxo de material de acordo com a força de cunhagem aplicada. Simulações adicionais revelaram que a geometria e a altura dos relevos influenciam diretamente nas forças e tensões. Por exemplo, um relevo com geometria triangular exigiu 66% mais força para ser delineado em comparação com um relevo circular com volume e profundidade equivalentes. Além disso, foi demonstrado que reduzir a altura do relevo em 20% poderia levar a uma redução de 16% na força. Discussões foram feitas a respeito da existência de Regiões Críticas de Cunhagem (RCC) na arte da medalha, caracterizadas por relevos altos e intrincados. Essas regiões serão as últimas a serem delineadas e ditarão as forças requeridas e o patamar de tensões no produto.

Palavras-chave

Cunhagem; Medalha; Microforjamento; Conformação Mecânica; Cunho;

Abstract

Bueno, Bruno Moraes; Meggiolaro, Marco Antonio (Advisor); Castro, Jaime Tupiassú Pinho de (Co-Advisor). **Influence of Geometry and Relief Height on Coining Forces and Stresses**. Rio de Janeiro, 2023. 126p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

Computational simulation has become an essential tool for optimizing the minting process and supporting the development of new products in this industry. Understanding the forces and stresses that occur in the process enables effective control over the project's characteristics, in order to reduce product defects and/or prolong the lifespan of tools. This research aimed to investigate the influence of the relief features of a medal, specifically its geometry and height, on the coining forces required and the tensions generated during the coining. To achieve this goal, a 3D computational model of a copper-nickel medal was created and validated through a comparison with experimental data. The results demonstrate that the applied experimental methodology and the developed model successfully predicted the material flow according to the applied coining force. Additional simulations revealed that the geometry and height of the reliefs directly influence the forces and tensions. For example, a relief with a triangular geometry required 66% more force to be outlined compared to a circular relief with equivalent volume and depth. Furthermore, it was shown that reducing the relief height by 20% may lead to a 16% decrease in coining force. Discussions were held regarding the existence of Critical Coining Regions (CCR) in medal art, characterized by high and intricate reliefs. These regions will be the last to be outlined and will dictate the required forces and stress levels in the final product.

Keywords

Coining; Medal; Microforming; Forming; Die.

Sumário

1 INTRODUÇÃO	18
1.1 Motivação	20
1.2 Objetivos	21
1.3 Metodologia	22
1.4 Estrutura da dissertação	23
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	24
2.1 Conformação mecânica e conceitos gerais	24
2.2 Caracterização de materiais para conformação mecânica	36
2.3 Cunjagem	40
2.4 Plasticidade de metais	44
2.5 MEF aplicado à conformação mecânica	51
3 MATERIAIS E MÉTODOS	65
3.1 Análise de composição química	66
3.2 Análise metalográfica	66
3.3 Ensaio de dureza	68
3.4 Ensaio de compressão de discos	68
3.5 Ensaio do anel	71
3.6 Experimento de cunjagem	72
3.7 Validação do modelo	73
4 MODELO COMPUTACIONAL	75
4.1 Software	75
4.2 Geometria	76
4.3 Material	77
4.4 Malha	78

4.5 Condições de contorno	82
4.6 Contato	83
4.7 Submodelagem	86
4.8 Pós-processamento	87
5 RESULTADOS	89
5.1 Ensaios de dureza, composição e metalografia	89
5.2 Ensaio de compressão de discos	90
5.3 Ensaio do anel e avaliação da influência do atrito	92
5.4 Validação do modelo computacional	94
6 DISCUSSÕES SOBRE OS RESULTADOS	100
6.1 Formação do relevo de referência	100
6.2 Análise das tensões no modelo global	101
6.3 Análise das tensões usando submodelos	102
6.4 Influência da geometria nas forças de cunhagem	106
6.5 Regiões Críticas de cunhagem	108
6.6 Discussão sobre possíveis fontes de erros no estudo	109
7 CONCLUSÃO	111
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	114

Lista de figuras

- Figura 1.1 – Esquema ilustrativo do ferramental de cunhagem (Alexandrino *et al.*, 2019). 19
- Figura 1.2 – Representação esquemática das características do produto gerado por: (a) forjamento; (b) cunhagem. (Adaptado de Ike e Planck, 2003) 19
- Figura 2.1 – Esquema das curvas $\sigma \times \epsilon$ verdadeira e de engenharia de um aço doce. 26
- Figura 2.2 – Seção transversal de uma moeda antiga de dez centavos dos EUA. (a) Aumento em 50x; (b) Aumento em 250x, mostrando uma das interfaces cladeadas, fortemente trabalhada a frio como resultado da operação de cunhagem. (ASM Copper and Copper Alloys, 2001). 27
- Figura 2.3 – Comportamento típico de uma curva de escoamento (adaptado de Schaeffer, 2016). 28
- Figura 2.4 – Influência da taxa de deformação nas curvas de escoamento típicas para materiais metálicos. (a) Baixa temperatura. (b) Alta temperatura (ASM vol. 14A, 2005). 32
- Figura 2.5 – Influência da temperatura na sensibilidade da taxa de deformação para diversos materiais (ASM vol. 14A, 2005). 32
- Figura 2.6 – Modelo de atrito bilinear (Hayhurst e Chan, 2005). 36
- Figura 2.7 – Comparativo entre os ensaios convencionais e de compressão de discos obtidos para um liga de alumínio AA2011-O (Nielsen *et al.* 2011). 38
- Figura 2.8 – Comportamento do corpo de prova de acordo com o grau de atrito. 39
- Figura 2.9 – Exemplo de um ensaio de compressão de anel, com as curvas de calibração e os dados experimentais (Martín *et al.*, 2015). 40
- Figura 2.10 – Ilustração esquemática do processo inicial de cunhagem (Akkus, 2009) 41
- Figura 2.11 – Curva característica da força versus deslocamento em um processo de cunhagem (Alexandrino *et al.*, 2019). 43
- Figura 2.12 – Esquema do critério de escoamento de von Mises no espaço de tensões (a) tridimensional e (b) bidimensional (Altan e Tekkaya, 2012). 47
- Figura 2.13 – Encruamento isotrópico para o critério de escoamento de Mises (adaptado de Altan e Tekkaya, 2012). 49

Figura 2.14 – Representação dos modelos cinemático e misto de encruamento.	50
Figura 2.15 – Comparativo entre a solução analítica e a solução em FEM com efeito <i>hourglass</i> , para um vaso pressurizado (Bower, 2010).	60
Figura 2.16 – Representação da malha e do fluxo de material de acordo com a abordagem utilizada. (ABAQUS, 2014).	61
Figura 2.17 – Ilustração do efeito da malha adaptativa no controle das distorções dos elementos (ABAQUS, 2014).	62
Figura 3.1 – Amostra utilizada na análise química, com duas regiões centelhadas.	66
Figura 3.2 – Representação do plano de corte “A” das amostras para a metalografia	67
Figura 3.3 – Amostras embutidas, polidas e atacadas quimicamente.	67
Figura 3.4 – Amostra com duas indentações adjacentes.	68
Figura 3.5 – Disco original e corpo de prova usinado.	69
Figura 3.6 – Ferramentas da prensa lubrificadas e corpo de prova.	69
Figura 3.7 – Amostras fabricadas para o ensaio de compressão do anel.	71
Figura 3.8 – Modelo axissimétrico para o ensaio do anel.	72
Figura 3.9 – Protótipo da medalha cunhada.	72
Figura 3.10 – Projeto da matriz em CAD.	73
Figura 3.11 – Indicação da geometria adotada como relevo de referência.	74
Figura 3.12 – Mensuração do relevo: no modelo (à esq.) e no experimento (à dir.).	74
Figura 4.1 – Vista explodida do modelo.	76
Figura 4.2 – Elementos rígidos R3D4 utilizados na malha do cunho.	78
Figura 4.3 – Cunho discretizado com elementos quadriláteros.	79
Figura 4.4 – Elementos do tipo C3D8R com integração reduzida 1x1x1.	79
Figura 4.5 – Resultados das forças e formação do relevo para convergência da malha.	81
Figura 4.6 – Gráfico comparativo entre a energia interna e a energia artificial de deformação para o modelo com 8 camadas.	81
Figura 4.7 – Representação de $\frac{1}{4}$ do disco discretizado.	82
Figura 4.8 – Deslocamento vertical aplicado de forma suavizada ao cunho superior.	83

Figura 4.9 – Relação entre pressão e sobrefechamento do tipo <i>hard contact</i> (ABAQUS, 2014).	85
Figura 4.10 – Penetrações da superfície mestra na superfície escrava devido a discretização grosseira (ABAQUS, 2014).	86
Figura 4.11 – Representação do submodelo e dos nós do modelo global que serão interpolados (ABAQUS, 2014).	87
Figura 5.1 – Microestrutura da liga CuNi25 com ampliação de 200x, 500x e 1000x.	89
Figura 5.2 – Curvas de tensão e deformação verdadeiras do ensaio e detalhes dos corpos de prova.	90
Figura 5.3 – Curva de escoamento medida e a curva de Leitão et al. (1996).	91
Figura 5.4 – Da esquerda para direita: amostra original; reduzida em 20%; 40%; e 50%.	92
Figura 5.5 – Resultados do ensaio de compressão do anel e curvas de calibração geradas no modelo computacional.	92
Figura 5.6 – Relevo formado para as diferentes condições de atrito.	94
Figura 5.7 – Comparativos entre amostras cunhadas experimentalmente e o modelo.	95
Figura 5.8 – Relevos arredondados da amostra (d).	96
Figura 5.9 – Detalhes da amostra (e).	96
Figura 5.10 – Detalhes da amostra (f).	96
Figura 5.11 – Perfil do relevo de referência para as amostras de (b) a (h).	97
Figura 5.12 – Curva de força <i>versus</i> deslocamento do modelo para a amostra (h).	98
Figura 5.13 – Energias interna, cinética e de deformação artificial do disco.	99
Figura 6.1 – Evolução dos relevos durante o ensaio de cunhagem.	100
Figura 6.2 – Tensões de Mises para as diferentes amostras.	102
Figura 6.3 – Tensões e deformações equivalentes na amostra (h).	102
Figura 6.4 – Identificação da região do Submodelo 1.	103
Figura 6.5 – Distribuição de tensões: à esq. o modelo global; à dir. o Submodelo 1.	103
Figura 6.6 – Detalhes das deformações equivalentes: à esq. o modelo global; à dir. o Submodelo 1.	103
Figura 6.7 – Comparativo de relevo de referência para o modelo global e o Submodelo 1.	104

Figura 6.8 – Detalhes da geometria “T”.	104
Figura 6.9 – Influência dos raios na formação do relevo e nas tensões no Submodelo 1.	105
Figura 6.10 – Tensões no Submodelo 2 com geometrias circulares.	106
Figura 6.11 – Cunhos discretizados para os modelos triangular e circular.	107
Figura 6.12 – Distribuições de tensões (acima), e deslocamento vertical (abaixo), para uma força de 150kN.	107
Figura 6.13 – Detalhes do relevo no vértice do triângulo para diferentes cargas de cunhagem.	108
Figura 6.14 – Distribuição de tensões após a aplicação da carga necessária para cunhar cada modelo.	108
Figura A.1 – Esquema ilustrativo da montagem do modelo auxiliar e, ao lado, a peça cunhada.	122
Figura A.2 – Vista superior do disco após a cunhagem para os três métodos de controle <i>hourglass</i> .	123
Figura A.3 – Detalhe do preenchimento do disco na cavidade do cunho para os três métodos de controle <i>hourglass</i> .	123
Figura A.4 – Distribuições de tensões para os três métodos de controle <i>hourglass</i> .	124
Figura A.5 – Evolução da energia interna e cinética em função do tempo para os três métodos de controle <i>hourglass</i> .	124
Figura A.6 – Energia de artificial de deformação ao longo do tempo para os três métodos de controle <i>hourglass</i> .	125

Lista de tabelas

Tabela 2.1 - Formulações de elementos finitos e implementações computacionais aplicadas a conformação mecânica (adaptado de Tekkaya e Martins, 2008).	52
Tabela 3.1 – Parâmetros do ensaio de compressão de discos.	70
Tabela 4.1 – Dados da curva do material inseridos no modelo.	78
Tabela 5.1 – Composição química da liga de cobre e níquel.	91
Tabela 5.2 – Comparativo de força entre o modelo e o ensaio de compressão do anel.	93
Tabela 5.3 – Forças resultantes para diferentes condições de atrito.	93
Tabela A.1 – Custo computacional das análises.	126

Lista de abreviaturas e símbolos

Abreviaturas

ALE	Arbitrária Lagrangeana Euleriana
CCC	Cúbico de Corpo Centrado
CFC	Cúbico de Face Centrada
HC	Hexagonal Compacta
MEF	Método dos Elementos Finitos
PVD	<i>Physical Vapor Deposition</i>
RCC	Região Crítica de Cunjagem
S-OES	<i>Spark Optical Emission Spectrometry</i>

Símbolos

C	Coefficiente de resistência
C_d	Velocidade de propagação de uma onda dilatacional
d	Diâmetro
e	Espessura
E	Módulo de Elasticidade
E_I	Energia interna
E_V	Energia absorvida por dissipação viscosa
E_c	Energia cinética
E_F	Energia de fricção
E_W	Trabalho realizado pelas forças externas
E_{Total}	Energia total
F	Matriz de forças
f	Função de escoamento
h	Expoente de sensibilidade à taxa de deformação
I	Tensor identidade
J_1, J_2, J_3	Invariantes
k	Resistência ao cisalhamento

K	Matriz de rigidez
L_e	Comprimento característico do elemento
M	Matriz de massas
m	Fator de atrito
n	Expoente de endurecimento
p	Pressão hidrostática
R	Vetor de forças residuais
s	Tensor desviador
T	Temperatura
t	Tempo
T_m	Temperatura de fusão
u	Deslocamento
\ddot{u}	Aceleração
V	Volume
ε_v	Deformação verdadeira
ε_{eng}	Deformação de engenharia
ε	Deformação
$\dot{\varepsilon}$	Taxa ou velocidade de deformação
$d\lambda$	Fator de proporcionalidade
μ	Coefficiente de atrito
ρ	Densidade
σ	Tensor de tensões
σ_v	Tensão verdadeira
σ_{eng}	Tensão de engenharia
σ_o	Limite de escoamento
σ_e	Tensão de escoamento
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Tensões principais
σ_y	Tensões de escoamento de Mises
τ_f	Tensão de atrito

A perspectiva sobre um futuro melhor é a força motriz que nos move de forma contínua e natural. Sem ela a jornada da vida interrompe-se e perde seu brilho, deixando apenas sombras do que poderia ser.

Autor anônimo

1 INTRODUÇÃO

A indústria de manufatura destaca-se pelo emprego de diversos processos de conformação mecânica, os quais desempenham um papel fundamental na criação de uma ampla variedade de produtos utilizados em nosso cotidiano. O forjamento de componentes de máquinas como parafusos, arruelas e cruzetas, a laminação de chapas e barras de aço, a trefilação de arames, a estampagem de peças automotivas e a extrusão de perfis metálicos para a construção civil, são apenas alguns exemplos desse vasto campo de aplicação da conformação mecânica.

Além daqueles processos tradicionais, existem técnicas especializadas com aplicações mais restritas, como a cunhagem. Essa técnica desempenha um papel fundamental na produção de moedas e medalhas, sendo o foco central deste estudo. Além disso, a cunhagem é empregada também para reduzir a espessura em regiões específicas de componentes eletroeletrônicos, e para fabricar talheres estampados e botões metálicos (Akkus, 2009).

A cunhagem é um processo de conformação mecânica a frio, no qual a forma final do produto é obtida diretamente, sem a necessidade de processos posteriores, técnica conhecida como conformação "*net shape*" (Alexandrino *et al.*, 2019). Esse método é frequentemente classificado como microconformação devido à sua capacidade de gerar detalhes de geometria refinada, com alta precisão, em uma superfície relativamente pequena (Navarrete *et al.*, 2020).

Normalmente realizada em matrizes fechadas, o processo envolve o uso de um conjunto de ferramentas, composto por duas matrizes (superior/inferior ou anverso/reverso), também conhecidas como cunhos, e um anel denominado virola, responsável por restringir as deformações radiais do *blank* na forma de disco.

A partir do movimento de uma das matrizes, o disco é comprimido e os detalhes gravados nessas matrizes são transferidos para o produto final.

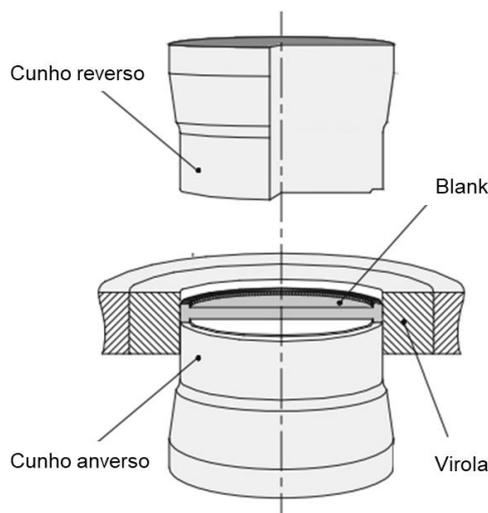


Figura 1.1 – Esquema ilustrativo do ferramental de cunhagem (Alexandrino *et al.*, 2019).

De acordo com Ike & Planck (1998), a cunhagem se diferencia do processo convencional de forjamento devido à proporção reduzida entre os padrões de relevo formados na superfície em relação ao diâmetro da medalha, bem como à baixa relação entre a altura dos relevos e a espessura do disco.

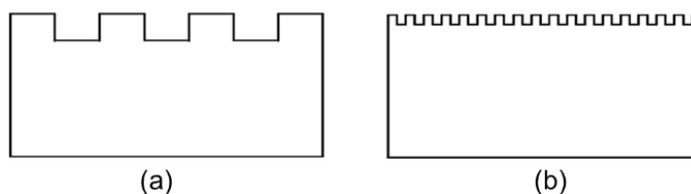


Figura 1.2 - Representação esquemática das características do produto gerado por: (a) forjamento; (b) cunhagem. (Adaptado de Ike & Planck, 2003)

Embora a produção de moedas e medalhas parta do mesmo princípio de fabricação, elas possuem características e finalidades distintas. A principal delas é que as medalhas não possuem valor de face e, portanto, não podem ser usadas como meio monetário oficial do país, ao contrário das moedas.

Outro diferencial está relacionado ao uso materiais mais nobres na fabricação de medalha, tais como o ouro e a prata, com o objetivo de agregar maior valor ao produto.

Enquanto as moedas são fabricadas em grandes quantidades para atender às necessidades do sistema monetário em circulação, as medalhas têm produção mais limitada devido à menor demanda e ao seu caráter de colecionismo. Essa distinção resulta em requisitos de qualidade mais rigorosos para as medalhas, uma vez que

são apreciadas como objetos de valor, representando conquistas, reconhecimento ou homenagens.

Sob o aspecto comercial e de manutenção do negócio, é necessário promover o lançamento novas medalhas ao longo de todo o ano, com novas artes que referenciem celebridades, eventos históricos, datas comemorativas e personagens.

A cada novo projeto, um longo tempo é consumido para a realização de todas as etapas de desenvolvimento, que vão desde a concepção da arte até a cunhagem do produto final, passando pelas etapas de fabricação dos ferramentais e *try-outs*.

Embora a simulação numérica seja uma ferramenta valiosa para desenvolver produtos por conformação mecânica, ainda há poucos estudos na literatura aberta que usam essa ferramenta para simular processos de cunhagem. Essa lacuna ocorre porque a técnica de cunhagem é aplicada em um mercado mais restrito, composto principalmente por empresas emissoras de meio circulante (Buffa *et al.*, 2007).

1.1 Motivação

Num cenário de competitividade industrial, tanto a otimização de processos quanto a redução de custos são fatores determinantes para a saúde financeira das empresas. Segundo Tekkaya & Martins (2008), o uso do Método dos Elementos Finitos (MEF) na conformação mecânica pode otimizar os custos e a qualidade dos produtos, acelerar o desenvolvimento de novos produtos e processos, ampliar o conhecimento técnico do processo e compensar lacunas de experiência tecnológica. No entanto, a complexidade da simulação computacional com o MEF em processos de conformação mecânica representa um desafio para engenheiros e pesquisadores.

Essa dificuldade é resultado de vários aspectos intrínsecos à natureza desses processos, dentro os quais destacam-se as não linearidades geométrica e do material, as condições de contato complexas que se desenvolvem entre as ferramentas e a peça e, no caso da cunhagem, a necessidade de malhas extremamente refinadas para representar com precisão as microgeometrias do relevo, o que acarreta um alto custo computacional.

Atualmente, o uso do MEF para simular processos de cunhagem apresenta duas frentes de pesquisa das atividades fabris. Na primeira, as análises e simulações têm foco no estudo do produto. Nesse contexto, o MEF é empregado para projetar

novas moedas e medalhas, prevenir defeitos e reduzir custos e tempo associados aos testes práticos. O principal objetivo das simulações é prever a forma final do produto e avaliar o fluxo de material, bem como o preenchimento das cavidades ao término do processo. Essas informações podem ajudar as equipes artística, de engenharia e comercial a desenvolver novos produtos. Além disso, a análise por meio do MEF possibilita estimar as forças de cunhagem envolvidas no processo, algo indispensável para definir os equipamentos adequados de produção e verificar a capacidade das matrizes de suportar as cargas exigidas, evitando danos ou falhas durante o processo produtivo.

A segunda frente aborda o projeto dos cunhos, visando estender sua vida útil e prevenir falhas prematuras, simulando as tensões e as forças exercidas sobre as ferramentas. Essas análises podem ser úteis para identificar áreas de alta tensão e, a partir disso, efetuar modificações nas características do relevo, como altura, forma, ângulo de inclinação e raios de concordância, a fim de reduzir os esforços. O prolongamento da vida útil dos cunhos tem sua importância devido à complexidade da fabricação das ferramentas, que envolve usinagem de precisão, tratamentos térmicos, deposição de recobrimentos metalúrgicos duros e polimento. Falhas prematuras nos cunhos geram custos adicionais e atrasos na produção, enquanto o trincamento ou desgaste excessivo das matrizes resulta em produtos defeituosos.

Naturalmente, essas duas frentes podem ser combinadas para potencializar o uso da simulação computacional e obter o máximo de dados para suportar as decisões da empresa. Independentemente do foco escolhido, é crucial compreender a influência das características do relevo da medalha nas forças de cunhagem, no fluxo de material e nas tensões desenvolvidas no produto.

1.2 Objetivos

1.2.1 Objetivo geral

O objetivo principal deste estudo é avaliar como a geometria e a altura do relevo de uma medalha influenciam na força de cunhagem, no fluxo de material e nas tensões desenvolvidas no produto. Para as análises previstas na pesquisa, são empregadas uma abordagem computacional e experimental.

1.2.2 Objetivo secundário

Este estudo tem como objetivo secundário desenvolver uma metodologia de modelagem computacional elastoplástica 3D para simular o processo de cunhagem de medalhas, que possa ser usada em novos projetos ou na otimização de produtos e ferramentas existentes.

A metodologia engloba a definição dos ensaios necessários para a caracterização dos materiais, a recomendação dos parâmetros de entrada do modelo computacional e a proposição das formas de validação do modelo.

1.3 Metodologia

Na etapa inicial do estudo testes de dureza, composição química e metalografia são usados para identificar o material usado e avaliar seu estado de encruamento. Na sequência, são feitos testes de compressão de discos e de compressão do anel para determinar a curva de tensão *versus* deformação do material e o coeficiente de atrito entre o disco e os cunhos, respectivamente.

Por fim, são cunhadas diversas amostras da medalha projetada especificamente para este estudo, usando diferentes cargas de cunhagem. Essas amostras são usadas para avaliar a influência das características do relevo no fluxo de material e para validar o modelo, por meio de avaliações qualitativas visuais e quantitativas topográficas.

Um modelo computacional 3D é desenvolvido usando o *software* comercial ABAQUS, e seu *solver* de resolução dinâmico explícito. As mesmas forças de cunhagem aplicadas no experimento são usadas na simulação de diferentes modelos.

Após validar o modelo, estuda-se o comportamento das tensões na medalha, de acordo com as características dos relevos. Para esta análise, são desenvolvidos submodelos com malhas mais refinadas em regiões de interesse do modelo global.

Ao final, são gerados dois modelos complementares, com diferentes geometrias de relevo, porém com mesma área e profundidade, para avaliar o efeito da geometria nas forças de cunhagem requeridas para o processo.

1.4 Estrutura da dissertação

Este trabalho contém sete capítulos.

O Capítulo 1 introduz conceitos relacionados à cunhagem e destaca a importância do uso da simulação computacional em processos de conformação mecânica. Também fazem parte deste capítulo a justificativa do trabalho, sua metodologia e os objetivos da pesquisa.

O Capítulo 2 faz uma revisão bibliográfica abrangente sobre a fundamentação teórica necessária para o desenvolvimento deste trabalho. São abordados tópicos relacionados à conformação mecânica, cunhagem, plasticidade de metais e o método dos elementos finitos.

O Capítulo 3 descreve detalhadamente os materiais e as metodologias usadas para realizar os ensaios e experimentos.

O Capítulo 4 apresenta a modelagem computacional desenvolvida, descrevendo os principais parâmetros usados na geração do modelo.

O Capítulo 5 apresenta os resultados dos experimentos e do modelo computacional.

O Capítulo 6 faz as análises da influência da geometria e da altura dos relevos nas forças de cunhagem e tensões.

Por fim, o Capítulo 7 traz as conclusões do trabalho e as recomendações para estudos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Conformação mecânica e conceitos gerais

A conformação mecânica engloba uma ampla variedade de processos com características distintas, que podem ser classificados por diferentes critérios, incluindo: temperatura de trabalho, tipo de esforço aplicado, nível de deformação do material, variação relativa da espessura da peça e propósito da deformação. Uma classificação proposta por Altan & Tekkaya (2012) divide esses processos em três categorias principais: processos de deformação massiva (*bulk*), processos de conformação de chapas metálicas e processos de conformação híbrida.

Os processos de deformação massiva incluem o forjamento, a laminação, a extrusão e a trefilação. Esses processos são caracterizados por grandes deformações plásticas, resultando em grandes mudanças na forma da peça. O termo "deformação massiva" refere-se à relação entre a área e o volume do material, que é baixa na matéria-prima inicial, e aumenta consideravelmente após a conformação.

Os processos de conformação de chapas metálicas são usados para moldá-las em geometrias tridimensionais, eventualmente complexas. Exemplos incluem o repuxo, o corte, a estampagem e o estiramento. A conformação das chapas metálicas visa promover mudanças significativas na sua forma, sem alterar a seção transversal da chapa, embora a redução da espessura seja uma consequência inevitável.

Os processos de conformação híbrida combinam a deformação massiva e a conformação de chapas metálicas, quando a geometria da peça permite a aplicação de ambos os processos. Por exemplo, uma peça em formato de copo pode passar por um processo de estampagem profunda seguida de um processo de *ironing* para reduzir a espessura da parede. Até certo ponto, a cunhagem pode ser classificada como um processo híbrido, pois faz uso de matérias-primas obtidas a partir do corte de chapas, ao mesmo tempo que promove mudanças na superfície e espessura do disco metálico, característica da conformação massiva.

Outras referências preferem classificar a cunhagem como uma variação do forjamento (ASM vol. 14, 1998; Buffa *et al.*, 2007).

Apesar das particularidades de cada processo de conformação, todos compartilham conceitos teóricos comuns relacionados às tensões e deformações, plasticidade, conservação do volume, aspectos tribológicos e equipamentos, que são discutidos ao longo deste capítulo.

2.1.1 Relações entre tensões e deformações

Os metais podem deformar-se elástica e plasticamente. As deformações elásticas são relativamente pequenas e reversíveis, cessando quando cessa a sollicitação mecânica, ao contrário das deformações plásticas, que são permanentes e podem provocar grandes alterações na geometria das peças.

A análise das deformações plásticas dos metais é fundamental no estudo da conformação mecânica. Segundo Cetlin & Helman (2018), ela pode ser feita de duas maneiras: (i) investigando a estrutura cristalina do metal durante a deformação plástica, usando princípios da física dos sólidos e da metalurgia física; (ii) considerando o metal como um meio contínuo e medindo suas propriedades sem investigar os mecanismos de deformação, com base na mecânica do meio contínuo.

A primeira abordagem, segundo os autores, pode explicar muitos fenômenos, mas é essencialmente qualitativa. Ela considera os mecanismos microestruturais que causam a deformação plástica do material, como e.g. o movimento das discordâncias, o rearranjo de átomos e mudanças na estrutura cristalina. Todavia, seu uso para avaliações quantitativas macroscópicas é limitado.

Já a segunda abordagem, aplicada nesta pesquisa, permite avaliar quantitativamente as relações entre as sollicitações e as respostas do material durante sua deformação plástica. Ela assume que a liga metálica é um meio contínuo e usa conceitos e equações da mecânica dos sólidos deformáveis para modelar o comportamento mecânico dos materiais, como e.g. o equilíbrio de forças e as relações entre tensões, deformações e as propriedades mecânicas do material.

As curvas que correlacionam as tensões e deformações são essenciais para quantificar o comportamento dos materiais durante os processos de conformação.

As curvas de tensão versus deformação verdadeira e de engenharia são duas representações diferentes do comportamento mecânico do material.

A curva tensão×deformação, $\sigma\varepsilon$, de engenharia é obtida através de medidas diretas da carga aplicada e do alongamento do corpo de prova (CP), assumindo que sua seção transversal permanece fixa durante o ensaio. Essa abordagem simplificada é muito usada na engenharia estrutural e gera previsões satisfatórias na maioria das aplicações elásticas. Por outro lado, a curva $\sigma\varepsilon$ verdadeira considera a variação da seção transversal do CP à medida que a deformação ocorre, descrevendo melhor o comportamento real do material. Essa abordagem é indispensável para modelar grandes deformações plásticas, como nos processos de conformação mecânica. A Figura 2.1 ilustra o comportamento das curvas verdadeira e de engenharia.

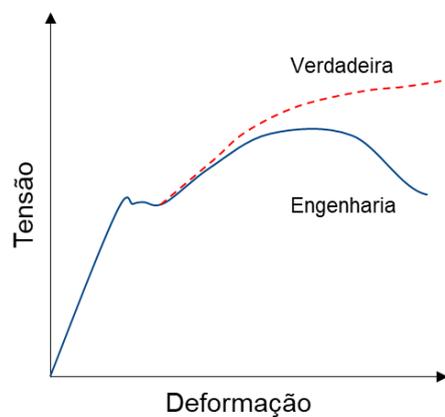


Figura 2.1 – Esquema das curvas $\sigma\varepsilon$ verdadeira e de engenharia de um aço doce.

As tensões e deformações de engenharia, obtidas facilmente em um ensaio de tração uniaxial, podem ser relacionadas aos seus valores verdadeiros por:

$$\sigma_v = \sigma_{eng} * (1 + \varepsilon_{eng}) \quad (2.1)$$

$$\varepsilon_v = \ln(1 + \varepsilon_{eng}) \quad (2.2)$$

No caso de curvas obtidas a partir de ensaios de tração, as eq. (1.1) e (1.2) são válidas até o início da estricção, a partir do qual o estado de tensões deixa de ser uniaxial (Prakash & Uday, 2008).

Embora as deformações de engenharia e verdadeira sejam quase iguais no regime elástico das ligas metálicas, cuja maior deformação elástica quase sempre é da ordem de $0.001 < \varepsilon_{el_max} < 0.01$, elas podem ser muito diferentes no regime plás-

tico (Figura 2.1). Por este motivo o uso da curva $\sigma\varepsilon$ verdadeira é essencial nas análises do comportamento do material em processos de conformação mecânica. A deformação plástica gerada por conformação altera a forma dos grãos, aumenta a quantidade de contornos de grãos por volume, altera a orientação dos grãos para uma direção preferencial e aumenta a quantidade de defeitos e de discordâncias por unidade de volume (Schaeffer, 2020).

Alguns desses fenômenos estão diretamente ligados ao encruamento (ou ao aumento de resistência por deformação plástica) que as ligas metálicas tendem a sofrer durante sua conformação mecânica. As discordâncias se movem e acumulam durante a deformação plástica do material, criando barreiras ao movimento de outras discordâncias e dificultando deformações adicionais, aumentando sua resistência mecânica, mas também reduzindo sua ductilidade e sua conformabilidade. Logo, o controle adequado do encruamento é essencial para equilibrar a resistência e a ductilidade do metal usado como matéria-prima.

Tratamentos térmicos de recozimento podem minimizar ou até remover os efeitos do encruamento. No caso da cunhagem, como as matérias-primas na forma de disco são obtidas a partir do corte de chapas laminadas ainda encruadas, o recozimento prévio em geral é desejável.

A Figura 2.2 mostra a microestrutura de uma antiga moeda de dez centavos dos EUA composta por um revestimento de uma liga C71300 (0.75Cu-0.25Ni) cladeados por cunhagem em ambos os lados de um núcleo de cobre puro. É possível observar os efeitos do trabalho a frio nos revestimentos, com elevado estiramento dos grãos e deformações plásticas permanentes. Este estiramento é menor no interior do núcleo, o qual permanece praticamente num estado recozido.

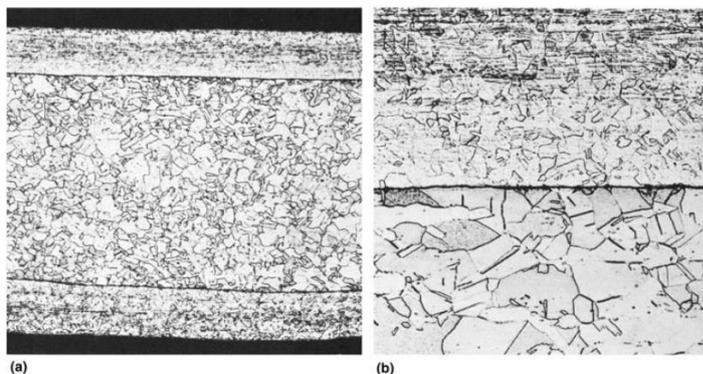


Figura 2.2 – Seção transversal de uma moeda antiga de dez centavos dos EUA. (a) Aumento em 50x; (b) Aumento em 250x, mostrando uma das interfaces cladeadas, fortemente trabalhada a frio como resultado da operação de cunhagem. (ASM Copper and Copper Alloys, 2001).

2.1.2 Tensão de escoamento e curva de escoamento

A tensão de escoamento σ_e é definida como aquela que inicia a deformação plástica nos CPs de tração submetidos a um estado uniaxial de tensões. Seu valor depende do material (composição química, microestrutura, etc.), do estado de deformação pré-existente ε , da velocidade de deformação $\dot{\varepsilon}$ e da temperatura T (Schaeffer, 2012).

$$\sigma_e = f(\text{material}, \varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) \quad (2.3)$$

Quando o material é carregado de forma monotônica, a tensão de escoamento inicial é igual ao limite de escoamento σ_o do material. A partir desse ponto, devido aos efeitos de encruamento, os valores de σ_e tendem a aumentar com o progresso das deformações, exigindo maiores tensões para que novas parcelas de deformação plástica ocorram. A parte plástica da curva tensão-deformação verdadeira quantifica os diversos valores de σ_e em função da deformação total.

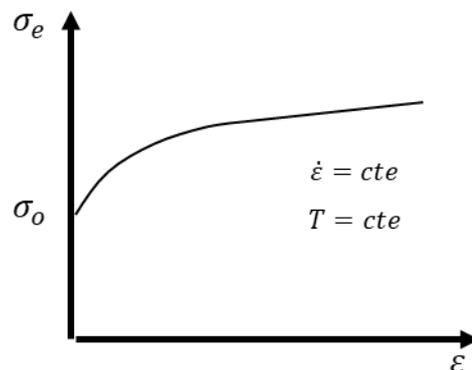


Figura 2.3 – Comportamento típico de uma curva de escoamento (adaptado de Schaeffer, 2016).

Para modelar o comportamento plástico dos materiais conformados a frio em análises numéricas, é necessário definir a curva de escoamento até as deformações máximas que ocorrem durante a conformação. Normalmente, as deformações reais alcançadas nestes processos excedem muito as deformações máximas obtidas nos ensaios de tração, ou mesmo de compressão, utilizados na caracterização do material.

Várias equações constitutivas podem ajustar as curvas de escoamento obtidas experimentalmente, para possibilitar sua extrapolação até deformações maiores, não mensuradas experimentalmente (Hering *et al*, 2019; Tekkaya, 2005). Estas

equações possibilitam também a fácil inserção do comportamento plástico do material no modelo computacional (Nielsen *et al.*, 2013). Dentre as equações constitutivas mais usadas para ajustar a curva de escoamento, estão os modelos de Voce, Swift, Ludwik e Hollomon, além de suas combinações e variações.

O modelo simplificado de Hollomon (1945) assume encruamento isotrópico, e pode descrever bem endurecimento das ligas metálicas (Chales *et al.*, 2021). Na simulação de processos de cunhagem, Leitão *et al.* (1996) e Buffa *et al.* (2007) usaram este modelo ajustar os dados da curva $\sigma\varepsilon$ de uma liga de cuproníquel CuNi25 no estado recozido, ao passo que Alexandrino *et al.* (2019) utilizou-o para ajustar os dados obtidos em um ensaio de tração para prata pura. O modelo de Hollomon é dado pela eq. (2.4), onde ε é a deformação verdadeira, n é o expoente de encruamento e C é o coeficiente de resistência por deformação plástica.

$$\sigma_e = C \cdot \varepsilon^n \quad (2.4)$$

É importante destacar que a equação é válida apenas para processos a frio e para deformações situadas dentro da região plástica da curva, ou seja, $\varepsilon \geq \varepsilon_{el,max}$.

Na expressão de Hollomon, o expoente de encruamento mede a capacidade de um metal endurecer por deformação. Valores maiores indicam maiores graus de endurecimento por deformação. Para a maioria dos metais, o expoente de encruamento varia entre 0.10 e 0.50.

2.1.3 Lei da Constância de Volume

Apesar dos metais apresentarem pequenas alterações no volume durante o regime elástico, as deformações plásticas não alteram o volume do material. As variações elásticas costumam ser desprezadas em processos de conformação mecânica em virtude de sua pequena magnitude. Com isso, os processos obedecem à Lei da Constância de Volume e podem ser modelado como isocórico (Schaeffer, 2012). A soma das três deformações verdadeiras principais é sempre igual a zero.

Adotando um cubo elementar como referência, onde seu volume inicial é igual a ($V_o = a_o \cdot b_o \cdot l_o$) e seu volume final ($V = a \cdot b \cdot l$), temos que:

$$V = V_o$$

$$a \cdot b \cdot l = a_o \cdot b_o \cdot l_o$$

$$\ln(a \cdot b \cdot l) = \ln(a_o \cdot b_o \cdot l_o)$$

$$\ln \frac{a}{a_0} + \ln \frac{b}{b_0} + \ln \frac{l}{l_0} = 0$$

$$\varepsilon_{(a)} + \varepsilon_{(b)} + \varepsilon_{(l)} = 0 \quad (2.5)$$

Como visto adiante, a conservação de volume pode gerar dificuldades adicionais do ponto de vista computacional causadas pelo fenômeno de travamento volumétrico (*volumetric locking*) dos elementos usados na discretização do corpo.

2.1.4 Efeitos da temperatura em processos de conformação

Os processos de conformação mecânica podem ser realizados a frio ou a quente. No trabalho a quente a conformação é feita em temperaturas elevadas, próximas ou acima da temperatura de recristalização do material, quando este se torna mais maleável e dúctil, o que facilita a deformação. A alta temperatura também contribui para a redução das forças necessárias e minimiza a ocorrência de defeitos, como trincas e rupturas. Além disso, a conformação a quente pode resultar em uma melhor redistribuição de tensões e numa maior capacidade de fluxo do material.

O trabalho a frio, como na cunhagem, envolve a conformação em temperaturas abaixo da temperatura de recristalização. Nesse caso, o material encrua, tornando-o mais resistente conforme o processo avança, requerendo maiores esforços para a deformação. Segundo Schaeffer (2022), as vantagens do processo de conformação a frio são: menor quantidade de matéria prima consumida, pois após o processo o produto já estará praticamente em sua forma final, o que reduz a quantidade de sobremetal necessário para operação de usinagem posterior; melhoria nas propriedades mecânicas da peça, uma vez que a deformação a frio, em geral, aumenta o limite de ruptura, o limite de escoamento e a dureza; alta produtividade, pois elimina a necessidade das etapas de aquecimento do *blank* e usinagem do produto; precisão dimensional, uma vez que as dilatações térmicas são menores; e bom acabamento superficial.

Uma terceira categoria, encontrada em algumas referências, refere-se à condição de trabalho a morno, que utiliza faixas de temperatura intermediárias em relação aos processos a quente e a frio.

Mesmo nos processos a frio, pode ocorrer um aumento de temperatura devido às deformações e ao atrito. Como destacado por Cetlin & Helman (2018), a maior parte da energia fornecida para deformar um metal é convertida em calor e, quanto

maior a taxa de deformação, menor é a dissipação desse calor, resultando em um aumento de temperatura no metal.

No caso da cunhagem de medalhas, a velocidade dos equipamentos é relativamente baixa, o que resulta em níveis de deformação e taxas de carregamento que não são suficientes para causar variações significativas de temperatura a ponto de alterar aspectos metalúrgicos do material. Por este motivo, efeitos atrelados a mudanças de temperatura são desprezados na maioria das análises envolvendo o processo.

2.1.5 Efeitos da velocidade de deformação

A velocidade ou a taxa de deformação é dada pela variação da deformação em relação ao tempo.

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} \quad (2.6)$$

Além de sua influência nas resistências ao escoamento, a taxa de deformação também pode ser usada para quantificar efeitos dinâmicos em um processo.

De acordo com Haddad (2000, *apud* Guo, 2009), velocidades de deformação entre 10^{-1} e $10^2 s^{-1}$ geralmente caracterizam um regime de taxas médias ou intermediárias, em que os efeitos inerciais e de propagação de ondas em metais começam a ser percebidos, mas ainda em uma baixa magnitude. Ainda segundo o autor, os efeitos inerciais se tornam relevantes para taxas acima de $10^3 s^{-1}$.

De modo geral, o aumento da taxa de deformação aumenta as resistências ao escoamento, em particular em processos a quente. A eq. (2.7) é comumente usada para mensurar os efeitos da taxa de deformação na resistência ao escoamento:

$$\sigma_e = C \cdot \dot{\varepsilon}^h \quad (2.7)$$

onde C é uma constante que depende do material, da deformação e da temperatura, e h é o expoente que indica a sensibilidade da resistência ao escoamento à taxa de deformação. Para a maioria das ligas metálicas na temperatura ambiente, h varia entre 0 a 0.03 (ASM vol. 14A, 2005). A Figura 2.4 representa esquematicamente como a mudança de uma baixa para uma alta taxa de deformação afeta as curvas de escoamento. Sob condições de conformação a frio (Figura 2.4a), um aumento na

taxa de deformação resulta em um leve aumento na tensão de escoamento, com a forma da curva sendo muito similar em ambas as taxas.

Ao deformar o mesmo material em alta temperatura (Figura 2.4b), uma baixa taxa de deformação resulta em uma curva que é tipicamente quase horizontal, devido aos mecanismos de difusão, recuperação e/ou recristalização terem tempo para contrabalancear os efeitos de endurecimento. Em altas taxa de deformação não há tempo suficiente para que isso ocorra e a tensão aumenta em função da deformação.

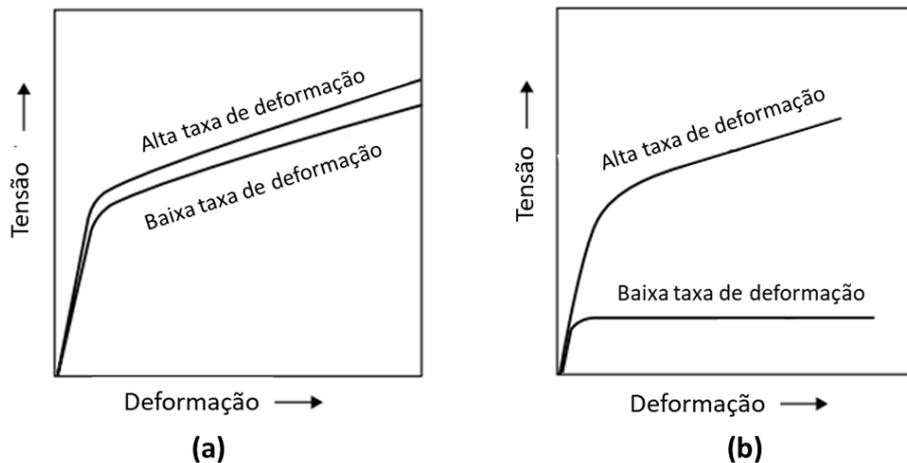


Figura 2.4 – Influência da taxa de deformação nas curvas de escoamento típicas para materiais metálicos. (a) Baixa temperatura. (b) Alta temperatura (ASM vol. 14A, 2005).

A sensibilidade à taxa de deformação quantifica o quanto a curva de escoamento é afetada por mudanças na taxa de deformação. Como já mencionado, a sensibilidade à taxa de deformação tende a aumentar com a temperatura. A Figura 2.5 ilustra o efeito da temperatura na sensibilidade à taxa de deformação em vários materiais. Note que há uma transição acentuada na sensibilidade desses materiais em temperaturas em torno de 0.5 da temperatura de fusão T_m (ASM vol. 14A, 2005).

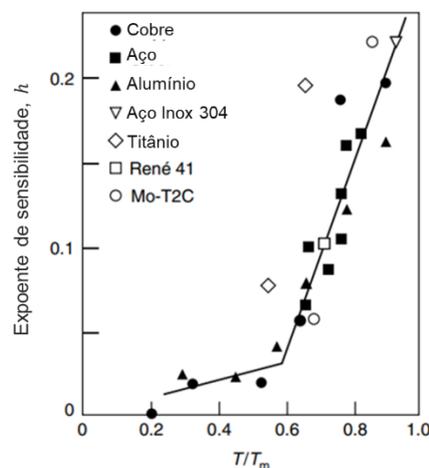


Figura 2.5 - Influência da temperatura na sensibilidade da taxa de deformação para diversos materiais (adaptado de ASM vol. 14A, 2005).

Considerando o tipo de prensa usada no presente estudo, estima-se uma taxa de deformação entre $1.9s^{-1}$ e $10s^{-1}$, o que caracteriza um regime de taxas médias, próximas do limite inferior da faixa proposta por Haddad (2000).

Com base nessas informações e considerando que o processo de cunhagem ocorre a frio, é esperado que os efeitos da taxa de deformação na curva de escoamento sejam baixos. Em parte, essa premissa é justificável também devido à sensibilidade praticamente nula do cobre à velocidade de deformação para temperaturas abaixo de $0.2T_m$ (Figura 2.5). Dessa forma, os erros decorrentes dos ensaios de caracterização do material que poderiam surgir ao utilizar velocidades de deformação diferentes daquelas que ocorrem no processo de cunhagem, são minimizados.

Como visto adiante, os ensaios de compressão de discos usados para obter a curva $\sigma\varepsilon$ do material foram feitos com velocidades do cabeçote da prensa compatíveis com as velocidades de deformações estimadas para o experimento de cunhagem previsto neste trabalho.

2.1.6 Efeitos das variáveis metalúrgicas

As propriedades e a deformabilidade¹ dos metais são diretamente influenciadas por diversas variáveis metalúrgicas, que incluem e.g. a composição química do metal, sua estrutura cristalina, o número de fases presentes, a presença de elementos de liga e o tamanho de grão (Callister, 2007).

- Composição química: diferentes elementos de liga podem ser adicionados em várias proporções para modificar características específicas de um metal, como resistência, dureza, ductilidade e resistência à corrosão. Alguns elementos de liga podem fortalecer o metal por solução sólida, formação de compostos intermetálicos ou precipitação de fases dispersas.
- Estrutura cristalina: descreve a organização atômica das redes tridimensionais. As estruturas cristalinas das redes metálicas em geral são cúbica de corpo centrado (CCC), cúbica de face centrada (CFC) ou hexagonal compacta (HC). Cada rede cristalina confere propriedades distintas ao metal.

¹ A deformabilidade é a capacidade de um material ser deformado até atingir a forma final do produto sem a ocorrência de defeitos, como fraturas, imperfeições superficiais, fluxo inadequado do material, ou alterações indesejáveis em suas propriedades mecânicas (ASM vol. 14A, 2005).

- Número de fases: depende da composição e das condições de processamento da liga metálica. Uma fase é uma região homogênea do material com composição e estrutura cristalina uniformes. Fases diferentes podem afetar e.g. a resistência, a dureza, a tenacidade e a ductilidade.
- Tamanho de grão: grãos menores geralmente geram maiores resistência e dureza, enquanto grãos maiores podem resultar em melhor ductilidade e tenacidade. A relação entre tamanho de grão e resistência é descrita pela equação de Hall-Petch, que afirma que a resistência à deformação plástica é inversamente proporcional à raiz quadrada do tamanho de grão. Wang *et al.* (2007), Gau *et al.* (2007) e Justinger & Hirt (2009) estudaram os efeitos do tamanho do grão em processos de microforjamento e cunhagem, quando a dimensão das microgeometrias da peça é similar ao tamanho dos grãos do material, o que pode gerar efeitos anisotrópicos localizados.

2.1.7 Atrito

Na conformação mecânica de ligas metálicas, o atrito está sempre presente e geralmente é considerado prejudicial. No entanto, existem processos em que o atrito desempenha um papel fundamental, como na laminação.

Vários aspectos relevantes nos processos de conformação estão diretamente ligados ao atrito: alteração dos estados de tensões necessários para causar as deformações; produção de fluxos irregulares de metal; geração de tensões residuais no produto; influência sobre a qualidade superficial do produto; elevação da temperatura nos ferramentais e no produto; aumento do desgaste das ferramentas; aumento do consumo de energia necessário para a deformação (Cetlin & Helman, 2018).

O processo de cunhagem de medalhas em geral não usa lubrificantes para evitar contaminações do produto e manter a qualidade dos detalhes finos da superfície (Akkus, 2009). Isso requer um melhor acabamento superficial dos cunhos para garantir que o material do disco possa deslizar com a menor resistência possível sobre a superfície da ferramenta, e com isso preencher todo o relevo.

Dois modelos de atrito são comumente usados na conformação mecânica: o modelo de Coulomb e o modelo do fator de atrito (Hayhurst & Chan, 2005).

O modelo de Coulomb estabelece que a tensão de atrito τ_f é proporcional pressão de contato p , por meio de um coeficiente de atrito μ , vide eq. (2.8).

$$\tau_f = \mu \cdot p \quad (2.8)$$

A grande limitação deste modelo reside na sua incapacidade de considerar um limite de resistência ao cisalhamento a partir do qual deve haver deslizamento entre as superfícies, pois ele assume que a tensão de atrito pode crescer indefinidamente com o aumento da pressão. Mas o que ocorre na prática é que a resistência ao cisalhamento na superfície do material tem um patamar superior. No caso da cunhagem, este modelo só captura bem os efeitos de atrito nos estágios iniciais do processo, quando as pressões de contato ainda são relativamente baixas.

O modelo do fator de atrito evita a falha do modelo de Coulomb sob altas pressões de contato, calculando a tensão de atrito a partir da resistência ao cisalhamento do material k . Esta, na teoria, seria a tensão de atrito máxima, na iminência do deslizamento, já que a partir dela o material não teria mais condições de manter o contato sem escoar e deslizar. No entanto, na prática, as superfícies podem conter impurezas de vários tipos (gases adsorvidos, óxidos, graxas etc.) que reduzem a resistência média ao cisalhamento (Cetlin & Helman, 2018). Essa redução é descrita no modelo por um fator de atrito m , que pode assumir valores entre 0 e 1. Dessa forma, a tensão de atrito máxima pode ser descrita como:

$$\tau_{max} = m \cdot k \quad (2.9)$$

Uma estimativa razoável para o valor máximo de k é dada pela eq. (2.10), onde σ_o é o limite de escoamento do material.

$$k = \frac{\sigma_o}{\sqrt{3}} \quad (2.10)$$

Como o processo de cunhagem apresenta baixas pressões de contato no início e altas pressões nos estágios finais da conformação, um modelo bilinear, combinando os dois anteriores, é o que mais se aproxima da condição real (Guo, 2009). Este é o modelo de atrito adotado no presente estudo e está ilustrado na Figura 2.6.

Há uma grande variedade de testes sugeridos na literatura para verificar as condições tribológicas na interface entre o cunho e a peça, mas a determinação do coeficiente de atrito μ ou do fator de atrito m é complicada, pois depende da pressão de contato, da expansão da área, da velocidade relativa de deslizamento e da temperatura da interface, entre outros fatores (Tekkaya & Martins, 2009).

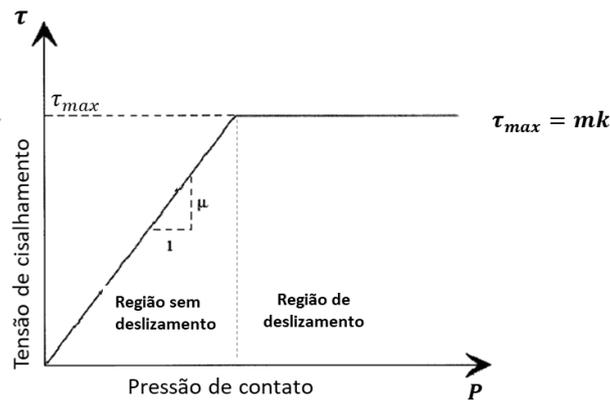


Figura 2.6 – Modelo de atrito bilinear (Hayhurst & Chan, 2005).

Um dos testes mais conhecidos para determinar o coeficiente de atrito é o ensaio de compressão do anel discutido no tópico a seguir.

2.2 Caracterização de materiais para conformação mecânica

A caracterização dos materiais usados na conformação mecânica é importante para garantir que o desempenho das matérias-primas e dos ferramentais esteja de acordo com o esperado durante o processo. Isso é feito, principalmente, por meio de análises laboratoriais e ensaios mecânicos. Na cunhagem, os ensaios e análises envolvem principalmente os discos que são usados como matéria-prima, com o objetivo de verificar se as propriedades químicas e mecânicas do material estão em conformidade com os requisitos estabelecidos para a produção.

Ensaio para medir a curva $\sigma\varepsilon$ são, sem dúvida, um dos principais métodos para avaliar a deformabilidade do material. Além disso, ensaios da dureza, da microestrutura e da composição química dos discos a serem cunhados ajudam a estimar, mesmo que de forma qualitativa, o comportamento da matéria prima durante a conformação e a vida útil dos ferramentais. Por exemplo, discos com alta dureza podem causar um desgaste excessivo das matrizes de cunhagem, especialmente se houver incrustações superficiais de elementos, como óxidos e carbeto, que podem ser identificados por meio de análise metalográfica.

Na simulação computacional de processos de cunhagem, é comum modelar as ferramentas como rígidas (Buffa *et al.*, 2007; Guo, 2009; Qiaomin *et al.*, 2017), uma vez que suas deformações são desprezíveis quando comparadas às deformações plásticas sofridas pela peça (Nielsen *et al.*, 2013). Além de reduzir o custo

computacional das simulações, essa abordagem elimina a necessidade de ensaios de caracterização dos materiais usados nos cunhos, mantendo, dessa forma, o foco no levantamento das propriedades mecânicas e químicas apenas do disco.

A seguir são apresentados os conceitos teóricos dos ensaios de compressão de discos e do anel, usados neste trabalho para determinar a curva $\sigma\varepsilon$ do material e o coeficiente de atrito entre o disco e os cunhos, respectivamente. No Capítulo 3, são estudados mais detalhes sobre a preparação e execução destes ensaios, bem como das análises de dureza, composição química e metalografia.

2.2.1 Ensaio de compressão de discos

Há diversos métodos experimentais para obter as curvas de escoamento em deformações elevadas para matérias primas disponíveis na forma de chapa, dentre eles os ensaios de tração, de torção, de dobramento, de estiramento ou mesmo de compressão (Hering *et al.* 2019; ASM vol. 14B, 2006).

Até recentemente, era comum que as fábricas de moedas e medalhas produzissem seus próprios discos para a cunhagem. No entanto, por questões de custos e redução de operações secundárias, essas empresas têm passado a adquirir os discos com fornecedores externos, deixando, dessa forma, de trabalhar com matérias-primas na forma de chapas. Como resultado, há uma dificuldade operacional em confeccionar corpos de prova para a maioria dos ensaios padronizados, devido a condição da matéria-prima estar restrita somente à forma de discos. Isso leva a indústria a lançar mão de técnicas não convencionais para a caracterização de seus materiais. Uma dessas técnicas é o ensaio de compressão de discos (Alexandrino *et al.*, 2019)

O ensaio, proposto por Pawelski em 1967, é um procedimento experimental alternativo para avaliar a curva tensão-deformação de materiais brutos fornecidos na forma de chapas e discos. O teste usa discos circulares empilhados para formar um espécime cilíndrico, com uma relação de aspecto similar aos espécimes cilíndricos sólidos usados no teste de compressão convencional. Alguns dos conceitos e procedimentos operacionais estabelecidos pela norma ASTM E9 (2000) para o ensaio de compressão se aplicam ao ensaio de compressão de discos. Neste ensaio, a pilha de discos é comprimida axialmente entre duas superfícies planas polidas, bem lubrificadas e paralelas. A curva $\sigma\varepsilon$ é determinada combinando os valores experimentais de força e deslocamento, medidos por meio de transdutores.

As vantagens deste ensaio, além da facilidade de confecção dos corpos de prova, são similares às do ensaio de compressão convencional: avaliar o comportamento do material sob deformações muito maiores do que as obtidas nos ensaios de tração, sem que haja estricção do corpo de prova; e simular as condições operacionais dos processos de conformação reais sujeitos a altas cargas compressivas.

Trabalhos abrangentes sobre o ensaio de compressão de discos foram realizados por Merklein & Kuppert (2009), que discutiram seu uso para avaliar a curva de escoamento de materiais anisotrópicos, e por Alves *et al.* (2011), que estudaram os limites na razão de aspecto (altura/diâmetro) nos espécimes. Razões muito pequenas estão sujeitas a uma maior influência do atrito, o que pode gerar resultados imprecisos. Razões muito altas são suscetíveis à flambagem do CP, assim como ocorre no ensaio de compressão convencional.

A Figura 2.7 compara as curvas $\sigma\varepsilon$ de uma liga de alumínio obtidas pelos ensaios de compressão convencional e de discos. Embora não normatizado, o ensaio de compressão de discos pode gerar resultados praticamente idênticos aos obtidos por testes de compressão convencionais. No entanto, é preciso cautela ao usar dados elásticos obtidos nestes ensaios, pois os resultados podem apresentar imprecisões devido à acomodação dos discos nos estágios iniciais do teste. Essas imprecisões tendem a ser desprezíveis em níveis mais elevados de deformação (Rosiak *et al.*, 2019), os quais são de fato de interesse prático na conformação mecânica.

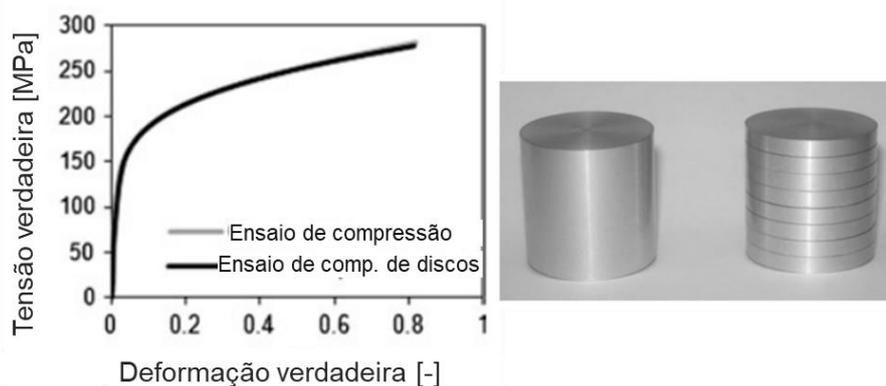


Figura 2.7 – Comparativo entre os ensaios convencionais e de compressão de discos obtidos para um liga de alumínio AA2011-O (adaptado de Nielsen *et al.* 2011).

2.2.2 Ensaio de compressão do anel

O ensaio de compressão de anel, muito usado para medir o coeficiente de atrito μ na interface matriz-peça no processo de forjamento, também pode avaliar o

atrito entre os discos e as matrizes de cunhagem, devido às similaridades entre esses processos. A técnica foi proposta por Kunogi em 1956 e posteriormente desenvolvida por Male & Cockcroft (1964) e Hawkyard & Johnson (1967) (*apud* Guo, 2009). O ensaio comprime placas paralelas sobre um corpo de prova anelar. O coeficiente de atrito entre as duas superfícies é calculado partir da variação do diâmetro interno, em função da variação da altura do corpo de prova.

Quando o CP anelar é deformado axialmente, a variação do seu diâmetro interno depende da redução da altura e do atrito nas interfaces entre o anel e as placas. Se o atrito for nulo, sob condições de lubrificação perfeitas, o anel se deforma como um disco sólido. Nesse caso, todo o volume do anel flui radialmente para fora, aumentando o raio externo e o furo em proporção à carga usada. Condições de atrito baixo também aumentam o diâmetro interno do furo, porém menos que a condição de atrito nulo. Nos casos em que o atrito é moderado ou alto, a resistência ao fluxo para fora é tão intensa que uma porção do material flui para dentro do anel, reduzindo seu diâmetro interno (Martín *et al.*, 2015). A Figura 2.8 ilustra o comportamento de deformação do CP anelar em condições de atrito alto e baixo.

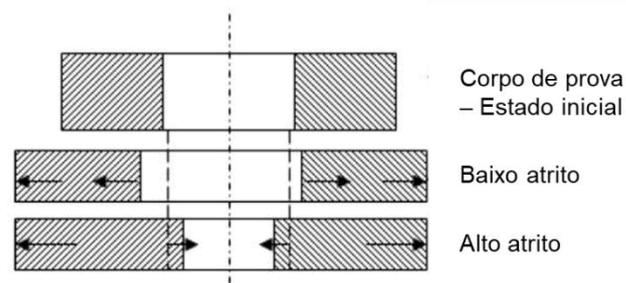


Figura 2.8 – Comportamento do corpo de prova anelar de acordo com o grau de atrito.

A relação entre o diâmetro externo, diâmetro interno e espessura ($D_e: D_i: e$) do CP é $6: 3: x$, onde x pode ser 0.5, 1 ou 2. Para condições de atrito severo, o valor $x = 0.5$ é recomendado. Para atrito moderado, o valor $x = 1$ deve ser usado, e para atrito baixo, o valor $x = 2$ é o mais adequado (ASM vol. 8, 2000).

Os CPs são então comprimidos até que sua espessura atinja reduções pré-determinadas, comumente da ordem de 20%, 40% e 60%. Após cada redução, é realizada a medição do diâmetro interno do anel. Em seguida, o valor medido e a porcentagem de redução são comparados com um conjunto de curvas de calibração obtidas a partir de simulações numéricas para diferentes condições de atrito. A Figura 2.9 ilustra parte dos ensaios de Martín *et al.* (2015) para uma liga de alumínio

EN 573-1, usando um CP com uma relação 6:3:2. O gráfico plota as curvas de calibração para vários coeficientes de atrito e os dados experimentais medidos.

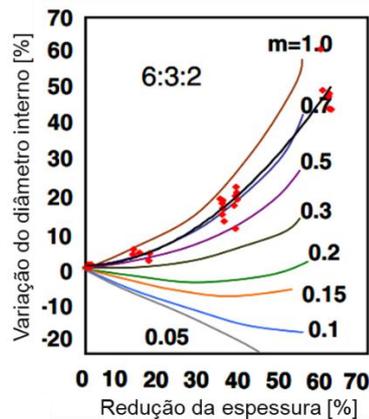


Figura 2.9 - Exemplo de um ensaio de compressão de anel, com as curvas de calibração e os dados experimentais (Martín *et al.*, 2015).

As condições do ensaio devem reproduzir fielmente aquelas presentes na cunhagem, para garantir que o coeficiente de atrito medido seja realista. Logo, os materiais e acabamentos superficiais do disco e das matrizes usados no ensaio devem ser idênticos ao da cunhagem.

2.3 Cunhagem

2.3.1 Histórico

A cunhagem tem uma longa história, que remonta a tempos muito antigos. Desde os primeiros estágios da civilização, as sociedades perceberam a necessidade de criar um meio de troca para facilitar o comércio e as transações. Nesse sentido, a criação de moedas cunhadas foi uma resposta prática e eficiente para suprir essa demanda.

A origem do processo de cunhagem pode ser traçada até a Mesopotâmia, por volta do século VII a.C. Naquela época, as primeiras moedas foram criadas a partir de lingotes de metais preciosos, como ouro e prata (Cribb, 1990), que eram derretidos e moldados em formas padronizadas, geralmente em barras, que podiam ser facilmente transportadas e reconhecidas como unidades de valor (Del Mar, 2016).

No entanto, foi na Grécia Antiga que a cunhagem se desenvolveu significativamente. As cidades-estado gregas, como Atenas e Esparta, começaram a produzir

moedas cunhadas em massa, principalmente usando prata. As moedas tinham formas e *designs* distintos, que incluíam imagens de governantes, deidades, símbolos cívicos e outros elementos culturalmente significativos (Sear, 1978).

Desde o início da Idade Média até o Renascimento, os três passos da cunhagem de moedas, que ainda são aplicados até hoje, eram essencialmente idênticos. O primeiro consiste em transformar o metal em chapas com a espessura desejada; o segundo, cortar as chapas dessas folhas; e o último é cunhar as moedas. O processo era baseado na aplicação repetida de um martelo sobre um cunho, que era colocado sobre um bloco de madeira entre as pernas do trabalhador (Akkus, 2009).



Figura 2.10 - Ilustração esquemática do processo inicial de cunhagem (Akkus, 2009)

A cunhagem de medalhas também se originou durante os tempos antigos, embora com finalidade diferente. As medalhas eram frequentemente concedidas como prêmios e reconhecimentos a indivíduos por suas realizações notáveis em campos como a arte, a ciência, a literatura, a guerra e o esporte. Ao contrário das moedas, as medalhas não eram usadas como meios de troca e pagamento, assim como ocorre nos dias atuais.

Ao longo dos séculos, o processo de cunhagem evoluiu consideravelmente com o avanço da tecnologia e das técnicas metalúrgicas. A introdução de máquinas e prensas modernas permitiu uma produção mais rápida e precisa, enquanto o uso de ligas metálicas adicionou durabilidade e resistência às moedas e medalhas.

2.3.2 Equipamentos e materiais

A cunhagem pode ser realizada em qualquer tipo de prensa que possua a capacidade necessária. O escoamento do metal ocorre durante uma parte relativamente curta do curso, de modo que uma alta carga é necessária apenas durante uma pequena parte do ciclo da prensa. Martelos de queda e prensas mecânicas acionadas

por excêntrico são muito usados na cunhagem. Prensas hidráulicas de alta velocidade também são bem adaptadas para a cunhagem. Prensas mecânicas articuladas (*knuckle-joint*), amplamente aplicadas nesta indústria, possuem um mecanismo excêntrico que aciona uma biela e um sistema de articulação em joelho, proporcionando um curso curto e alta capacidade de carga (ASM vol. 14, 1988).

A fabricação de medalhas envolve a seleção de materiais nobres para agregar valor e atender às expectativas dos colecionadores. Ouro, prata e ligas de cobre são os mais utilizados. Em sua forma pura, esses materiais são muito macios, tornando-os ideais para operações de conformação. Dentre os fatores a serem considerados na escolha do material estão: cor, resistência à corrosão, dureza, custo da matéria prima e facilidade de processamento (Yasbandha, 2001). As ligas de cuproníquel são conhecidas por sua resistência à corrosão, boa condutividade térmica e elétrica, além de excelente deformabilidade a quente e a frio. A liga CuNi25, estudada nesta pesquisa, é muito usada devido às suas características peculiares. Ele oferece excelente capacidade de cunhagem, com um bom equilíbrio entre ductilidade e resistência mecânica. Além disso, a liga apresenta resistência à corrosão, desgaste e impacto, garantindo a preservação do produto ao longo do tempo (Buffa *et al.*, 2007).

Os cunhos podem falhar devido ao desgaste, deformação plástica, fraturas oriundas de sobrecargas ou trincas de fadiga. Um aço adequado para cunhos requer um compromisso entre dureza, tenacidade e baixo atrito (Yasbandha, 2001). Recobrimentos metalúrgicos depositados por técnicas de *Physical Vapor Deposition* (PVD) e eletrodeposição tem sido muito usados para aumentar a dureza e melhorar as propriedades tribológicas das ferramentas, tornando-as mais resistentes ao desgaste e prolongando sua vida útil (Mori *et al.*, 2014; Schuler, 1998). Ithisoponakul *et al.* (2014) estudaram o desempenho de recobrimentos a base de nitretos e carbonitretos de titânio TiN e TiCN para aumentar a vida útil dos cunhos para moedas de circulação da Casa da Moeda da Tailândia.

2.3.3 Forças envolvidas no processo

O padrão de evolução da força de cunhagem *versus* curso da ferramenta é típico de um processo de forjamento em matriz fechada, com o diferencial de que, no caso da cunhagem, pequenos deslocamentos – da ordem de centésimos de milímetros – resultam em incrementos de forças consideráveis (Alexandrino *et al.*, 2019). A força é baixa até que todas as superfícies do disco estejam em contato com

os cunhos e o material fique restrito para começar a preencher os relevos gravados na matriz (ponto 'P1' na Figura 2.11). Com o avanço do processo, a força aumenta acentuadamente para 'P2', até preencher completamente as características da medalha, com delineamento bem definido e acabamento superficial brilhante. A partir deste ponto, o acréscimo de força (até "P3") dá origem a deformações plásticas localizadas do ferramental, à produção de produtos com diâmetros finais ligeiramente maiores que o originalmente especificado e ao surgimento de rebarbas na orla do produto. Idealmente o processo deve ser interrompido em "P2".

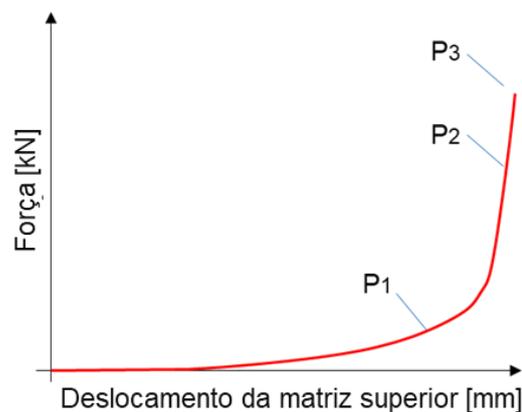


Figura 2.11 – Curva característica da força *versus* deslocamento em um processo de cunhagem (Alexandrino *et al.*, 2019).

2.3.4 Exigências de qualidade do produto

A complexidade das microgeometrias representa um dos principais desafios na cunhagem. Mesmo com o uso de equipamentos robustos, é crucial manter a precisão dos detalhes, inclusive os mais intrincados. Defeitos como riscos na superfície, preenchimento inadequado dos relevos e a presença de substâncias estranhas contaminantes (Keran *et al.*, 2012) devem ser evitados. Akkus (2009) oferece uma ampla cobertura dos tipos mais comuns de defeitos encontrados na indústria.

Ao contrário das moedas de circulação, que são destinadas ao uso geral da população, as medalhas têm como objetivo atender a um mercado mais específico e mais exigente. Os numismatas e colecionadores valorizam medalhas com acabamento impecável, em que cada detalhe minuciosamente executado reflete a dedicação e o compromisso em criar uma peça de excelência. Diante desses desafios, é de extrema importância monitorar e controlar cuidadosamente o processo a fim de obter resultados ótimos e minimizar possíveis defeitos.

Dada a importância da aparência do produto, o presente trabalho propõe o uso de análises topográficas e visuais do relevo da medalha após cunhada como forma da validação do modelo computacional. Essas técnicas são discutidas no Capítulo 3.

2.4 Plasticidade de metais

A base teórica descrita neste tópico está focada no macro comportamento da plasticidade e não nos seus mecanismos atômicos, e considera a abordagem adotada pelo ABAQUS/Explicit para lidar com a plasticidade de metais.

Os metais respondem inicialmente de forma elástica, situação em que a deformação é completamente recuperável ao remover a carga. Se a carga exceder um limite, a deformação não é mais totalmente recuperável e parte dela permanecerá quando a carga for removida. O modelo constitutivo elastoplástico, adotado neste trabalho, consegue representar por meio de um conjunto de equações as respostas do material sob diferentes condições de carga e deformação, abrangendo tanto o regime elástico quanto o plástico. No entanto, não é incomum encontrar estudos que usam o modelo rígido-plástico para simular processos de conformação mecânica, assumindo que as deformações elásticas são insignificantes perante o nível total de deformações (Nielsen *et al.*, 2013). Essa abordagem simplifica a implementação de novos códigos, pois elimina a necessidade de um algoritmo preditor/corretor para a parte elástica. Como o *software* utilizado neste trabalho já incorpora de forma eficiente o algoritmo para a solução dos estados plástico e elástico, e nenhuma implementação adicional será necessária, a escolha de um modelo elastoplástico é mais justificável neste caso.

A plasticidade clássica incremental é usualmente formulada em termos do(a):

- Critério de escoamento: é usado para definir o limite de escoamento do material, estabelecendo as condições em que ele começa a apresentar deformações plásticas. São definidas superfícies de escoamento no espaço das tensões, que separam o comportamento elástico do comportamento plástico.
- Regra de fluxo: estabelece as taxas de deformação plástica em relação às tensões atuantes, permitindo calcular a quantidade de deformação

plástica acumulada quando o material não mais estiver respondendo elasticamente.

- Lei de endurecimento: Essa lei define como a superfície de escoamento e a regra de fluxo evoluem com o aumento da deformação plástica, refletindo o endurecimento do material.

2.4.1 Critério de escoamento em plasticidade de metais

Em geral, em qualquer ponto do material, todas as forças internas podem ser completamente descritas por nove componentes de tensão atuando em três planos ortogonais que passam por esse ponto. Uma das formas de representar estas componentes é por meio do tensor de Cauchy, ou das tensões verdadeiras, cujas componentes da diagonal principal σ_{ii} são tensões normais, enquanto as demais σ_{ij} , são tensões cisalhantes. Considerando o equilíbrio de momento no ponto do material em questão, é fácil provar que $\sigma_{xy} = \sigma_{yx}$, $\sigma_{zx} = \sigma_{xz}$, e $\sigma_{zy} = \sigma_{yz}$, e, com isso, o estado de tensões no ponto pode ser caracterizado a partir de seis componentes (Bower, 2010).

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ sym & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ sym & sym & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

É frequentemente conveniente dividir o tensor de tensão $\boldsymbol{\sigma}$ em duas parcelas: hidrostática e desviadora.

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{s} + p\mathbf{I} \quad (2.12)$$

onde p é a pressão hidrostática (também conhecida como tensão hidrostática ou tensão normal média), calculada em função do primeiro invariante (eq. 2.13), \mathbf{I} é a matriz identidade e \mathbf{s} a parcela desviadora da tensão (eq. 2.14).

$$p = \frac{1}{3}I_1(\boldsymbol{\sigma}) = \frac{1}{3}tr(\boldsymbol{\sigma}) \quad (2.13)$$

$$\mathbf{s} = \boldsymbol{\sigma} - p\mathbf{I} \quad (2.14)$$

No estudo da plasticidade, o critério de escoamento é usado para determinar quando um material começa a deformar plasticamente.

Os critérios de escoamento de Hill e de Mises, amplamente aplicados no estudo de metais, assumem que o escoamento do metal é independente das parcelas hidrostáticas (pressão) do tensor de tensões. Essa observação é confirmada experimentalmente para a maioria das ligas metálicas (Souza Neto, 2008), e pode ser facilmente explicada pelo fato físico de que a deformação plástica requer o cisalhamento de planos atômicos, o que por sua vez requer tensões de cisalhamento (Callister, 2007). Como nenhuma tensão de cisalhamento é aplicada em um estado de tensão hidrostática, nenhuma deformação plástica pode ser induzida. O estado de tensão hidrostático apenas introduz uma mudança elástica de volume (Altan & Tekkaya, 2012).

O critério de escoamento de Hill permite modelar o escoamento anisotrópico. Nele, é preciso especificar um limite de escoamento de referência para o modelo de plasticidade do metal e definir um conjunto de razões de escoamento, separadamente.

O critério de Mises, empregado neste trabalho, é usado em problemas onde o material escoar de forma isotrópica. Este critério é definido fornecendo o valor do limite de escoamento uniaxial como função da deformação plástica equivalente uniaxial, da temperatura e/ou das variáveis de campo. A modelagem matemática do critério de Mises está baseada no segundo invariante do tensor desviador.

O tensor desviador pode ser descrito em função das nove componentes de tensões do estado geral, ou das tensões principais σ_1, σ_2 e σ_3 .

$$s_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} - p & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} - p & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} - p \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_1 - p & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 - p & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 - p \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

A obtenção dos invariantes J_1, J_2 e J_3 , é feita pelas eq. (2.16) e (2.17).

$$|s_{ij} - s\delta_{ij}| = 0 \quad (2.16)$$

$$s^3 - J_1s^2 - J_2s - J_3 = 0 \quad (2.17)$$

Resolvendo a eq. (2.17) característica, obtemos os três invariantes, sendo que o segundo deles pode ser escrito na forma:

$$\begin{aligned} J_2 &= -(s_{xx}s_{yy} + s_{yy}s_{zz} + s_{zz}s_{xx}) + s_{xy}^2 + s_{yz}^2 + s_{zx}^2 \\ &= \frac{1}{6}((\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2) \end{aligned} \quad (2.18)$$

O critério de Mises estabelece que a plastificação ocorrerá quando a tensão desviadora atingir o valor da tensão de escoamento σ_y do material.

$$\sigma_y = \sqrt{3J_2} \quad (2.19)$$

A teoria clássica da plasticidade usa uma função de escoamento f para checar se o corpo está se deformando elástica ou plasticamente. Para o critério de Mises temos que:

$$f(J_2) = \sqrt{3J_2} - \sigma_y \leq 0 \quad (2.20)$$

Para o caso perfeitamente plástico tem-se que $\sigma_y = cte$. Porém, para a maioria dos problemas reais, σ_y assumirá diferentes valores, cada vez maiores, devido ao encruamento do material.

A função de escoamento é descrita em função das seis componentes de tensões do tensor de tensões σ . No caso de materiais isotrópicos, que podem ter seu estado de tensões representado em função de três tensões principais em virtude de suas propriedades não dependerem da direção, o critério de escoamento pode ser representado graficamente por meio de superfícies de plastificação ou superfícies de escoamento. Para critério de Mises a superfície é definida a partir da relação:

$$f(J_2) = (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 0 \quad (2.21)$$

No espaço tridimensional, a superfície de plastificação de Mises é dada por um cilindro de diâmetro constante, ao passo que no espaço bidimensional a superfície é representada por uma elipse.

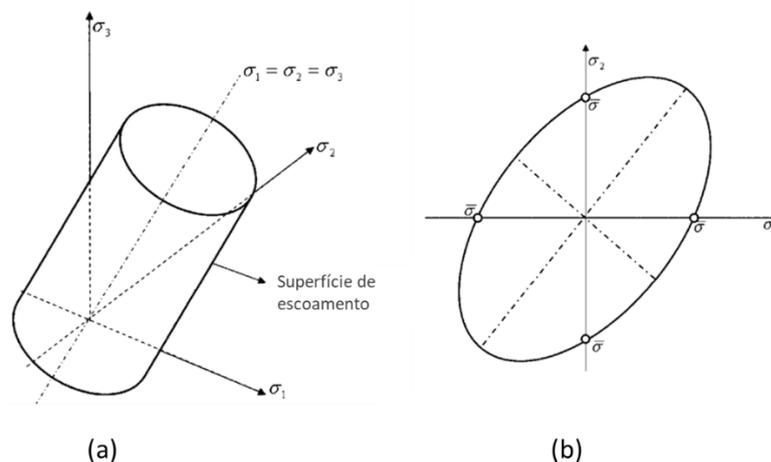


Figura 2.12 – Esquema do critério de escoamento de von Mises no espaço de tensões (a) tridimensional e (b) bidimensional (Altan & Tekkaya, 2012).

A deformação plástica ocorre enquanto o ponto de tensão estiver sobre uma superfície de escoamento. Para que o fluxo plástico continue, o estado de tensão deve permanecer na superfície de escoamento. Essa condição é chamada de "carregamento". Caso contrário, o estado de tensão deve cair abaixo do valor de escoamento; nesse caso, nenhuma deformação plástica adicional ocorre e todas as deformações incrementais são elásticas. Essa condição é chamada de "descarregamento" (Chen e Han, 1988).

Este comportamento pode ser estudado tomando como referência um elemento de material em estado plástico, caracterizado pelo vetor de tensão σ_{ij} . Se adicionarmos ao estado de tensão atual σ_{ij} um incremento infinitesimal de tensão $d\sigma_{ij}$ (carregamento adicional), temos como condição para fluxo plástico adicional (carregamento) e para o descarregamento as seguintes relações:

$$f = 0 \text{ e } df = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} = 0 \text{ (Carregamento)} \quad (2.22)$$

$$f = 0 \text{ e } df = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} < 0 \text{ (Descarregamento)} \quad (2.23)$$

2.4.2 Regras de fluxo

Quando a tensão em qualquer ponto do metal atinge o nível especificado pelo critério de escoamento, cargas adicionais resultam em deformação plástica. A regra de fluxo descreve a relação entre a tensão principal e os incrementos de deformação plástica.

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2.24)$$

onde $d\varepsilon_{ij}^p$ representa as componentes de deformação plástica, $g(\sigma_{ij})$ é uma função escalar das tensões e $d\lambda$ é um fator de proporcionalidade positivo escalar que será diferente de zero apenas quando ocorrem deformações plásticas. Para o caso de plasticidade associada, ou seja, quando o fluxo plástico é associado à superfície de escoamento, temos que a função escalar g assume o valor da função de escoamento f .

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2.25)$$

O ABAQUS adota um fluxo plástico associado, o que significa que, à medida que o material atinge o limite de escoamento, a taxa de deformação inelástica ocorre

na direção normal à superfície de escoamento, preservando o volume (Chen e Han, 1988). Essa suposição é usual em cálculos envolvendo metais, exceto em casos específicos, como no estudo detalhado da localização do fluxo plástico em chapas metálicas, quando a chapa desenvolve textura e eventualmente se rompe (Jackson *et al.*, 1948).

2.4.3 Leis de endurecimento para metais

Embora haja modelos perfeitamente plásticos, que supõe que o material escoar sem encruar sob uma tensão constante, o mais comum é que o metal encruar, elevando as tensões de escoamento conforme a plasticidade avança. Na plasticidade de metais o encruamento é comumente modelado como isotrópico, cinemático ou como uma combinação dos dois (Altan & Tekkay, 2012). O encruamento isotrópico significa que a superfície de escoamento muda de tamanho uniformemente em todas as direções, de modo que o limite de escoamento aumenta (ou diminui) em todas as direções de tensão à medida que ocorre o escoamento plástico.

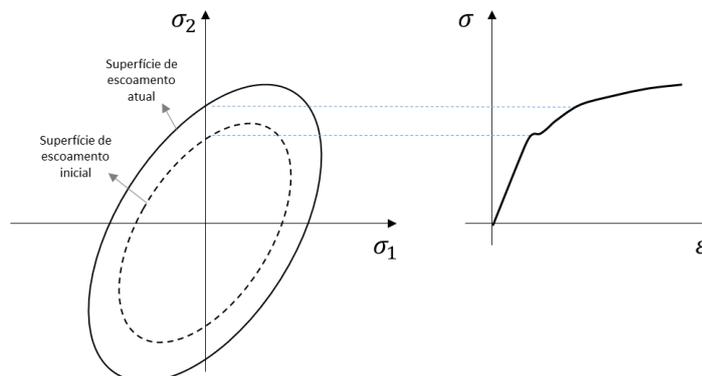


Figura 2.13 – Encruamento isotrópico para o critério de escoamento de Mises (adaptado de Altan e Tekkaya, 2012).

A regra de encruamento cinemático assume que durante a deformação plástica a superfície de carregamento se desloca como um corpo rígido no espaço de tensões, mantendo o tamanho, a forma e a orientação da superfície de escoamento inicial. Os modelos de encruamento cinemático visam simular o comportamento de metais sujeitos a carregamentos cíclicos e são tipicamente aplicados em estudos de fadiga de baixo ciclo. Como consequência da suposição de um deslocamento rígido da superfície de carregamento, a regra de encruamento cinemático prevê um efeito Bauschinger ideal para uma reversão completa das condições de carregamento.

O termo "efeito Bauschinger" refere-se a um tipo particular de anisotropia direcional induzida por deformação plástica, em que uma deformação plástica inicial de um sinal reduz a resistência do material em relação a uma deformação plástica subsequente de sinal oposto. O comportamento previsto pela regra de encruamento isotrópico, na verdade, é contrário a essa observação, pois prevê que o material apresentará um aumento na tensão de escoamento compressiva igual ao aumento na tensão de escoamento de tração. Uma vez que a deformação plástica é um processo anisotrópico, não se pode esperar que a teoria de encruamento isotrópico leve a um resultado realista quando são considerados caminhos de carregamento complexos com inversão de tensões (Chen & Han, 1988).

A lei de encruamento misto combina as leis de encruamento isotrópico e cinemático de Prager para abordar melhor o efeito de Bauschinger. Com a lei de encruamento misto, a superfície de escoamento se expande de forma uniforme em termos de forma e se desloca no espaço de tensões (Altan & Tekkaya, 2012).

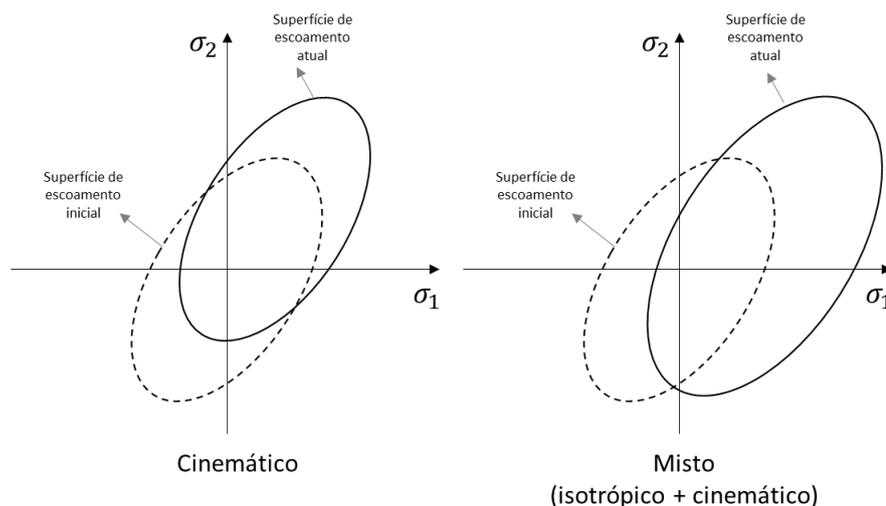


Figura 2.14 – Representação dos modelos cinemático e misto de encruamento.

A escolha do modelo dependerá da resposta da liga metálica às solicitações e do tipo de carregamento presente no problema. Considerando que a cunhagem será feita com apenas um golpe de prensa no presente estudo, o que configura um carregamento monotônico, é de se esperar que os resultados sejam semelhantes para os modelos isotrópico e cinemático. Portanto, por sua simplicidade, o modelo isotrópico será escolhido. No entanto, é importante ressaltar que em situações em que a cunhagem é feita com mais de um golpe, o modelo cinemático pode ser mais apropriado.

2.5 MEF aplicado à conformação mecânica

O MEF tridimensional começou a ser desenvolvido na metade da década de 1980, mas devido à falta de velocidade de computação na época, o desenvolvimento real foi adiado até a década de 1990. Desde então, várias ideias para desenvolver uma ferramenta numérica tridimensional prática foram avaliadas e testadas, resultando em implementações bem-sucedidas (ASM vol. 14A, 2005).

Tekkaya & Martins (2008) realizaram uma revisão das formulações e implementações computacionais mais relevantes empregadas em processos de conformação de metais. O resultado está consolidado na Tabela 2.1.

2.5.1 Formulações quase-estáticas e dinâmicas

Uma diferença fundamental entre as formulações de elementos finitos é a equação de equilíbrio governante, que pode ser quase estática ou dinâmica (Nielsen *et al.*, 2013).

Formulações puramente estáticas, ou seja, aquelas em que o tempo não precisa ser explicitamente considerado, sendo suficiente a utilização, se necessário, de um parâmetro histórico semelhante ao tempo (Felippa, 2001), não serão discutidas neste trabalho devido sua inaplicabilidade em simulações de processos de conformação.

Condições dinâmicas se referem a situações em que o cálculo das forças inerciais e/ou de amortecimento envolve derivadas em relação ao tempo. Já as condições quase-estáticas são caracterizadas por plasticidade dependente da taxa de deformação, que requer uma estimativa realista do tempo, embora as forças inerciais possam ser negligenciadas (ASM vol. 22A, 2009).

As velocidades típicas dos processos de conformação de metais permitem que as forças inerciais sejam negligenciadas, e que a análise numérica seja realizada de forma quase-estática. Mesmo em processos de conformação de metais realizados em martelos de queda, nos quais há um grande impacto da ferramenta, as forças de inércia podem ser ignoradas. Apenas processos especiais, como jateamento de granalha ou conformação explosiva ou eletromagnética, devem considerar as forças de inércia para uma análise mais precisa (Tekkaya & Martins, 2009).

Tabela 2.1 - Formulações de elementos finitos e implementações computacionais aplicadas a conformação mecânica (adaptado de Tekkaya & Martins, 2008).

	Formulação quase-estática		Formulação dinâmica
	Formulação de fluxo	Formulação de sólido	-
Equações de equilíbrio	Quase-estática	Quase-estática	Dinâmica
Equações constitutivas	Rígido-plástica e viscoplástica	Elastoplástica e viscoplástica	Elastoplástica e viscoplástica
Estrutura principal	Matriz de rigidez e vetor de forças	Matriz de rigidez e vetor de forças	Matrizes de massa e amortecimento e vetores de força interna e externa
Minimização do resíduo de força a cada incremento	Sim	Sim	Não
Tamanho do incremento	Médio	Médio a alto	Muito pequeno
Tempo de CPU por incremento	Médio	Médio a alto	Muito baixo
Método de resolução ^a	Explícito	Implícito	Explícito
Acurácia dos resultados (tensões e deformações)	Médio a alta	Alta	Médio a baixa
Retorno elástico	Não ^b	Sim	Sim
Tensões residuais	Não	Sim	Não
Softwares comerciais	Forge ^c , Deform ^c , Qform, Eesy-2-Form	Abaqus (implicit), Marc, Superform, Autoform	Abaqus (explicit), Dyna3D, Pam-Stamp

^a Explícito/implícito se o algoritmo não/precisa dos valores do próximo passo de tempo para calcular a solução.

^b A formulação básica pode ser modificada para incluir recuperação elástica.

^c Dispõe de modelos constitutivos elastoplásticos.

A seguir é feita uma breve descrição matemática das formulações quase-estáticas e dinâmicas, adotando como base o trabalho desenvolvido por Tekkaya & Martins (2009).

➤ *Formulação quase-estática*

As formulações quase estáticas são regidas pela equação de equilíbrio estático, que na ausência de forças de campo assume a seguinte forma:

$$\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} = 0 \quad (2.26)$$

onde σ_{ij} denota o tensor de tensões verdadeiras de Cauchy e x_j é o sistema de coordenadas cartesianas para a condição deformada.

Ao usar o método de Galerkin, é possível escrever uma forma integral da eq. (2.26) que, ao invés de satisfazer exatamente os requisitos de equilíbrio (isto é, ponto a ponto), só os cumprirá em uma média ao longo de todo o domínio (aqui representado pelo volume V).

$$\int_V \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \delta u_i dV = 0 \quad (2.27)$$

O termo δu_i se refere a uma variação arbitrária na incógnita primária u_i , que pode ser tanto deslocamento como velocidade, dependendo da implementação. O deslocamento é a incógnita primária em formulações independentes da taxa em que ocorrem as deformações (*rate independent*), enquanto a velocidade é a incógnita primária em formulações dependentes de taxa (*rate dependent*).

Aplicando a integração por partes, seguido pelo teorema divergente, levando em consideração as condições de contorno essenciais e naturais, podemos reescrever a eq. (2.27) em sua forma fraca.

$$\int_V \sigma_{ij} \frac{\partial(\delta u_i)}{\partial x_j} dV - \int_S t_i \delta u_i dS = 0 \quad (2.28)$$

O termo $t_i = \sigma_{ij} n_j$ denota o vetor tração aplicado à superfície S cuja normal é dada pelo vetor n_j . As equações listadas acima, juntamente com as equações constitutivas apropriadas, permitem definir formulações de elementos finitos quase-estáticos por meio do seguinte conjunto de equações não lineares em formato de matriz, que expressam o equilíbrio no instante de tempo t .

$$\mathbf{F}^t = \mathbf{K}^t \mathbf{u}^t \quad (2.29)$$

onde \mathbf{K} é a matriz de rigidez global e \mathbf{F} o vetor de forças resultante dos carregamentos, pressões e tensões de fricção existentes no problema. A não linearidade estará presente na dependência da matriz de rigidez em relação à incógnita primária u , ou seja,

$$\mathbf{K} = f(u) \quad (2.30)$$

As formulações quase-estáticas usadas em processos de conformação mecânica são comumente implementadas utilizando métodos de integração implícitos.

➤ *Formulação dinâmica*

As formulações dinâmicas em elementos finitos são baseadas nas equações de equilíbrio dinâmico na configuração atual. Na ausência de forças de campo, elas podem escritas na forma:

$$\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} - \rho \ddot{u}_i = 0 \quad (2.31)$$

onde ρ é a densidade e \ddot{u}_i a aceleração das partículas do material.

Utilizando a integração por partes e o teorema divergente, de maneira similar ao procedimento descrito na formulação quase-estática, podemos obter a forma fraca da eq. (2.31).

$$\int_V \rho \ddot{u}_i \delta u_i dV + \int_V \sigma_{ij} \frac{\partial (\delta u_i)}{\partial x_j} dV - \int_S t_i \delta u_i dS = 0 \quad (2.32)$$

Com isso, as equações não lineares a serem resolvidas para uma condição de equilíbrio no instante t , podem ser expressas matricialmente na seguinte forma:

$$\mathbf{M}^t \ddot{\mathbf{u}}^t + \mathbf{F}_{int}^t = \mathbf{F}^t \quad (2.33)$$

O símbolo \mathbf{M} se refere a matriz de massa, $\mathbf{F}_{int} = \mathbf{K}\mathbf{u}$ é o vetor de forças internas resultantes da rigidez do sistema de conformação e \mathbf{F} o vetor de forças generalizado. Este sistema de equações não lineares é comumente resolvido por um método explícito de integração.

2.5.2 Métodos implícitos e explícitos

O método de integração temporal de um código de elementos finitos pode ser explícito ou implícito. Ambos os algoritmos podem ser aplicados tanto às equações

quase-estáticas quanto dinâmicas, gerando quatro formulações fundamentais possíveis: estática implícita, estática explícita², dinâmica implícita e dinâmica explícita.

Conforme descreve o ASM vol. 22B (2010), a escolha do algoritmo de integração para aplicações de conformação de metais não era tão óbvia nos primeiros anos, quando o método de elementos finitos começou a ser usado nessa área. A maioria dos pesquisadores considerava que a formulação estática implícita era mais rigorosa e adequada para obter resultados precisos em simulações de conformação de metais. Até 1990, quase todas as simulações bem sucedidas de conformação de chapas utilizavam a abordagem estática implícita, com algumas exceções que usavam a formulação estática explícita. Conforme os estudos que usavam formulações dinâmicas explícitas aumentaram ao longo dos anos 1990, o debate sobre essa questão continuou por muitos anos, principalmente pautado por questões comerciais, uma vez que a maioria dos softwares usavam apenas um dos métodos. Com a percepção de que ambos os métodos têm utilidade, e com o aumento dos softwares que abarcam ambas as formulações (estática-implícita e dinâmica-explícita), esse debate agora é irrelevante.

Métodos de solução implícitos possuem a vantagem de resolverem as condições de equilíbrio para cada incremento de tempo, minimizando o erro da solução denotado pelo vetor de forças residuais $\mathbf{R}(u)$, o que faz com que se obtenha soluções precisas mesmo com um número menor de incrementos. Por outro lado, requerem a solução do sistema de equações a cada iteração, o que aumenta o custo computacional e o consumo de memória, além das dificuldades em lidar com contato não linear complexo e condições de contorno tribológicas, que muitas vezes levam a problemas de convergência. Já o método explícito, por não necessitar de iterações, torna a resolução do sistema de equações mais simples, gerando menos esforços computacionais. No entanto, o usuário deve ter o cuidado de usar incrementos pequenos de tempo para evitar que a solução obtida se distancie da solução verdadeira (Tekkaya & Martins, 2009) (ASM vol. 22B, 2010).

Ao considerarmos o processo de cunhagem como quase-estático, pode parecer inicialmente que o procedimento estático implícito é a escolha adequada para

² Os códigos estáticos explícitos foram introduzidos na tentativa de combinar as vantagens dos códigos estáticos implícitos e dos códigos dinâmicos explícitos. No entanto, os resultados mostraram que estes apresentam as fraquezas de ambas as formulações. Como resultado, sua popularidade diminuiu significativamente no final dos anos 1990 (ASM vol. 22B, 2010).

modelagem. No entanto, à medida que o tamanho ou a complexidade da geometria da peça aumentam, a abordagem implícita se torna menos prática, e a convergência desacelera consideravelmente, podendo até mesmo não ser alcançada. Outro desafio é que o contato entre o metal e as matrizes é altamente não linear na cunhagem. Capturar corretamente o contato e calcular a força de atrito não é uma tarefa fácil para códigos estáticos implícitos (ASM vol. 22B, 2010).

Por outro lado, no procedimento explícito, as condições de contato podem ser facilmente impostas sem a necessidade de iterações, usando métodos cinemáticos ou de penalidade, sendo indicado para problemas com contato complexo no geral ou para problemas quase-estáticos altamente não lineares.

Com base nas vantagens e desvantagens de cada método, foi escolhida a formulação dinâmica explícita no presente trabalho, aproveitando os benefícios que ela oferece em termos de eficiência computacional e capacidade de modelar as complexas condições de contato. Estudos de Xu *et al.* (2008), Guo (2009), Zhong (2012) e Qiaomin *et al.* (2017), também usaram programas baseados em formulações dinâmicas explícitas para simulação da cunhagem de medalhas.

2.5.3 Simulação de processos quase-estáticos com abordagem dinâmica explícita

A precisão e a estabilidade do método explícito estão condicionadas ao incremento de tempo definido na análise. O incremento temporal estável, em que o cálculo pode ser avançado e ainda assim manter a precisão na representação do problema, é normalmente pequeno. Se um incremento for maior que este limite máximo os resultados obtidos não serão confiáveis. O incremento de tempo estável pode ser calculado considerando o comprimento característico L_e dos elementos que compõe a malha, a velocidade de propagação de uma onda dilatacional C_d no material, a densidade ρ , e o módulo de elasticidade E .

$$\Delta t \approx \min\left(\frac{L_e}{C_d}\right) = \frac{L_e}{\sqrt{E/\rho}} \quad (2.34)$$

O ABAQUS/Explicit sempre introduz um pequeno amortecimento na forma de viscosidade volumétrica para controlar oscilações de alta frequência, que pode levar a uma redução do incremento de tempo estável.

Ao aplicar o procedimento dinâmico explícito a problemas quase estáticos é necessário considerar alguns fatores relevantes que influem na qualidade da solução. A suavidade é crucial em todos os aspectos de uma análise quase-estática. Isso inclui principalmente a aplicação de condições de contorno de forma gradativa.

Além disso, soluções quase-estáticas por definição envolvem períodos de tempo prolongados, o que muitas vezes torna computacionalmente inviável simular um evento em sua escala de tempo natural, pois seria necessário um número excessivo de pequenos incrementos de tempo. Para obter uma solução econômica, o evento deve ser acelerado de alguma forma. O problema é que, à medida que o evento é acelerado, o estado de equilíbrio estático evolui para um estado de equilíbrio dinâmico, no qual as forças inerciais se tornam mais dominantes. O objetivo é modelar o processo no menor tempo possível, mantendo as forças inerciais insignificantes.

Dentre as técnicas mais usadas para acelerar a simulação, e que será empregada no presente trabalho, está o escalonamento de massa. Nesta técnica, a massa dos objetos é artificialmente aumentada, o que faz que sua densidade aumente e, conseqüentemente, o incremento de tempo estável também aumente. No entanto, é importante destacar que o escalonamento de massa pode introduzir alguma imprecisão nos resultados, especialmente em problemas estáticos, onde a relação entre forças e aceleração é mais crítica. Portanto, a escolha adequada do fator depende da natureza do problema e dos requisitos de precisão da simulação. Uma avaliação da energia cinética desenvolvida no problema pode fornecer indicações se a escolha foi adequada.

Outra conclusão relevante que pode ser extraída a partir da eq. (2.34) diz respeito aos cuidados a serem adotados na discretização. Como o incremento de tempo estável dependerá do menor tamanho de arestas dos elementos que compõe a malha, é vantajoso manter a malha o mais uniforme e menos refinada possível, sem comprometer em demasia os resultados.

2.5.4 Não linearidades

A simulação da conformação de metais é frequentemente classificada na classe de problemas da mecânica do contínuo como altamente não lineares, pois envolvem grandes deformações, plasticidade e condições de contato complexas

(Dieter *et al.*, 2003). Esses problemas geralmente requerem técnicas de solução iterativa e recursos computacionais adicionais (como espaço em disco e tempo de solução). Na simulação de processos de conformação mecânica as três fontes de não linearidade existentes estão presentes: material, geometria e condição de contorno.

A não linearidade do material resulta da relação não linear entre tensões e deformações devido à plasticidade. Este tipo de não linearidade é considerado no modelo através da inserção da região plástica da curva de tensão-deformação verdadeira do material como parâmetro de entrada do modelo.

A não linearidade geométrica resulta da relação não linear entre deformações e deslocamentos ou da relação não linear entre tensões e forças, geradas pelas grandes deformações que ocorrem durante a conformação. Esse tipo de não linearidade é matematicamente bem definido, mas muitas vezes difícil de tratar numericamente (Bergan *et al.*, 1978) (Simo, 1992).

Condições de contorno, em especial o contato, também são fontes de não linearidades. Na cunhagem, as forças de contato entre duas superfícies não são diretamente proporcionais à carga aplicada. Além disso, quando as superfícies têm formas complexas, como rugosidades, irregularidades ou geometrias não planas, o contato é não linear. A conformação da superfície afeta a distribuição de pressão e a área efetiva de contato ao longo do processo, resultando em respostas não lineares.

Outra particularidade do contato que pode gerar um comportamento não linear é a variação da rigidez na superfície dos corpos. Em alguns casos, essa rigidez das superfícies pode variar com o tempo, temperatura ou nível de carga. Essa variação introduz não linearidade nas forças de contato, exigindo a consideração de propriedades variáveis ou dependentes do tempo. Por fim, adesão e fricção também são fenômenos que contribuem para a não linearidade do contato.

2.5.5 Elementos e tipo de integração aplicados à conformação de metais

A incompressibilidade presente na deformação plástica em ligas metálicas impõe limitações nos tipos de elementos que podem ser usados no modelo computacional. Essas limitações surgem devido ao fato de que modelar o comportamento de materiais incompressíveis adiciona restrições cinemáticas a um elemento; nesse caso, essas restrições limitam o volume nos pontos de integração do elemento a permanecer constante. Em certas classes de elementos, a adição dessas restrições

torna o elemento super-restrito. Quando esses elementos não conseguem satisfazer todas essas restrições, eles sofrem de travamento volumétrico, o que faz com que sua resposta seja muito rígida.

Elementos sólidos, com integração completa, de segunda ordem estão sujeitos ao travamento volumétrico ao modelar o comportamento de materiais incompressíveis e, portanto, não devem ser usados em simulações elastoplásticas. Por outro lado, elementos sólidos, com integração completa, de primeira ordem são menos suscetíveis ao travamento. Assim, eles podem ser usados com segurança em problemas de plasticidade (Doll *et al.*, 2000).

Os elementos sólidos com integração reduzida possuem menos pontos de integração nos quais as restrições de incompressibilidade devem ser satisfeitas. Portanto, eles não estão super-restritos e podem ser usados na maioria das simulações elastoplásticas (Souza Neto, 2008). A adição de uma pequena quantidade de compressibilidade ao comportamento plástico do material pode ser usada como recurso pelo *solver* do ABAQUS para lidar com o travamento volumétrico em casos críticos (ABAQUS, 2014).

A escolha do tipo de elemento tem grande impacto nas simulações, e o dilema típico em três dimensões surge da escolha entre elementos tetraédricos e hexaédricos. Os argumentos a favor dos elementos tetraédricos são robustez e versatilidade, ao passo que a precisão é uma das principais vantagens dos elementos hexaédricos.

Elementos tetraédricos, por padrão, podem sofrer com o travamento volumétrico. Elementos de segunda ordem deste tipo superam o problema, mas têm desempenho ruim nas interfaces entre ferramenta e peça, frequentemente gerando problemas de estabilidade nos algoritmos de contato. Esses elementos ainda sofrem de algumas desvantagens típicas: além de sua excessiva rigidez, são muito sensíveis à orientação da malha (Tekkaya & Martins 2009).

Benzley *et al.* (1995) observaram que malhas baseadas em elementos tetraédricos resultam em modelos de maior tamanho, logo, em maiores demandas computacionais em comparação com malhas baseadas em hexaedros para o mesmo nível de precisão. Kraft (1999) observou que elementos tetraédricos causam erros críticos quando distorcidos, enquanto os hexaedros têm um comportamento melhor mesmo quando as distorções são severas (*apud* Nielsen *et al.*, 2013).

A discretização dos corpos rígidos é mais simples que corpos deformáveis e as discussões sobre a escolha do tipo de elemento se torna menos relevante. Poucos

são os parâmetros submetidos à escolha do usuário durante a modelagem de corpos rígidos. Modelar um componente como rígido produz uma economia computacional significativa sem afetar os resultados gerais, pois sua malha serve basicamente para delinear a geometria e estabelecer as condições de contato, sem afetar o incremento de tempo global de soluções explícitas no software (Nielsen *et al.*, 2013) (ABAQUS, 2014).

2.5.6 Controle de distorções e modos espúrios

A integração reduzida em elementos quadrilaterais de quatro nós ou elementos *bricks* de oito nós, de baixa ordem, pode levar ao fenômeno *hourglass* ou ampulheta, que se manifesta como uma deformação espúria, em que nenhuma energia é necessária para deformar o elemento. A excitação desses modos pode levar a uma grave distorção da malha, sem que tensões resistam à deformação (Bower, 2010).

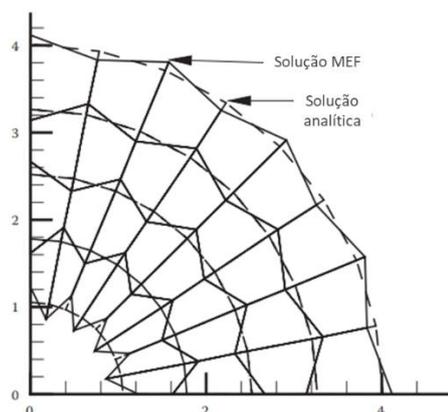


Figura 2.15 – Comparativo entre a solução analítica e a solução em FEM com efeito *hourglass*, para um vaso pressurizado (Bower, 2010).

Foram propostos vários métodos de controle para eliminar este fenômeno. Duas abordagens principais são o uso de amortecimento viscoso e a introdução de rigidez artificial, ambos capazes de eliminar os modos de deformação espúrios, sem afetar significativamente os modos globais estáveis. No entanto, esses controles não eliminam completamente os modos cinemáticos indesejados. Em particular, em casos de malhas grosseiras ou carregadas com grandes forças nodais oriundas do contato ou das condições de contorno, o fenômeno *hourglass* ainda pode ocorrer, mesmo com o uso de técnicas de controle. Nesses casos, é altamente recomendado refinar a malha e distribuir as cargas em mais nós (Souza Neto, 2008).

Guo (2009) comparou três métodos de controle disponíveis no ABAQUS e observou que o controle Aprimorado (*Enhanced*) resultou em um maior valor de

carga durante a cunhagem. O modelo com abordagem Kelvin Viscoelástica apresentou o menor valor de força, enquanto o modelo Viscoelástico Integral gerou um valor intermediário. No entanto, os três modelos produziram um caminho de carregamento (força *versus* deslocamento) muito semelhante, indicando a aplicabilidade de todos eles ao processo de cunhagem.

Processos de conformação mecânica estão sujeitos a grandes distorções de seus elementos. Como a forma final do produto pode ser muito diferente da forma original, uma malha ideal para a geometria original do produto pode se tornar inadequada em estágios posteriores do processo. As proporções dos elementos também podem se degradar em zonas com altas concentrações de deformação. Ambos os fatores podem levar a uma perda de precisão, uma redução no tamanho do incremento de tempo estável ou até mesmo no término da análise antes do esperado. Para lidar com este cenário, foram desenvolvidas técnicas de malhas adaptativas cujo objetivo é gerar malhas que forneçam soluções mais precisas ao mesmo tempo em que controlam o custo computacional da análise. Dentre as técnicas disponíveis no *software* utilizados, a malha adaptativa Arbitrária Lagrangeana Euleriana (ALE) é a mais eficaz para simulações de processos de conformação.

A ALE não é uma técnica de remalhamento, pois não são gerados novos elementos, mas sim é mantida toda a sua topologia original (número de elementos, nós e suas conectividades). O termo ALE implica uma ampla gama de abordagens de análise, desde a análise puramente lagrangeana, na qual o movimento do nó corresponde ao movimento do material, até a análise puramente euleriana, na qual os nós permanecem fixos no espaço e o material “flui” através dos elementos. Normalmente, as análises ALE usam uma abordagem entre esses dois extremos.

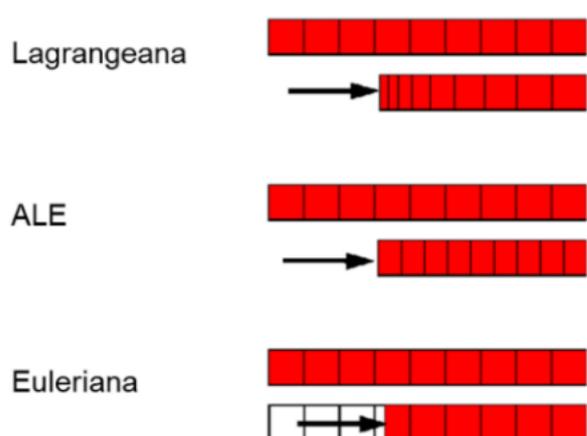


Figura 2.16 – Representação da malha e do fluxo de material de acordo com a abordagem utilizada (ABAQUS, 2014).

A Figura 2.17 exemplifica a aplicação da ALE em um processo de forjamento simples com um cunho senoidal rígido em um *blank* deformável.

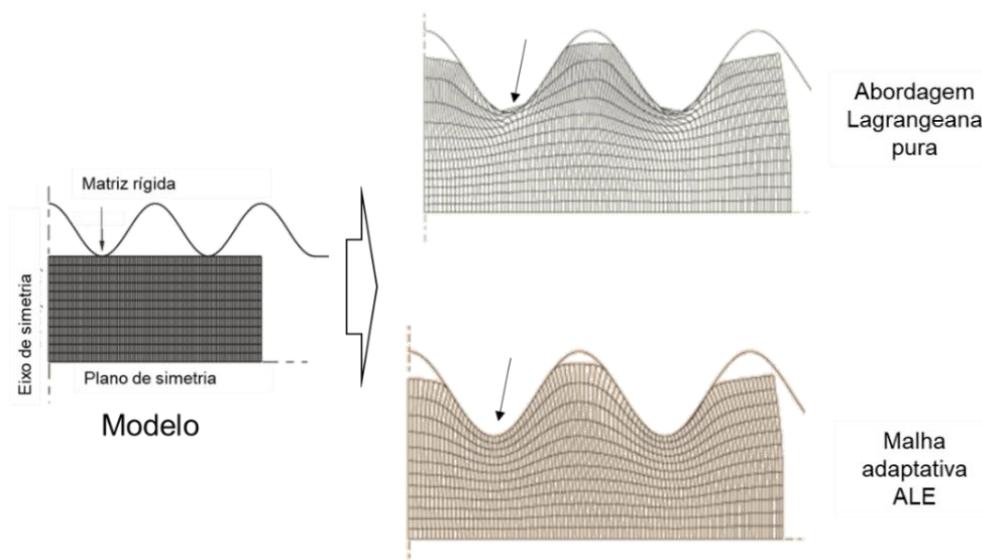


Figura 2.17 – Ilustração do efeito da malha adaptativa no controle das distorções dos elementos (ABAQUS, 2014).

Os dois principais parâmetros de controle da malha adaptativa são a frequência e a quantidade de varreduras. A frequência diz respeito ao intervalo de incrementos em que o software executará um novo procedimento de adaptação da malha. Durante cada incremento de malha adaptável, uma nova malha mais suave é criada a partir de uma ou mais varreduras da malha anterior e, em seguida, as variáveis da solução são transferidas para a nova malha. A cada varredura, os nós no domínio são realocados com base nas posições atuais dos nós e de elementos vizinhos para reduzir a distorção do elemento. Esse reposicionamento deve obedecer a alguns critérios de deslocamento máximo proporcionais ao comprimento característico do elemento. Aumentar o número de varreduras aumenta a intensidade da malha adaptativa a cada frequência.

2.5.7 Balanço de energia

Uma das formas de avaliar se uma simulação está ou não produzindo uma resposta apropriada envolve o estudo das várias energias do modelo. Isso pode ser realizado a partir do balanço de energia descrito na eq. (2.35).

$$E_I + E_V + E_C + E_F - E_W = E_{total} = constante \quad (2.35)$$

onde E_I é a energia interna (energias de deformação elástica e plástica), E_V é a energia absorvida por dissipação viscosa, E_C é a energia cinética, E_F a energia de

fricção dissipada, E_w é o trabalho realizado pelas forças externas e E_{total} é a energia total do sistema.

Em uma simulação quase-estática o trabalho aplicado pelas forças externas é quase igual à energia interna do sistema. Ambas as parcelas devem ser crescentes com o aumento das deformações provocadas ao disco.

A energia interna é a soma da energia de deformação elástica recuperável, a energia dissipada através de processos inelásticos, como a plasticidade, a energia dissipada por viscoelasticidade ou fluência e a energia de deformação artificial.

A energia de deformação artificial fornece uma ideia da qualidade da malha adotada e da presença de efeitos *hourglass*. Malhas mais grosseiras estão sujeitas a maiores deformações espúrias e com isso requerem a introdução de maiores níveis de deformações artificiais para estabilização. A quantidade de deformação artificial introduzida deve ser cuidadosamente selecionada para garantir que ela não provoque erros significativos na solução do problema. Em geral, a energia artificial utilizada para controlar os modos *hourglass*, deve representar um percentual pequeno (1-2%) da energia interna.

Como regra geral, a energia cinética do material deformado não deve exceder uma pequena fração (tipicamente 5% a 10%) de sua energia interna durante a simulação de um processo quase-estático (ABAQUS, 2014). Valores muito altos de energia cinética podem ser oriundos da escolha de uma duração muito curta do processo ou pela adoção de um fator de escalonamento de massa muito alto.

Como apenas os corpos deformáveis são de interesse na avaliação dos resultados, a energia cinética dos corpos rígidos deve ser subtraída ao avaliar o balanço de energia.

2.5.8 MEF aplicado à cunhagem

A importância do MEF é cada vez maior na simulação dos problemas de cunhagem quando os métodos analíticos, como o dos blocos (*slab method*), das linhas de escorregamento (*slip-line*) e do limite superior (*upper-bound*) não conseguem resolvê-los de forma adequada. O estudo pioneiro de Brekelmans *et al.* (1988) comparou as soluções obtidas pelo método analítico do limite superior e pelo método dos elementos finitos para as previsões de fluxo de material e da pressão de cunhagem para produzir um relevo cônico no centro de uma moeda. Este pode ser considerado o primeiro estudo de cunhagem empregando o MEF.

No campo do desenvolvimento e aprimoramento de produtos, Leitão et al. (1997) investigaram a produção de uma moeda bimetálica usando o MEF para caracterizar o fluxo de metal e projetar uma geometria adequada para a junta mecânica entre os dois discos de metal. Buffa *et al.* (2007) investigaram o efeito da pré-forma do disco na cunhagem de uma medalha de cuproníquel usando a formulação quase-estática implícita, com equações constitutivas rígido-plásticas. Eles descobriram que discos com geometrias pré-formadas chanfradas favorecem o escoamento do material para formar os relevos da medalha e, conseqüentemente, melhoram a qualidade final do produto, porém ao custo de uma maior carga de conformação.

Em 2008, Xu et al. desenvolveram um programa de elementos finitos baseado em uma formulação dinâmica explícita. Equipado com equações constitutivas elastoplásticas, o programa simulou o processo de cunhagem de moedas. A discretização dos discos foi realizada por meio de elementos hexaédricos, enquanto as matrizes e a virola foram considerados como componentes rígidos, sendo discretizados com o uso de elementos triangulares e quadrilaterais. Uma das aplicações principais desse programa foi otimizar a forma das orlas dos discos.

Usando uma abordagem dinâmica explícita, estudos de Zhong (2012) sugerem que o atrito desempenha um papel importante na geração dos defeitos chamados *flash lines* durante a cunhagem. Esse defeito consiste em uma grande quantidade de pequenos riscos brilhantes na superfície da medalha, comumente na região adjacente ao flange do produto. Qiaomin *et al.* (2017) desenvolveram um programa específico com formulação explícita e dinâmica, em que foram introduzidos elementos hexaédricos livres de travamento e uma estratégia de remalhamento para aumentar a densidade de elementos nas regiões mais detalhadas da moeda.

Com relação ao uso do MEF para aprimorar ferramentais, Guo (2009) avaliou a aplicabilidade de um software comercial como ferramenta para o *design* das matrizes de cunhagem. No estudo foi verificado que as simulações detalhadas de elementos finitos 2D e 3D podem ser usadas para prever o processo de cunhagem de medalhas de forma confiável. O autor usou um modelo de atrito bilinear entre a peça e a ferramenta, um modelo constitutivo elastoplástico e uma formulação dinâmica explícita. Também com foco no ferramental, Alexandrino *et al.* (2019) propuseram um procedimento de projeto baseado no MEF para otimizar a distribuição de pressão e o alinhamento resultante da força vertical nas matrizes de cunhagem, levando a um aumento na vida útil dos cunhos.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Este capítulo descreve os materiais e métodos empregados nos testes feitos neste estudo. O final do capítulo apresenta a metodologia de validação do modelo computacional. A parte experimental inclui a análise da composição química, a análise metalográfica, o ensaio de dureza, o ensaio do anel, o ensaio de compressão de discos e o experimento de cunhagem. A escolha dos ensaios foi feita para identificar o material da medalha, obter as propriedades necessárias para o modelo computacional e fornecer informações para validação do modelo.

Embora as análises química e metalográfica e os testes de dureza não gerem dados de entrada para o modelo computacional, elas fornecem informações valiosas sobre a liga que está sendo cunhada, bem como sobre seu estado de encruamento. Após determinar o material em uso, é possível comparar os resultados com outros estudos e usar dados consolidados na literatura acerca de propriedades não mensuradas neste trabalho, porém imprescindíveis para a geração do modelo. Dentre elas o coeficiente de Poisson, o módulo de elasticidade e a densidade do material.

Os ensaios do anel e de compressão de pilhas de discos serviram para obter o coeficiente de atrito e a curva de tensão e deformação do material, respectivamente. Em um experimento adicional foram cunhadas oito amostras de uma medalha projetada para auxiliar na validação do modelo computacional.

Uma das premissas da parte experimental foi usar os discos de cunhagem como matéria-prima para a geração dos corpos de prova dos ensaios, considerando o interesse em desenvolver uma metodologia de caracterização dos materiais e de simulação computacional totalmente viável para a indústria de cunhagem de moedas e medalhas. Todos os discos usados nos testes são de um mesmo lote de fornecimento, reduzindo, assim, a possibilidade de variação das propriedades do material.

3.1 Análise de composição química

A análise da composição química foi feita utilizando espectrometria de emissão ótica por centelha (S-OES). Este ensaio é feito com a aplicação de uma descarga elétrica gerada por um eletrodo em uma amostra de metal dentro de uma pequena câmara a vácuo. Excitados pela descarga elétrica, as moléculas, átomos e partículas emitem energia com espectro de cores particular de cada elemento, possibilitando descrever a composição exata da amostra analisada. O equipamento usado no ensaio foi um espectrômetro tipo centelha de bancada, devidamente calibrado, e cuja geração dos resultados é praticamente instantânea.

Segundo a norma EN 15079-2007, as amostras devem ter um acabamento plano e liso, livre de contaminantes, poros, rachaduras, inclusões e cavidades de contração que possam afetar os resultados.

Os discos de cunhagem em seu estado natural atendem esta condição, logo puderam ser usados como corpos de prova, sem precisar de preparações adicionais. Apenas uma limpeza com álcool, seguida da secagem das amostras, foi efetuada.

Foram testadas duas amostras. Em cada uma foram feitas duas medições por centelha para o cálculo da composição média, conforme define a norma.



Figura 3.1 – Amostra usada na análise química, com duas regiões centelhadas.

A partir dos resultados obtidos, o material do disco foi classificado segundo a norma ISO 429-19883, que estabelece a composição das principais ligas de cobre.

3.2 Análise metalográfica

A análise metalográfica avalia o estado de encruamento e a presença de marcas de laminação no material. O ensaio foi realizado obedecendo os procedimentos estabelecidos nas normas ASTM E3-11 e ASTM E407-07 e no ASM vol. 9 (2004).

Para definir o plano de corte a ser analisado foi considerado o processo de fabricação dos discos. Este prevê a laminação dos lingotes até a formação das chapas na espessura desejada, que são então embobinadas para serem cortadas na forma de disco. A amostra metalográfica foi extraída de uma porção central do disco, no plano horizontal (plano de laminação da chapa), conforme ilustra a Figura 3.2.

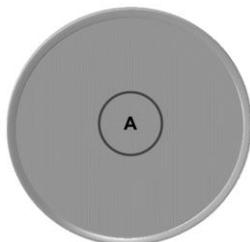


Figura 3.2 – Representação do plano de corte “A” das amostras para a metalografia.

Foram cortadas duas amostras usando um equipamento de eletroerosão a fio com fluido dielétrico para refrigerar o corte. Isso é essencial para evitar qualquer alteração microestrutural localizada causada pelo superaquecimento da amostra.

As amostras foram então embutidas a quente em resina baquelite para facilitar o processo de lixamento. Foram usadas sequencialmente as lixas de granulometria #240, #320, #400 e #600, e a cada troca a amostra foi girada em 90° graus para melhorar o resultado. Após o lixamento, as amostras foram polidas numa politriz, usando pasta diamantada nas granulometrias de 3 µm e 1 µm. Por fim, foi feita a secagem das amostras para evitar a corrosão da superfície.

O reagente usado no ataque químico foi uma solução de cloreto de ferro e ácido clorídrico na proporção 5g FeCl₃ + 16 mL HCl + 60 mL etanol (95%). Alguns ataques com outras concentrações de HCl falharam, não conseguindo delinear os contornos dos grãos (quando abaixo da concentração necessária), ou gerando corrosão na forma de pites (quando em excesso).



Figura 3.3 – Amostras embutidas, polidas e atacadas quimicamente.

Após o ataque químico, as amostras foram analisadas em um microscópio óptico de bancada com ampliação de até 1000x e com registro de imagens.

3.3 Ensaio de dureza

O objetivo do ensaio de dureza foi gerar dados para, em conjunto com a análise metalográfica, confirmar o estado de encruamento do material. A escala escolhida para medir a dureza foi a Rockwell 30T, recomendada para materiais na forma de chapas e relativamente macios, como o alumínio, cobre, latão e ligas de magnésio (ASM vol. 8, 2000). Testes preliminares com a escala HRB se demonstraram inaplicáveis a este material, pois a indentação transpassou o corpo de prova.

A escala 30T usa um indentador esférico de aço, com $1,588 \pm 0,003$ mm de diâmetro, polido e isento de irregularidades superficiais. Uma pré-carga de 3kgf é aplicada ao corpo de prova para padronizar as condições do ensaio, eliminando o efeito aleatório de possíveis irregularidades. Na sequência é aplicada a carga principal de 30kgf, conforme estabelece a norma ISO 2712 (1973).

Foram usados três discos no formato original como amostra, pois suas espessuras atendem ao requisito mínimo estabelecido pela norma. Em cada disco foram feitas três medições, respeitando a distância entre os centros de duas indentações adjacentes de pelo menos três vezes o diâmetro da indentação.

Com base nas nove medições, foi feita a média aritmética para a obtenção do valor final de dureza.



Figura 3.4 - Amostra com duas indentações adjacentes.

3.4 Ensaio de compressão de discos

Apesar da ausência de normatização, conceitos usados para nos ensaios convencionais de compressão podem ser aplicados ao ensaio de compressão de discos. Como referências principais foram usados a norma ASTM E9 (2000), o ASM vol. 8 (2000) e o estudo de Alves *et al.* (2011).

Os CPs usados neste ensaio foram usinados para um diâmetro de 13mm a partir dos discos originais, e então lixados na borda para retirar qualquer rebarba que pudesse afetar o teste. Nenhum outro procedimento de preparo foi necessário.



Figura 3.5 – Disco original e corpo de prova usinado.

O ensaio foi feito em uma prensa servo-hidráulica com capacidade de 100 toneladas, com controle de deslocamento e célula de carga para aferição da força aplicada. Os CPs foram alinhados entre os pratos da máquina de ensaio, usando uma pré-carga de 10N para manter a estabilidade da pilha e reduzir os possíveis vazios entre os discos.

Devido à pré-carga e aos vazios remanescentes, pode haver pequenas imprecisões na medida das deformações elásticas. No entanto, devido aos níveis elevados de deformação usados no ensaio, espera-se que essas imprecisões pouco influam na modelagem plástica. Além disso, como dito anteriormente, diversos estudos desprezam completamente as deformações elásticas ao usarem um modelo constitutivo rígido-plástico, sem que isso gere simulações inadequadas.



Figura 3.6 – Ferramentas da prensa lubrificadas e corpo de prova.

Foi usada uma graxa à base de teflon indicada para altas pressões, na lubrificação da interface entre os discos e os pratos, para reduzir o atrito e evitar o fenômeno de “*barreling*” (em que o corpo de prova fica no formato de barril), conforme prevê a norma ASTM E9. Nenhuma lubrificação foi feita entre os discos, justamente para utilizar o atrito entre eles como um estabilizador da pilha e garantidor

de uma deformação homogênea. Como parâmetros de entrada, foram usados o deslocamento e a velocidade do cabeçote superior da máquina.

Testes preliminares foram conduzidos para ajustar o equipamento e verificar a estabilidade da pilha com quatro, seis e oito discos.

Seis ensaios válidos foram feitos após os testes preliminares. Diferentes alturas de pilha e velocidade da ferramenta foram usadas para avaliar os efeitos destes parâmetros nos resultados. As configurações adotadas nos seis ensaios estão descritas na Tabela 3.1.

Tabela 3.1– Parâmetros do ensaio de compressão de discos.

Amostra	Nº de discos	Vel. Ferramenta
A	04	50 mm/min
B	04	50 mm/min
C	04	10 mm/min
D	04	10 mm/min
E	06	10 mm/min
F	06	10 mm/min

As velocidades de 50 mm/min e 10 mm/min foram selecionadas com base em estudos encontrados na literatura para esse tipo de ensaio (Alexandrino *et al.*, 2019; Alves *et al.*, 2011). Elas também se aproximam das velocidades de deformação usadas no processo real de cunhagem das medalhas. Nessas condições, as velocidades de deformação geradas durante o ensaio situam-se entre $1 s^{-1}$ a $15 s^{-1}$, calculadas a partir da relação entre as velocidades do cabeçote e o comprimento do CP (ASM vol. 8, 2000). Embora esses valores variem conforme o comprimento do CP é reduzido, eles fornecem uma estimativa confiável e é compatível com as velocidades de deformação estimadas para o experimento de cunhagem proposto neste estudo.

Após os ensaios e captura dos dados, as tensões e deformações verdadeiras foram calculadas para as seis amostras, tomando como base as eq. (2.1) e eq. (2.2). Os dados da parte plástica das curvas de tensão-deformação verdadeiras foram ajustados para uma equação do tipo Ludwik-Hollomon. Os resultados foram comparados com outra equação disponível na literatura para o mesmo material no estado recozido.

3.5 Ensaio do anel

O ensaio foi feito com base nas recomendações do ASM vol. 8 (2000) e do estudo de Rasty & Gedikli (2001). Os CPs com geometria circular foram fabricados a partir dos discos originais de cunhagem. Eles foram cortados por eletroerosão e então furados no centro em uma furadeira vertical. Foi mantida a relação entre o diâmetro externo, diâmetro do furo e espessura de 6:3:1, o que, segundo o ASM vol. 8 seria uma relação adequada para uma condição de atrito médio. Durante os testes houve o cuidado de preservar a superfície dos discos sem arranhões severos, para não interferir significativamente nas condições de atrito. Assim como nos demais ensaios, a superfície dos discos já havia sido lavada e polida previamente.



Figura 3.7 – Amostras fabricadas para o ensaio de compressão do anel.

Foi necessário fabricar as matrizes para este ensaio seguindo o processo convencional de fabricação de cunhos, desde a escolha do aço especial até as etapas de usinagem, polimento e aplicação do recobrimento metalúrgico. Isso visou garantir as mesmas condições de atrito encontradas no experimento de cunhagem que será discutido no próximo tópico. Nenhum lubrificante foi empregado no ensaio.

Foi utilizada uma prensa mecânica do tipo *knuckle-joint* de 350ton, com controle de deslocamento, tendo como dado de saída a força gerada. Por se tratar de um teste relativamente simples nenhuma instrumentação adicional foi necessária. Esta mesma prensa foi utilizada no experimento de cunhagem, garantindo, assim, uma compatibilidade nas condições de velocidade de deformação entre os ensaios.

Em posse das matrizes e das amostras, foram feitos testes preliminares para determinar o deslocamento da prensa necessário para provocar a redução de 20%, 40% e 50% na altura do disco. Uma vez definido estes valores, foram feitos três ensaios válidos para cada redução desejada, totalizando nove amostras. O diâmetro final e a altura do corpo de prova foram medidos usando um paquímetro calibrado.

As curvas de calibração foram geradas usando um modelo axissimétrico composto por duas partes rígidas – matriz superior e inferior – e o CP deformável.



Figura 3.8 – Modelo axissimétrico para o ensaio do anel.

Para simular o comportamento do material no modelo axissimétrico, foi usada a curva tensão-deformação obtida no ensaio de compressão de discos. Foram feitas simulações com coeficientes de atrito de 0, 0.01, 0.05, 0.1, 0.2 e 0.3. A variação no diâmetro do furo foi monitorada em função da redução da altura. As curvas de calibração foram plotadas em um gráfico percentual de redução da altura *versus* o percentual de alteração (redução ou aumento) do diâmetro interno do CP. Para estimar o coeficiente de atrito foram correlacionados os valores obtidos experimentalmente com as curvas calibração.

3.6 Experimento de cunhagem

Para validar o modelo computacional, foram cunhadas oito amostras da medalha mostrada na Figura 3.9, desenvolvida especificamente para esta finalidade.



Figura 3.9 – Protótipo da medalha cunhada.

O protótipo foi concebido usando conceitos de simetria, altura de relevo, e raios de concordância úteis para as análises feitas neste trabalho. Suas principais características são:

- Simetria nos dois eixos horizontais;
- Arte apenas no anverso (face visível na Figura 3.9) e reverso liso;
- Em cada quadrante da arte da medalha há uma geometria na forma de “T”, um triângulo, um retângulo central com retângulos menores sobrepostos, e cinco geometrias circulares com diferentes alturas;
- Todas as geometrias estão em alto relevo no produto;

- Diâmetro da medalha: 30mm.

Foram confeccionadas duas matrizes para o ensaio: uma com arte gravada e outra com superfície lisa. Ambas as matrizes receberam um revestimento metalúrgico idêntico àquele empregado no ensaio de compressão do anel. O projeto dos cunhos foi gerado em *software* CAD e convertido para o formato STL para a gravação das matrizes.



Figura 3.10 – Projeto da matriz em CAD.

Os discos usados na cunhagem foram lavados e polidos, sem nenhum outro tipo de preparação. Cada uma das oito amostras foi cunhada com um valor de força diferente.

3.7

Validação do modelo

A validação do modelo computacional foi realizada mediante o comparativo com o experimento de cunhagem. Foram adotadas duas abordagens principais: comparativo visual (qualitativo) da aparência da medalha após a cunhagem; e o comparativo topográfico (quantitativo) da altura do relevo formado para cada valor de força aplicada. De forma acessória à validação, também foi realizada a análise da força e das energias desenvolvidas no processo seguindo os preceitos discutidos no item 2.5.7.

3.7.1 Análise qualitativa visual

A inspeção visual do aspecto final do produto é, sem dúvida, o método mais usado na prática pelas áreas de qualidade, engenharia e operações para avaliar a conformidade das medalhas cunhadas em relação ao projeto artístico do produto. Alguns dos itens inspecionados durante a produção incluem a formação e o delineamento do relevo, e a presença de defeitos como rebarbas na orla, riscos e manchas.

Naturalmente, para fins de simplificação, o modelo computacional desenvolvido neste trabalho não prevê o surgimento de defeitos, com exceção da rebarba.

Dessa forma, a análise qualitativa realizada foca na avaliação do aspecto visual dos relevos formados, com o objetivo de identificar regiões em que eles foram completamente delineados e aquelas em que o material não preencheu completamente as cavidades da matriz.

3.7.2 Análise quantitativa topográfica

Para a análise quantitativa foi definido um relevo de referência, indicado na Figura 3.11. Este mesmo relevo é usado como parâmetro em diversas análises ao longo deste trabalho, pois é aquele de maior altura, o que possibilita avaliar sua evolução de acordo com o aumento das forças de cunhagem aplicadas.



Figura 3.11 – Indicação da geometria adotada como relevo de referência.

Usando um equipamento óptico topográfico foi traçado o perfil do relevo de referência das oito amostras cunhadas. O equipamento possui um sistema de medição de perfil óptico 3D eficiente, com até 500 milhões de pontos, projetado para a medição de microgeometrias e rugosidade. Cada um dos oito perfis mensurado pelo equipamento foi comparado com o perfil gerado pelo modelo computacional. A Figura 3.12 ilustra um exemplo deste comparativo.

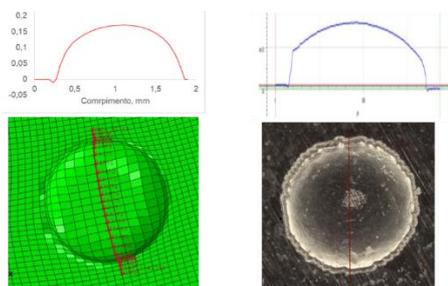


Figura 3.12 – Mensuração do relevo: no modelo (à esq.) e no experimento (à dir.).

4 MODELO COMPUTACIONAL

Neste capítulo são apresentados os parâmetros de entrada e as características do modelo computacional desenvolvido para simular o processo de cunhagem.

4.1 Software

O ABAQUS é um software de simulação numérica avançado que permite a análise de problemas complexos em engenharia, como mecânica estrutural, transferência de calor, escoamento de fluidos, conformação mecânica e vibrações. Por meio do método dos elementos finitos ele pode modelar problemas estáticos e dinâmicos, lineares ou não, fazendo uso de abordagens explícitas e implícitas para resolver as equações que regem o problema. Considerando a robustez e diversidade de recursos disponíveis no *software*, não houve a necessidade de adicionar nenhuma rotina personalizada desenvolvida em outras fontes de programação para as etapas de pré-processamento, processamento e pós-processamento.

Dentre os *inputs* inseridos pelo usuário no modelo há aqueles que são bem definidos para o tipo de problema em estudo, não gerando dúvidas sobre sua escolha, e.g. as propriedades dos materiais, a geometria dos componentes e as condições de contorno. Porém, há outros parâmetros de entrada que devem ser escolhidos pelo usuário, como o tipo de elemento, o método de integração, a forma de controle dos efeitos *hourglass*, entre outros. Nestes casos, é recomendado que sejam feitas simulações preliminares para avaliar os efeitos desses parâmetros nos resultados, bem como para identificar suas vantagens e desvantagens. O estudo das referências bibliográficas, e aqui destaca-se o próprio manual do ABAQUS, é essencial para que o usuário tenha um ponto de partida e exclua parte das muitas possibilidades de escolha ofertadas pelo *software*, reduzindo, dessa forma, o tempo gasto com os testes.

A pouca quantidade de estudos sobre a simulação de processos de cunhagem justifica ainda mais a realização dos testes preliminares para a escolha dos parâmetros de entrada ainda não consolidados na literatura. Assim, antes de realizar as simulações com o modelo da medalha apresentada no Capítulo 3, foi desenvolvido

um modelo auxiliar, de menor complexidade e custo computacional, para estudar estes parâmetros sujeitos à escolha do usuário.

As características deste modelo auxiliar e os principais resultados obtidos são resumidos no Apêndice I. Eles não são discutidos dentro do corpo principal desta dissertação para preservar a fluidez do texto e o sequenciamento de ideias. Para evitar qualquer confusão com a terminologia usada, será usado o termo “modelo auxiliar” para o modelo descrito no Apêndice I, e será reservado o termo “modelo final” ou simplesmente “modelo” para as simulação da medalha projetada no presente estudo.

Nos próximos tópicos são detalhadas as configurações usadas no modelo final referentes à etapa de pré-processamento, que engloba as definições da geometria, material, malha, condições de contorno, contato e submodelagem. Alguns termos foram mantidos em inglês para preservar a notação usada no *software* e evitar possíveis perdas de conceitos oriundas das traduções.

4.2 Geometria

O modelo gerado é composto de quatro partes: cunho superior, cunho inferior, virola e disco. Devido à simetria da arte da medalha foi modelado apenas $\frac{1}{4}$ da geometria do cunho superior e do disco para reduzir o esforço computacional.

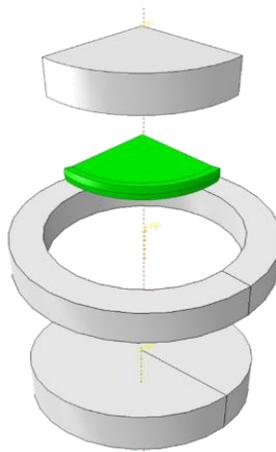


Figura 4.1 – Vista explodida do modelo.

As ferramentas foram modeladas como partes rígidas e o disco como deformável. Com exceção do cunho superior, todas as partes foram criadas utilizando o módulo CAE do próprio ABAQUS.

O software permite que componentes com geometrias simples, como a virola e o cunho inferior, sejam modelados como superfícies analíticas rígidas, que implicam em menor custo computacional do que corpos rígidos discretos, pois nenhuma malha é atribuída a elas. O contato com superfícies analíticas rígidas tende a ser mais suave devido à sua natureza lisa, enquanto corpos rígidos discretos são inerentemente facetados.

O cunho superior foi modelado em ferramenta CAD externa e importado para o modelo, devido à complexidade de suas cavidades. Foi usado o mesmo arquivo que deu origem ao cunho usado nos testes de cunhagem, garantindo assim a compatibilidade dimensional entre o modelo e o ferramental físico.

Como dito anteriormente, modelar ferramentas como rígidas é usual em simulações de processos de conformação mecânica, pois as ferramentas tendem a possuir uma rigidez muito maior que o *blank*, tornando suas deformações irrelevantes para o processo (Tekkaya, 2013). Tal simplificação produz uma economia computacional considerável, sem afetar significativamente a precisão geral da solução. Como exemplo deste tipo de abordagem, são citados os estudos de Alexandrino *et al.* (2019), Buffa *et al.* (2007), Guo (2009) e Qiaomin *et al.* (2017).

4.3 Material

Como as ferramentas foram modelados como rígidas, não é preciso fornecer ao modelo dados sobre os seus materiais, o que representa uma vantagem adicional em relação aos corpos deformáveis.

O material do disco é uma liga de cuproníquel comumente usada na indústria de cunhagem, e cuja composição foi certificada por meio da análise química apresentada no capítulo dedicado aos resultados. A curva tensão/deformação do material, que sem sombra de dúvida é o parâmetro principal de entrada do modelo, foi obtida por meio de testes de compressão de discos descritos no Capítulo 3. A Tabela 4.1 lista os dados da curva verdadeira $\sigma\varepsilon$ do material do disco que foram inseridos no modelo.

Como dados adicionais do material, foram fornecidos os valores de 8.95 g/cm³ para sua densidade, 152 GPa para seu módulo de elasticidade e 0.325 para seu coeficiente de Poisson (ASM Vol. 2, 1990) e (Smicopper, 2023).

Com base nos conceitos apresentados no t3pico dedicado ao estudo da plasticidade do Cap3tulo 2, foi adotado um modelo encruamento isotr3pico, combinado com o crit3rio de escoamento de Mises.

Tabela 4.1 – Dados da curva de escoamento inseridos no modelo.

Tens3o [MPa]	Deforma3o Pl3stica [-]	Tens3o [MPa]	Deforma3o Pl3stica [-]
140	0.0000	480	0.3740
160	0.0052	500	0.4220
180	0.0118	520	0.4736
200	0.0200	540	0.5292
220	0.0298	560	0.5887
240	0.0414	580	0.6523
260	0.0550	600	0.7202
280	0.0707	620	0.7925
300	0.0886	640	0.8693
320	0.1090	660	0.9506
340	0.1318	680	1.0368
360	0.1574	700	1.1278
380	0.1857	720	1.2239
400	0.2169	740	1.3250
420	0.2513	760	1.4315
440	0.2888	780	1.5433
460	0.3297	800	1.6606

4.4 Malha

Corpos r3gidos, como o cunho superior, s3o naturalmente discretizados com elementos r3gidos, do tipo triangulares ou quadrilaterais. Nenhuma diferen3a significativa foi observada nos resultados obtidos no modelo auxiliar para os dois tipos de elementos. Neste caso, optou-se pelo uso de elementos quadrilaterais, de ordem linear, nomenclatura R3D4. Alguns poucos elementos triangulares foram inclu3idos pelo software para reduzir distor33es na malha.

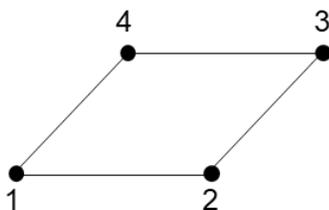


Figura 4.2 – Elementos r3gidos R3D4 utilizados na malha do cunho.

Apesar da discretização relativamente simples, alguns cuidados tiveram de ser tomados durante o procedimento de geração da malha do cunho. Malhas muito grosseiras formadas por elementos rígidos estão sujeitas a fenômenos numéricos como ‘*snagging*’. Nele, os nós do corpo deformável ficam aprisionados na malha do corpo rígido, impedindo o deslizamento do material devido à característica facetada da superfície rígida. Para mitigar esse risco, optou-se pelo uso de uma malha mais refinada, com 73000 elementos.

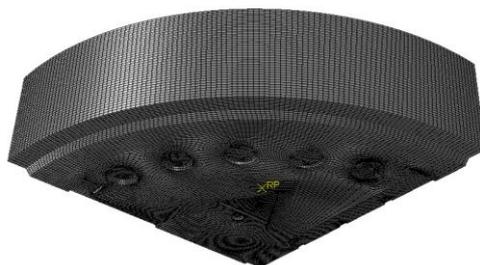


Figura 4.3 – Cunho discretizado com elementos quadrilaterais.

A discretização do disco foi feita com elementos hexaédricos tridimensionais (*brick*), de primeira ordem, com integração reduzida, cuja referência é C3D8R (Figura 4.4). Essa escolha considerou o custo computacional, seu desempenho sob severas distorções e sua capacidade de lidar com o travamento volumétrico, conforme discutido no tópico 2.5.5. Estudos de Zhong *et al.* (2012), Qiaomin *et al.* (2017), Alexandrino *et al.* (2019) e Xu *et al.* (2021) também usaram este mesmo tipo de elemento.

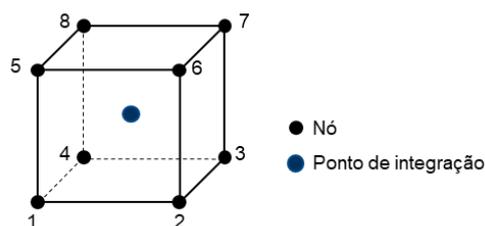


Figura 4.4 - Elementos do tipo C3D8R com integração reduzida 1x1x1.

Esses elementos estão sujeitos a doze modos espúrios de energia zero, o que torna altamente recomendado o uso de controles de *hourglass*. O *software* oferece três abordagens de controle, cada uma contendo um ou mais métodos específicos de implementação. São elas:

- Abordagem Integral Viscoelástica: esta abordagem gera mais resistência às forças de *hourglass* no início da etapa de análise, onde cargas dinâ-

micas repentinas são mais prováveis. Está disponível para todos os elementos de integração reduzida e é a forma padrão no Abaqus/Explicit. É formulada baseado no método de controle *Relax Stiffness*, sendo este o mais intensivo em termos computacionais dentre todos os métodos.

- Abordagem Kelvin Viscoelástica: oferece os métodos *Stiffness*, *Viscous* e uma terceira opção que combina os dois primeiros. Dentre as opções, o método *Stiffness* é a mais adequada para a simulação do processo de cunhagem, uma vez que pode ser aplicado tanto a problemas dinâmicos quanto a problemas quase-estáticos. O método *Viscous*, por sua vez, é mais indicado para a solução de problemas dinâmicos específicos.
- Abordagem *Enhanced*: representa um refinamento do método de rigidez pura (*Stiffness*). Esse método é a abordagem de controle de *hourglass* padrão para materiais hiperelásticos e hiperespumosos, e fornece soluções de deslocamento mais precisas para malhas grosseiras com materiais elásticos lineares em comparação com outros métodos de controle. Ele também oferece maior resistência à formação de *hourglass* em materiais não-lineares. Embora geralmente benéfico, isso pode dar uma resposta excessivamente rígida em problemas que exibem deformação plástica sob flexão.

Considerando a teoria por trás de cada abordagem e os resultados fornecidos no modelo auxiliar discutido no Apêndice I, foi escolhido o método *Relax Stiffness* para o modelo final.

A convergência da malha foi estudada usando os seguintes critérios: a força de cunhagem e seu perfil (força *versus* deslocamento); a energia de deformação artificial³; e o perfil do relevo de referência.

Inicialmente foi feita a convergência do número adequado de camadas de elementos, no sentido da espessura do discos (eixo *y*). A força final e o perfil do relevo formado em função do número de camadas, estão exibidos na Figura 4.5.

³ As simulações desenvolvidas no modelo auxiliar indicaram a que as energias interna e cinética são pouco influenciadas pela quantidade de elementos dentro da gama de refinamento avaliada.

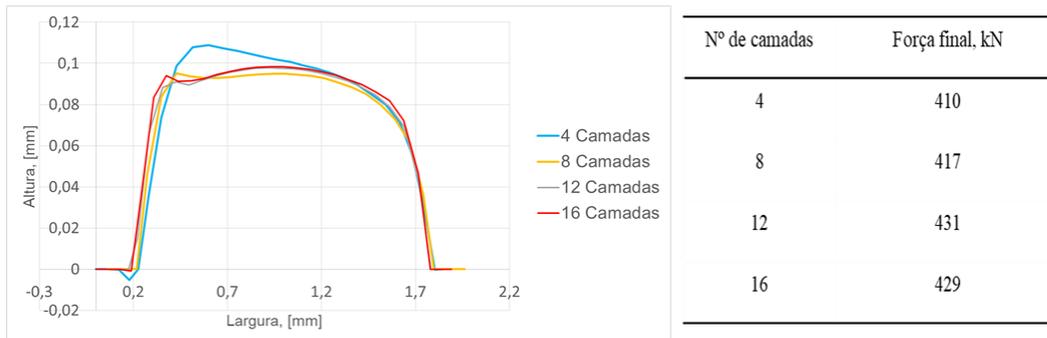


Figura 4.5 – Resultados das forças e formação do relevo para convergência da malha.

Foi observado que os perfis do relevo de referência são muito semelhantes para as malhas que possuíam a partir de 8 camadas. A variação máxima da força foi de 5% entre as diferentes configurações de malha. A máxima razão entre a energia de deformação artificial e a energia interna foi de 6,6%, 3,7%, 2,6% e 2,1% nas simulações com 4, 8, 12 e 16 camadas, respectivamente. Isso confirma que os efeitos *hourglass* podem ser minimizados ou praticamente eliminados com o uso de malhas mais refinadas.

Ao levar em consideração o aumento significativo do custo computacional para cada camada adicionada ao modelo, foi decidido pelo uso de um modelo com 8 camadas. Isso se deve ao fato de que a força resultante com 8 camadas foi apenas 3% menor do que aquela obtida com 12 camadas. Nesta situação, a energia de deformação artificial se manteve muito baixa em relação à energia interna na maior parte do processo (Figura 4.6).

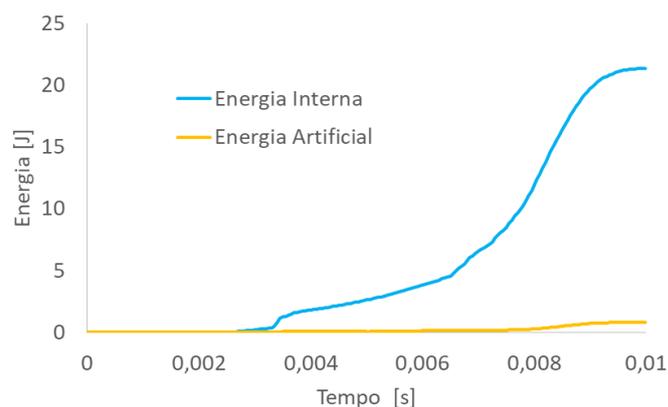


Figura 4.6 – Gráfico comparativo entre a energia interna e a energia artificial de deformação para o modelo com 8 camadas.

Após a convergência do número de elementos ao longo da espessura, prosseguiu-se com a convergência do número de elementos no plano x-z do disco, usando

os mesmos critérios de avaliação empregados no procedimento anterior. Como resultado, a quarta parte do disco foi discretizada com 265.600 elementos hexaédricos, com comprimento mínimo de aresta de 0.026mm e médio de 0.06mm.



Figura 4.7 – Representação de $\frac{1}{4}$ do disco discretizado.

Para assegurar a qualidade da malha, mesmo em níveis elevados de deformações plásticas durante o processo, usou-se o recurso de malha adaptativa ALE, com controles padrão de frequência e varreduras iguais a 10 e 1, respectivamente. Esses valores foram determinados com base em simulações realizadas no modelo auxiliar, onde foi observado que a redução da frequência e o aumento do número de varreduras resultavam em um aumento no custo computacional, sem, no entanto, alterar os resultados obtidos.

4.5 Condições de contorno

No caso de corpos rígidos, é fundamental estabelecer pontos de referência nos quais as condições de contorno serão aplicadas. Quando uma condição de contorno é atribuída a esses pontos de referência, todo o corpo rígido ficará sujeito a essa mesma condição. No caso da virola e do cunho inferior foram aplicadas condições de engastamento aos seus respectivos pontos de referência. Para o cunho superior, foram aplicadas condições de deslocamento. A escolha por uma condição de contorno em deslocamento, ao invés de força, foi baseada no princípio de funcionamento das prensas usadas no processo real, nas quais o operador controla o deslocamento do cunho, obtendo a força de cunhagem como um parâmetro de saída. Além disso, ao trabalhar-se com o deslocamento no modelo computacional, pode-se aplicá-lo de maneira suavizada, conforme demonstra a Figura 4.8, de forma a manter o processo quase-estático.

Ao disco, foram atribuídas apenas condições de contorno de simetria, mantendo todo o corpo livre para deslocar e rotacionar.

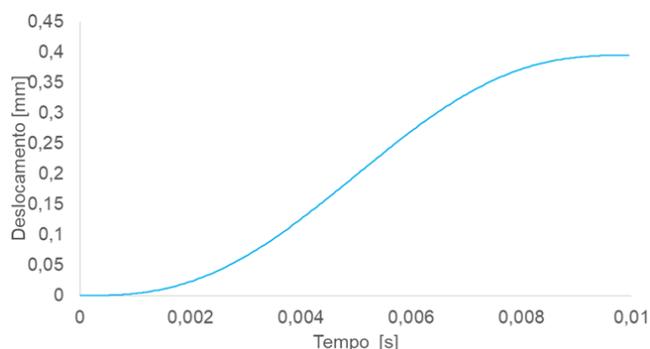


Figura 4.8 – Deslocamento vertical aplicado de forma suavizada ao cunho superior.

Apesar da condição de contorno de deslocamento adotada nas simulações, as análises dos resultados no Capítulo 5 comparam forças. Este foco é justificado por não ser possível definir exatamente o ponto de contato inicial (matriz-disco) no experimento de cunhagem, o que impede que a compatibilidade entre o modelo e o teste seja baseada no deslocamento do cunho. Além disso, a força é de fato o parâmetro de controle do processo real, pois durante a regulagem de máquina o operador altera o deslocamento do cunho até que se obtenha o valor desejado para a força.

4.6 Contato

O ABAQUS/Explicit oferece dois algoritmos para a modelagem do contato: Contato Geral e Pares em Contato. O Contato Geral é um algoritmo robusto, aplicável à grande maioria dos problemas e com poucas restrições em relação ao tipo de superfície analisada. Ele possibilita uma definição de contato automatizada, sem a necessidade de inserção de parâmetros pelo usuário ou definição das superfícies em contato. O algoritmo faz a cada incremento uma varredura completa no modelo a fim de identificar quais as possíveis superfícies estão em contato umas com as outras, o que pode levar a custos computacionais desnecessários em situações em a interação entre as superfícies é conhecida pelo usuário.

O algoritmo Pares em Contato tem mais restrições sobre os tipos de superfícies envolvidas e as interações devem ser definidas especificando cada um dos pares de superfícies que podem interagir entre si. Porém, ele permite algumas interações que não estão disponíveis com o algoritmo de Contato Geral, como o contato entre duas partes rígidas. Como as interações entre as superfícies são previamente conhecidas no processo de cunhagem, o algoritmo de Pares em Contato foi selecionado no presente estudo. Sua escolha baseou-se também nos resultados do modelo

auxiliar que indicaram uma economia de 16% no custo computacional em relação ao Contato Geral.

A formulação do algoritmo Pares em Contato envolve a definição de alguns parâmetros, como o método de imposição das restrições de contato (cinemático ou penalidade), a ponderação da superfície de contato (balanceado ou mestre-escravo puro) e a forma de deslizamento entre as superfícies (pequena ou finita). Com base nas recomendações do software e nos resultados obtidos no modelo auxiliar foram escolhidos os seguintes parâmetros para a modelagem final: método de restrição cinemático; ponderação da superfície mestre-escravo puro; e deslizamento finito. A seguir, é feita uma breve descrição do princípio de funcionamento do *solver* resultante da combinação desses parâmetros.

No processo de cunhagem ocorrem diversas interações entre o *blank* e as ferramentas, todas envolvendo o contato entre uma superfície rígida e uma deformável. Para lidar com essa situação, o algoritmo adota uma abordagem de ponderação do tipo "mestre-escravo puro", em que uma determinada superfície é designada como mestre ou escrava pelo próprio *solver* e essa atribuição não muda durante a solução. Essa abordagem difere da abordagem "balanceada", em que a atribuição pode mudar ao longo do processo de solução. Neste estudo a superfície mestre sempre é a ferramenta devido seu caráter rígido, seja ela o cunho ou a virola, restando ao disco ser a superfície escrava.

No algoritmo de Pares de Contato, o *solver* usa uma formulação cinemática por padrão para a aplicação das restrições do contato. Nesta formulação, as restrições são tratadas como equações cinemáticas que devem ser resolvidas para manter as superfícies em contato apropriado. Para resolver estas equações o *solver* usa um método preditor/corretor.

Numa primeira etapa, conhecida como "preditora", a cada incremento da análise, o *solver* avança o estado cinemático do modelo para uma configuração prevista, sem considerar as condições de contato. O ABAQUS/Explicit então determina quais nós do disco na configuração prevista penetraram na superfície da ferramenta. A profundidade de penetração de cada nó, a massa associada a ele e o incremento de tempo são usados para calcular a força de reação necessária para se opor à penetração. Na etapa seguinte (corretora), o algoritmo distribui sobre os nós da superfície da ferramenta estas forças de reação e as massas dos nós do disco que haviam penetrado. O *software* então calcula uma aceleração de correção para os nós

da ferramenta com base nessa distribuição de forças e massas. Finalmente, a aceleração dos nós do disco é corrigida com base no incremento de tempo e na aceleração corrigida da superfície da ferramenta. O *solver* usa essa aceleração corrigida dos nós do disco para definir a configuração (posição) correta que atende às restrições de contato impostas. Essas restrições dependem do comportamento mecânico entre as superfícies na direção normal. Este comportamento pode ser tipo *soft contact* ou *hard contact*. Eles estabelecem a relação entre a pressão de contato e a sobreposição (*overclosure*) das superfícies. No caso comportamento *Hard Contact*, adotado no presente estudo, quando as superfícies entram em contato (condição de “*no clearance*”, ou condição fechada), a pressão de contato transmitida pode atingir qualquer valor sem que haja a sobreposição das superfícies⁴. A Figura 4.9 ilustra esse comportamento.

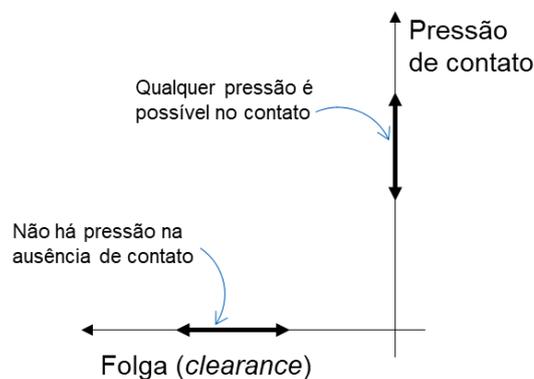


Figura 4.9 – Relação entre pressão e sobreposição do tipo *hard contact* (ABAQUS, 2014).

O uso da formulação de imposição das restrições cinemática, combinada com o comportamento *hard contact*, faz com que não haja nenhuma penetração dos nós do *blank* na superfície das ferramentas. Isso significa que após os cálculos das acelerações corrigidas pela formulação cinemática, os nós do disco que porventura tenham penetrado são reposicionados exatamente sobre a superfície da ferramenta. É importante destacar que essa formulação não impede que haja penetração da superfície da ferramenta no disco, conforme ilustra a Figura 4.10. A adoção de malhas mais refinadas no disco pode minimizar essa ocorrência.

⁴ O comportamento do tipo *soft* permite a sobreposição das superfícies a depender das pressões de contato desenvolvidas no processo. A relação entre a pressão e a sobreposição pode ser linear, exponencial ou tabular. Esse comportamento pode ser útil para estabilizar o contato e facilitar a convergência no *solver* implícito, ao ser combinada com uma formulação do tipo “penalidade”.

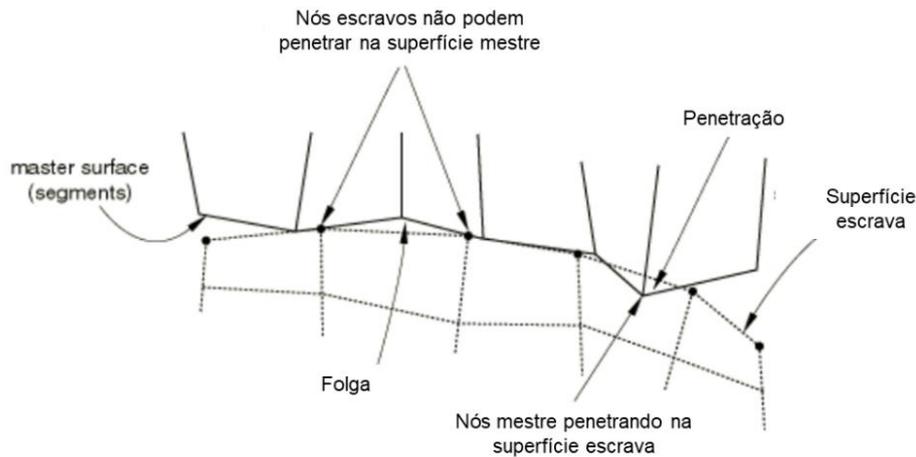


Figura 4.10 – Penetrações da superfície mestra na superfície escrava devido a discretização grosseira (adaptado de ABAQUS, 2014).

No que se refere ao comportamento tangencial entre as superfícies, a forma de deslizamento e o modelo de atrito são os aspectos mais relevantes. A formulação de deslizamento finito adotada neste estudo permite a separação arbitrária das superfícies, mesmo após o contato, além do deslizamento e rotação destas superfícies. Nessa formulação, os nós do disco podem entrar em contato em qualquer ponto ao longo da superfície da ferramenta e são obrigados a deslizar sobre ela enquanto em contato, independente da orientação da superfície mestra.

Com relação ao atrito, foi adotado o modelo bilinear discutido no Capítulo 2. Como parâmetros do modelo, foi usado um coeficiente de atrito $\mu = 0.2$, obtido a partir do ensaio de compressão do anel, e uma tensão de cisalhamento máxima de $\tau_{max} = 80MPa$, calculada a partir da eq. (2.10).

4.7 Submodelagem

Como visto no capítulo dedicado aos resultados, a malha apresentada no item 4.4 pode capturar com precisão do fluxo de material e a força de cunhagem durante o processo. No entanto, há interesse em analisar também as máximas tensões que ocorrem no modelo, pois serão elas que poderão vir a danificar o ferramental de cunhagem. Como as máximas tensões geralmente ocorrem em entalhes do relevo, é adequado que haja um refinamento da malha nesses locais para capturar com precisão os esforços que ocorrem nestas regiões.

Uma alternativa é refinar a malha em todo o modelo da medalha. No entanto, esse procedimento resultaria em um aumento excessivo do custo computacional de

forma desnecessária, considerando que há regiões no modelo que não possuem descontinuidades ou entalhes, nas quais as tensões e deformações se comportam de maneira mais homogênea. Nesse cenário, optou-se pelo uso da técnica de submodelagem como uma ferramenta auxiliar para análises de tensões.

A partir do modelo global, foram identificadas as regiões de interesse na malha onde a submodelagem foi aplicada para um estudo mais detalhado do comportamento das tensões. Neste tipo de técnica a análise do submodelo é realizada separadamente da análise global. A única conexão entre elas é a transferência dos valores das variáveis dependentes do tempo, armazenadas na análise global, para os nós de fronteira do submodelo. Os resultados do modelo global são interpolados nos nós da fronteira do submodelo (Figura 4.11). Dessa forma, a resposta na fronteira da região local é determinada pela solução do modelo global. Em geral, a solução na fronteira do submodelo não deve sofrer alterações significativas devido a diferentes modelagens locais. Não há verificação interna desse critério pelo *software*, sendo uma questão de julgamento por parte do usuário. Como alternativa, a precisão pode ser verificada comparando os gráficos de contorno das variáveis importantes próximas às regiões que delimitam o submodelo.

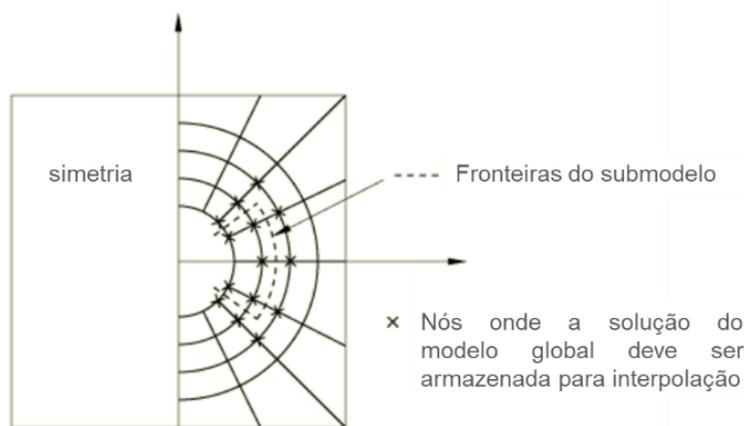


Figura 4.11 – Representação do submodelo e dos nós do modelo global que serão interpolados (ABAQUS, 2014).

4.8 Pós-processamento

Para as discussões dos resultados apresentadas no Capítulo 5, foi necessário definir alguns *outputs* do *software*. São eles:

- Trabalho externo, energia interna, energia cinética e energia artificial de deformação;

- Forças desenvolvidas cunho superior;
- Deslocamento do cunho superior;
- Deformações plásticas equivalentes no disco;
- Tensões equivalentes (Mises) no disco;

A frequência de armazenamento dos dados pelo *solver* foi a cada 50 incrementos de tempo.

Embora a modelagem tenha sido feita apenas para $\frac{1}{4}$ do disco, o software dispõe do recurso de espelhamento do componente, o que possibilita a geração de imagens em 360° .

5 RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados os resultados de toda a parte experimental, bem como do modelo computacional.

5.1 Ensaio de dureza, composição e metalografia

A análise química indicou a composição descrita na Tabela 5.1.

Tabela 5.1 – Composição química da liga de cobre e níquel.

% Cu	% Ni	% Sn	% Zn	Outros
72.1	27.6	0.1	0.1	< 0.1

Os resultados revelam que se trata de uma liga composta principalmente por cobre e níquel, com teores extremamente baixos de estanho e zinco. Sua composição é semelhante à liga de CuNi25 definida na norma ISO 429 (E), porém com um teor de níquel 1,6% mais elevado.

Na Figura 5.1 é possível observar que a morfologia da liga é composta por grãos não alongados e uma microestrutura monofásica. A ausência de marcas de laminação indica que o material está plenamente recozido ou com pouquíssimo encruamento remanescente.

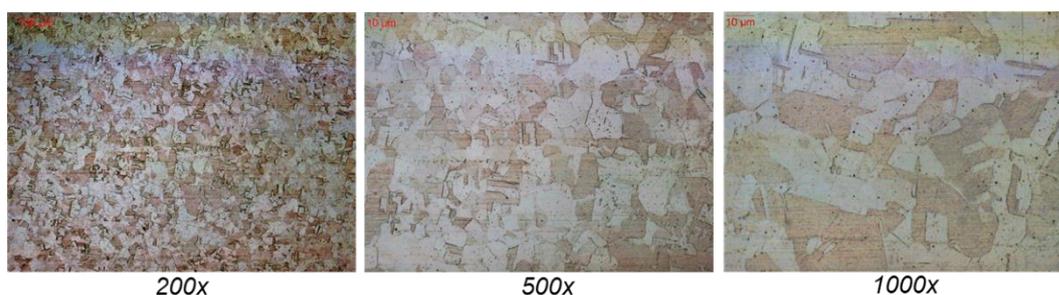


Figura 5.1 - Microestrutura da liga CuNi25 com ampliação de 200x, 500x e 1000x.

A presença das maclas, características do cobre e suas ligas (ASM Special Handbook, 2001), é vista com mais nitidez na imagem central. Esta morfologia é condizente com as imagens metalográficas feitas por Nowosielski *et al.* (2005) e por Gao *et al.* (2020).

A dureza média obtida pelo ensaio Rockwell 30T para as nove medições foi de 39 HR30T, com desvio padrão de 0.79. O valor de dureza é compatível com aqueles estabelecidos pela norma ISO1634-1 para esta liga.

A premissa de comportamento isotrópico do material no ensaio de compressão de pilhas fica mais plausível mediante a constatação de que o material não possui direções de laminação.

5.2 Ensaio de compressão de discos

Pré-testes foram feitos para ajustar os aparatos, avaliar o comportamento do corpo de prova com 4, 6 e 8 discos empilhados e definir o percentual de redução da altura do corpo de prova. Foi verificado que o empilhamento de oito discos era inviável devido à instabilidade na pilha. Os pré-testes indicaram também que a redução da altura do corpo de prova em 35% manteve a pilha estável e garantiu a convergência das curvas de força *versus* deslocamento. Este valor corresponde à uma deformação equivalente de cerca de 45%.

Uma vez concluídos os testes preliminares, foram feitos seis ensaios válidos para obter a curva de escoamento do material. A quantidade de discos empilhados e a velocidade de deslocamento do cabeçote da máquina utilizados em cada ensaio foram apresentados na Tabela 3.1.

A Figura 5.2 contém as curvas tensão-deformação verdadeiras obtidas para as seis amostras e ilustra um corpo de prova com 4 discos antes e após a compressão.

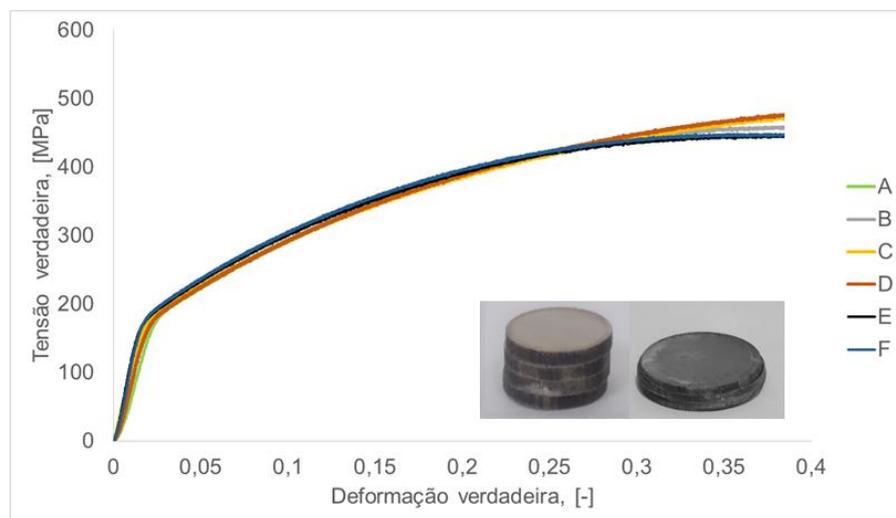


Figura 5.2 – Curvas de tensão e deformação verdadeiras do ensaio e detalhes dos corpos de prova.

As curvas apresentaram boa concordância entre si para as diferentes velocidades de compressão e diferentes números de discos. A pouca influência do número de discos nas curvas, desde que o corpo de prova mantenha uma razão mínima e máxima entre a altura e diâmetro, confirma os resultados obtidos por Alves *et al.* (2011).

Tomando como base as regiões plásticas de todas as seis curvas foi obtida a curva de escoamento do material, a qual foi ajustada pela eq. (5.1). O coeficiente de determinação R^2 foi de 98.8%, o que demonstra que a escolha desse modelo de ajuste foi adequada.

$$\sigma = 669 \cdot (\varepsilon)^{0.348} \quad (5.1)$$

Na eq. (5.1), σ é a tensão de escoamento em MPa e ε é a deformação verdadeira equivalente, somando as partes elástica e plástica. Como mencionado anteriormente, a equação não é válida para a região elástica. A curva de escoamento gerada pela eq. (5.1) está plotada na Figura 5.3 e é comparada com a curva gerada por Leitão *et al.* (1996) para uma mesma liga de cuproníquel recozida. Este autor menciona que usou um CP cilíndrico maciço nos seus testes.

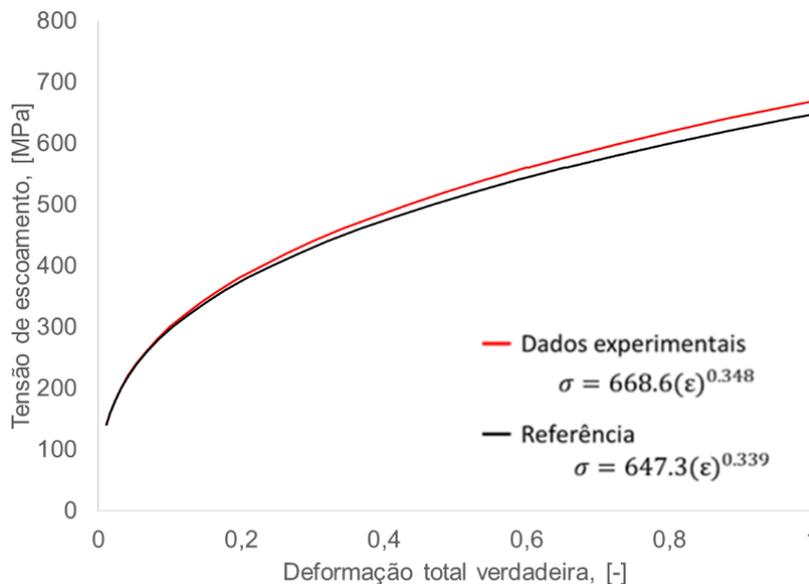


Figura 5.3 – Curva de escoamento medida e a curva de Leitão et al. (1996).

As curvas são similares, mesmo quando extrapoladas para deformações da ordem de 1. A diferença máxima nas resistências ao escoamento entre elas foi de 3%. Parte dessa diferença pode ser atribuída à pequenas variações na composição química e no estado de encruamento dos dois materiais, além de questões atreladas ao próprio método de ensaio.

5.3 Ensaio do anel e avaliação da influência do atrito

Foram comprimidas nove amostras válidas, sendo três amostras para cada razão de redução da altura: 20%, 40% e 50%, vide Figura 5.4. As curvas de calibração geradas no ABAQUS e o resultado do ensaio prático estão plotados na Figura 5.5.



Figura 5.4 – Da esquerda para direita: amostra original; reduzida em 20%; 40%; e 50%.

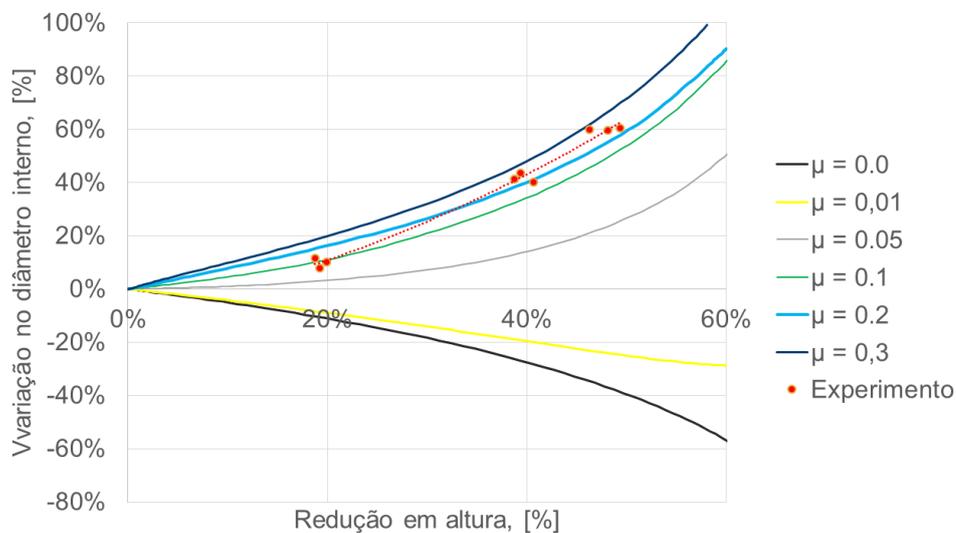


Figura 5.5 – Resultados do ensaio de compressão do anel e curvas de calibração geradas no modelo computacional.

Podemos verificar que as curvas de calibração geradas demonstram aderência ao comportamento esperado neste tipo de ensaio, em que para condições de baixo atrito o diâmetro interno aumenta (curvas com $\mu = 0$ e $\mu = 0.01$), ao passo que para condições de médio e alto atrito há uma redução do diâmetro (demais curvas).

A partir dos resultados dos testes é possível inferir que o coeficiente de atrito entre matrizes cromadas e os discos de cuproníquel possui um valor próximo de 0.2, valor dentro da faixa 0.05 a 0.3 comumente encontrada em outros estudos de cunhagem. Leitão *et al.* (1996) obtiveram o mesmo valor de $\mu = 0.2$ em um ensaio do anel para a liga de CuNi25, porém não especificaram o material dos cunhos. As forças medidas pela prensa durante o ensaio foram comparadas com aquelas calculadas no modelo computacional para um coeficiente de atrito de 0.2 e para um mesmo percentual de redução da altura, vide Tabela 5.2.

Tabela 5.2 – Forças calculadas pelo modelo e medidas no ensaio de compressão do anel.

Redução da altura (%)	Experimento (kN)	Modelo (kN)	Desvio (%)
20%	106	97	8%
40%	191	182	5%
50%	225	242	8%

A diferença máxima entre as forças foi de 8%, demonstrando uma boa consistência nos resultados, levando em conta todas as potenciais fontes de variação presentes tanto na modelagem como no experimento. Esses resultados servem também para validar a curva do material obtida no ensaio de empilhamento de discos, ainda que de maneira indireta, já que quaisquer erros na curva poderiam ampliar as discrepâncias nas medições de forças deste ensaio.

5.3.1 Avaliação da influência do atrito

Como mostrado na Figura 5.5 nem todos os pontos estão posicionados sobre a curva de $\mu = 0.2$. Diante desta pequena imprecisão inerente ao ensaio, foram feitas simulações com o modelo final de medalha usando valores de $\mu = 0.1, 0.2, 0.3$ e 0.4 para avaliar sua influência nas forças de cunhagem e na formação do relevo de referência. Para um mesmo valor de deslocamento vertical aplicado ao cunho superior como condição de contorno, foram obtidas as forças resultantes listadas na Tabela 5.3. A diferença é de cerca de 3% na força entre as condições de menor e maior atrito.

Tabela 5.3 – Forças resultantes para diferentes condições de atrito.

Coefficiente de Atrito μ	Força (kN)
0.1	90211
0.2	93276
0.3	93486
0.4	93738

A Figura 5.6 mostra que o atrito não influenciou na formação do relevo de referência para nenhuma das condições de atrito avaliadas.

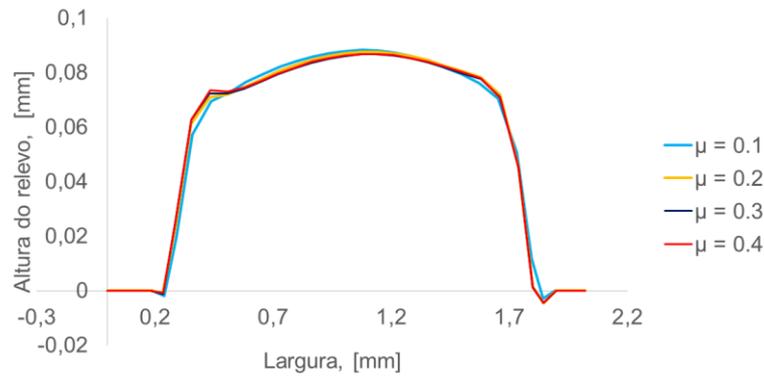


Figura 5.6 – Relevo formado para as diferentes condições de atrito.

Conclui-se que o coeficiente de atrito igual a 0.2 estimado pelo ensaio do anel pode ser usado ao longo do estudo sem gerar imprecisões significativas no cálculo da força cunhagem e na formação do relevo. No entanto, embora as simulações indiquem pouca influência do atrito nesses dois parâmetros, outros fatores podem ser afetados. Dentre os fatores, estão o surgimento de defeitos superficiais no produto e o desgaste dos cunhos.

5.4 Validação do modelo computacional

Foram cunhadas experimentalmente oito amostras da medalha, com diferentes valores de força. Estes mesmos valores de força foram simulados no modelo computacional desenvolvido.

A seguir estão descritas as análises visual e topográfica desenvolvidas para a validação do modelo.

5.4.1 Análise visual

As imagens (a) a (h) da Figura 5.7 mostram as amostras geradas pelo modelo computacional e pelo experimento, com os respectivos valores de força. A distribuição de cores no modelo refere-se ao deslocamento vertical do material na peça, em que a cor verde denota os relevos mais baixos, enquanto o vermelho os mais altos. Ao longo deste trabalho será utilizado este sistema de letras de (a) à (h) para referenciar as amostras sempre que necessário.

A amostra (a) é resultado de uma força de cunhagem de 60kN que corresponde ao início do contato do cunho superior com a orla do disco. A amostra (b) é aquela onde ocorre o contato do cunho superior com o disco em toda sua face. As

amostras (c), (d), (e) e (g) demonstram o avanço na formação do relevo. Nelas, são observadas regiões mais brilhosas que denotam que o material atingiu o fundo da cavidade da matriz, e partes mais opacas onde o ganho de material não foi completo. Por fim, na amostra (h) houve a formação praticamente completa dos relevos da medalha.

Como demonstrado posteriormente pelo gráfico de forças, pequenos incrementos de deslocamento do cunho resultam em um aumento rápido da força. Isso explica a semelhança nos relevos apresentados pelas amostras (f), (g) e (h), embora as forças aplicadas sejam muito distintas entre elas.

Há uma série de detalhes nas amostras que podem ser observados e usados como referência para validar o modelo computacional. A seguir, são discutidos alguns desses detalhes.

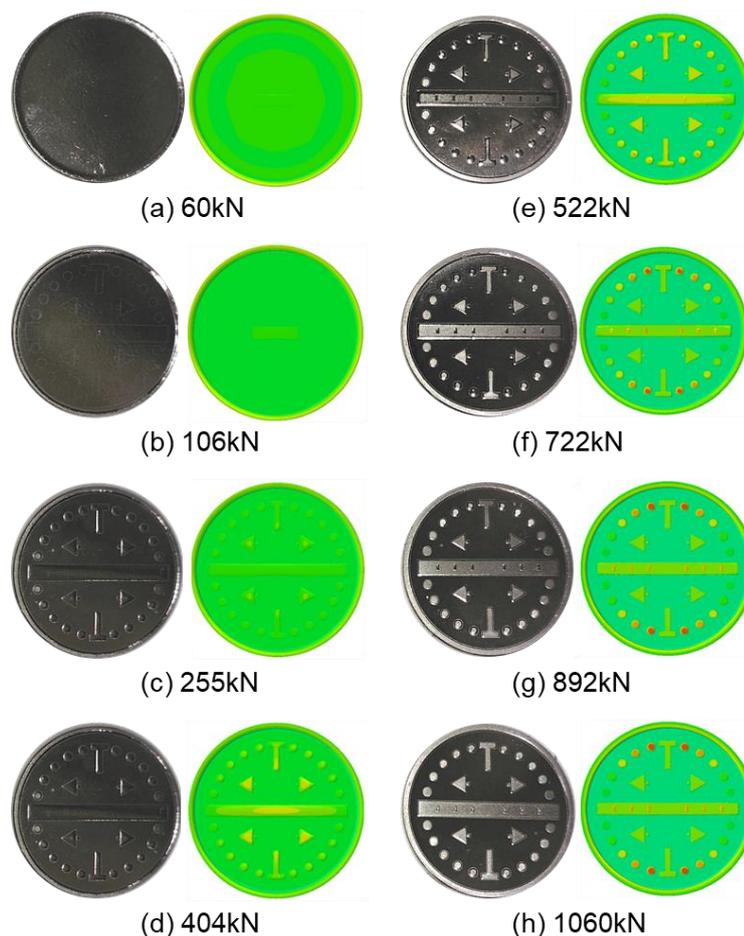


Figura 5.7 – Comparativos entre amostras cunhadas experimentalmente e o modelo.

Podemos observar nas amostras (c) e (d) que os relevos apresentam uma superfície arredondada, indicando que ainda não houve um preenchimento completo das cavidades da matriz ⁵.



Figura 5.8 – Relevos arredondados da amostra (d).

Na amostra (e) há o aparecimento dos pequenos retângulos dispostos sobre o retângulo maior central, até então ausente na amostra (d).

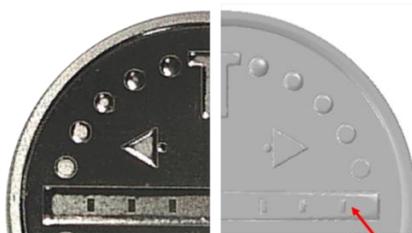


Figura 5.9 – Detalhes da amostra (e).

Na amostra (f) é interessante observar a formação completa de parte das geometrias circulares. As três mais próximas do retângulo central se formaram por completo. Nas outras duas não houve o delineamento completo.



Figura 5.10 – Detalhes da amostra (f).

⁵ Algumas imagens do modelo computacional estão apresentadas em diferentes ângulos e rotações. Isso foi necessário para garantir o contraste dos relevos e, com isso, permitir a visualização dos detalhes da medalha no modelo.

Outro fator de validação observado diz respeito à ausência de rebarbas na orla da medalha, tanto no modelo computacional como nas amostras cunhadas, um indicativo de que as forças aplicadas não foram excessivas.

5.4.2 Análise topográfica

A Figura 5.11 mostra o relevo de referência medido nas amostras (b) a (h). A amostra (a) foi excluída devido à falta de contato entre o cunho e a região central do disco, resultando na ausência de qualquer ganho de relevo observável.

A diferença máxima de altura do relevo entre o experimento e o modelo foi de 0,03 mm, observada na amostra (d). Os resultados quantitativos obtidos podem ser considerados satisfatórios, pois as diferenças são maiores nos estágios intermediários (amostras (c) e (d)), e decrescem nos estágios finais, onde de fato recai a atenção dos projetistas. Além disso, diferenças dessa magnitude são dificilmente controladas em condições normais de produção pelo operador, considerando as várias inerentes ao processo. Ao final do capítulo é feita uma breve discussão acerca das possíveis fontes de erro que podem surgir em uma simulação de um processo de cunhagem.

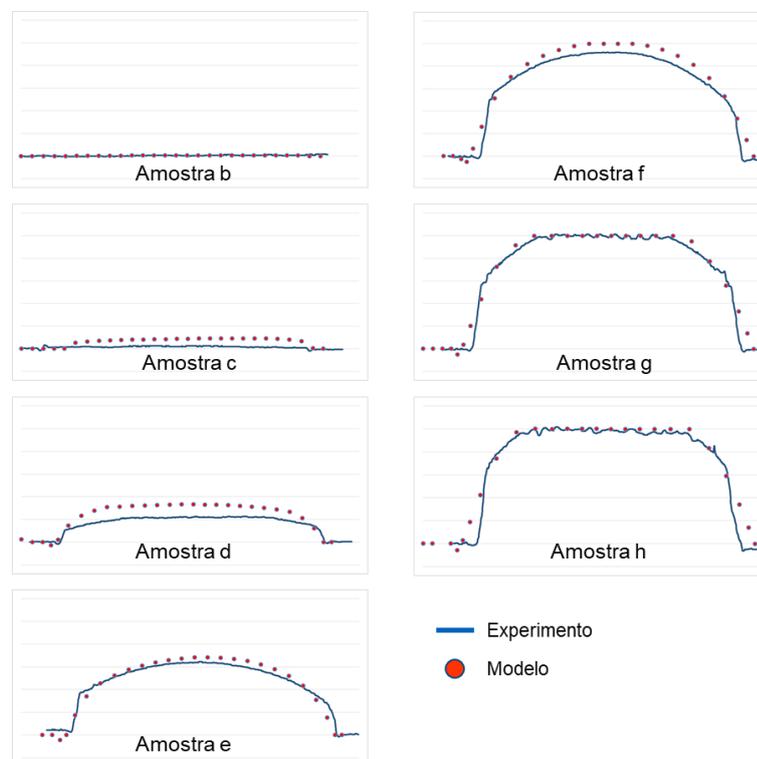


Figura 5.11 – Perfil do relevo de referência para as amostras de (b) a (h).

5.4.3 Análise de forças e energias

Foram observados quatro estágios principais ao longo do processo de cunhagem no modelo desenvolvido: (i) acomodação do disco no cunho inferior; (ii) expansão radial do disco; (iii) preenchimento das cavidades dos relevos com o fluxo principal de material; (iv) delineamento final do contorno do relevo.

No primeiro estágio, o cunho superior causa o deslocamento da parte interna do disco, que estava apoiada no cunho inferior, até que toda a sua face reversa esteja em contato com a superfície do cunho inferior. Uma vez assentado, o disco inicia sua expansão radial até que as bordas laterais toquem e se ajustem à forma da virola. No terceiro estágio há a formação dos relevos com o material escoando para dentro das cavidades do cunho. Os relevos ao final do processo estão praticamente formados, porém ainda sem o delineamento completo.

O último estágio é caracterizado pelo escoamento localizado em pequenas regiões do contorno do relevo que ainda restam ser delineadas. Outra característica deste estágio é o aumento do incremento de força requerido para promover pequenos escoamentos. A Figura 5.12 mostra a evolução da força de cunhagem em função do deslocamento da ferramenta para a amostra (h), cuja força de cunhagem foi de 1060kN.

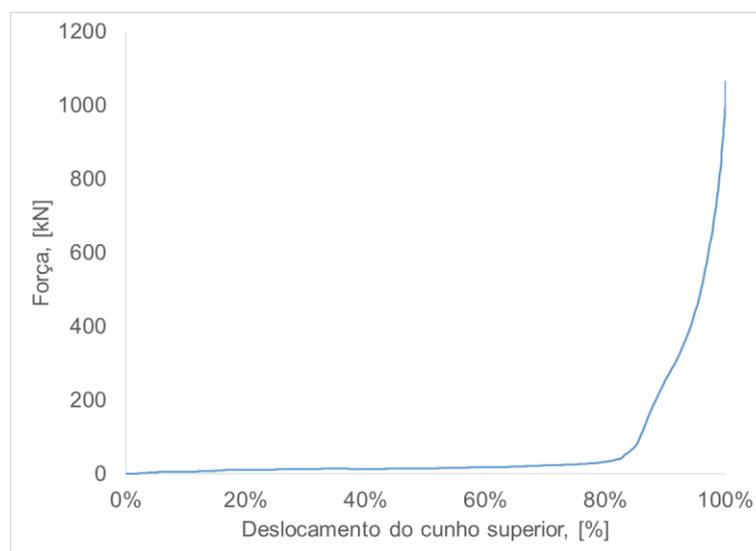


Figura 5.12 – Curva de força versus deslocamento do modelo para a amostra (h).

Esse comportamento é condizente com os processos de cunhagem, como discutido no item 2.3.3, e compatível com os valores práticos comumente usados para a cunhagem deste tipo de material e diâmetro (Alexandrino *et al.*, 2019).

A Figura 5.13 mostra a evolução das energias interna, cinética e de deformação artificial em função do tempo para a condição (*h*).

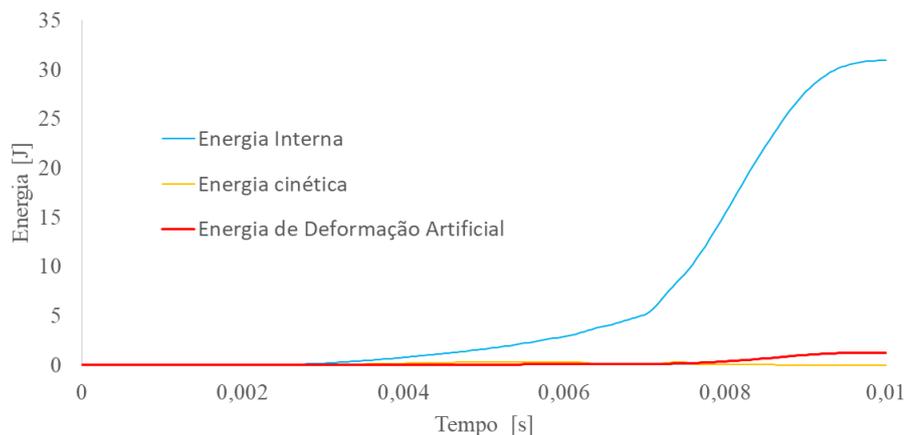


Figura 5.13 – Energias interna, cinética e de deformação artificial do disco.

O contato entre a ferramenta e o *blank* se inicia com 0.0025s, o que faz com que todas as energias permaneçam nulas antes deste instante.

A energia de deformação artificial apresenta um leve aumento ao final do processo, equivalente à 3.7% da energia interna, em decorrência dos níveis de deformações mais severos impostos aos elementos. Como discutido no item 4.4, apesar de malhas mais finas serem capaz de reduzir esta parcela de energia, a força e o perfil dos relevos permanecem muito similares, não justificando computacionalmente um maior refinamento.

É possível observar que a energia cinética permanece praticamente nula ao longo de toda a cunhagem, atingindo um valor máximo de 3.6%. Este baixo valor está dentro da faixa recomendada pelo *software*, um indicativo de que o processo permanece com um comportamento quase-estático, sem efeitos dinâmicos consideráveis.

6 DISCUSSÕES SOBRE OS RESULTADOS

A partir dos resultados apresentados no Capítulo 5 é possível constatar uma boa aderência entre o modelo computacional e os resultados experimentais. Isso torna o modelo válido para as discussões seguintes acerca da influência das características (geometria e altura) dos relevos nas forças, tensões e no fluxo de material.

6.1 Formação do relevo de referência

A Figura 6.1 mostra os perfis dos sete relevos medidos pelo equipamento ótico, referentes às amostras (b) à (h), que haviam sido apresentados de forma isolada na Figura 5.11.

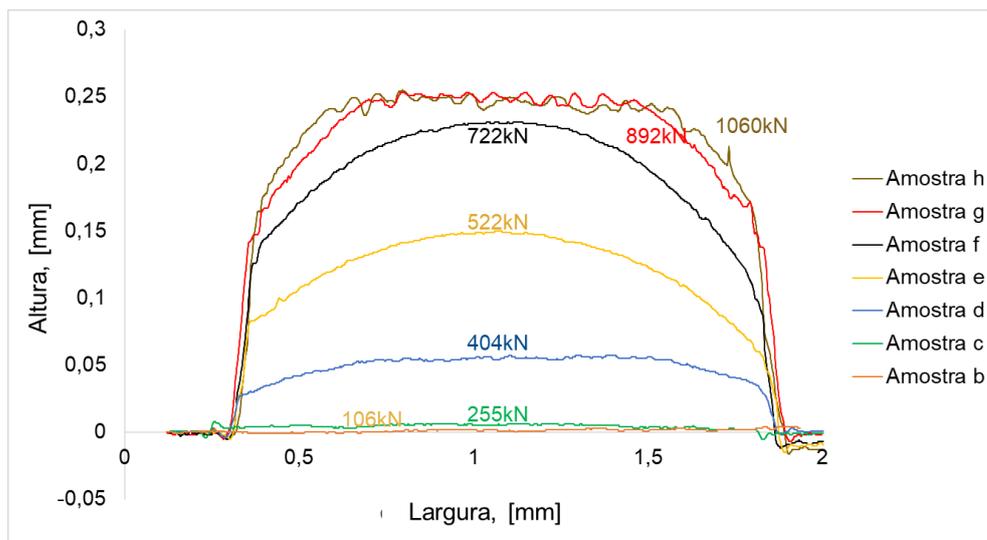


Figura 6.1 - Evolução dos relevos durante o ensaio de cunhagem.

Nas fases iniciais do processo, que incluem as amostras (b) e (c), os incrementos de força provocam apenas pequenos escoamentos de material para dentro da cavidade da matriz. No caso da amostra (a), este escoamento é nulo. Isso ocorre, pois nestas fases está havendo o assentamento e expansão radial do disco, conforme discutido no tópico 5.4.3. Nos estágios intermediários – amostras (d), (e) e (f) – há uma grande variação na altura do relevo. O fluxo principal de material ocorre com uma frente parabólica, o que faz com que o delineamento completo do relevo só

ocorra nos estágios finais. Nas amostras (*f*), (*g*) e (*h*), apesar do aumento considerável da força, a alteração do relevo é pequena. Comparativamente, o volume de material escoado entre as amostras (*d*) e (*e*), provocado por um incremento de força de 118 kN, é muito maior que aquele apresentado entre as amostras (*g*) e (*h*), onde o incremento de força foi de 168 kN.

Dois fatores principais podem explicar esse comportamento no estágio final do processo. O primeiro está relacionado ao fato de que, para que ocorra o delineamento completo do relevo, é necessário que o material escoe para regiões onde a geometria do entalhe pode não favorecer o fluxo. Os raios de concordância presentes nas raízes das cavidades da matriz são afetados por esse fator, uma vez que suas pequenas dimensões restringem o escoamento. O segundo está atrelado ao encruamento do material do disco. Conforme o processo de cunhagem avança, maiores são as tensões de escoamento e, conseqüentemente, maiores são as forças requeridas para provocar deformações adicionais na peça.

6.2 **Análise das tensões no modelo global**

A Figura 6.2 ilustra a evolução das tensões para as diferentes amostras geradas. As máximas tensões ocorrem nos contornos dos relevos, como observado na amostra (*h*) ilustrada na Figura 6.3. Esse resultado está de acordo com as expectativas, considerando que as maiores deformações ocorrem nessas regiões.

O relevo de referência é aquele com a maior altura na medalha, 0.25mm, enquanto os demais possuem uma altura média de 0.13 mm. Apesar dessa diferença significativa, é possível observar na Figura 6.3 que as maiores tensões ocorrem nos contornos dos relevos com alturas mais baixas, como é o caso das geometrias T, triangular e retangular.

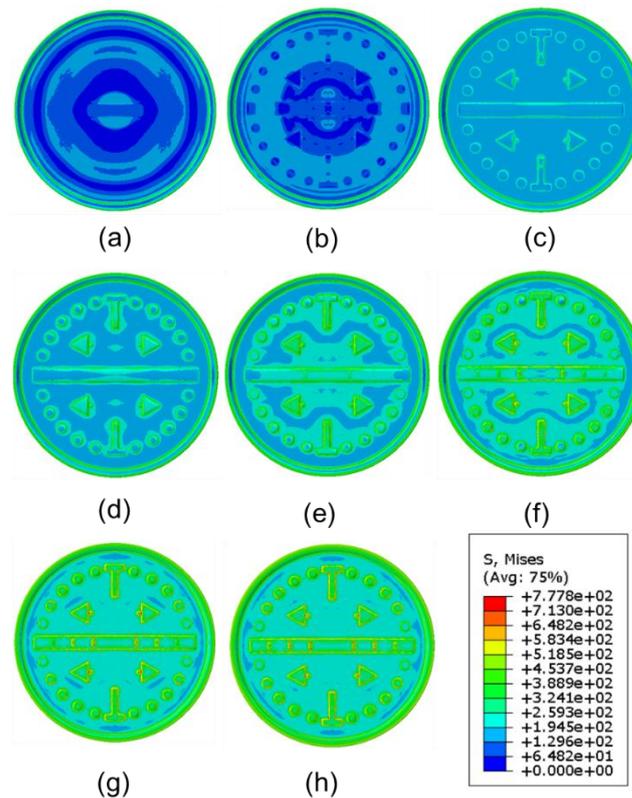


Figura 6.2 – Tensões de Mises para as diferentes amostras.

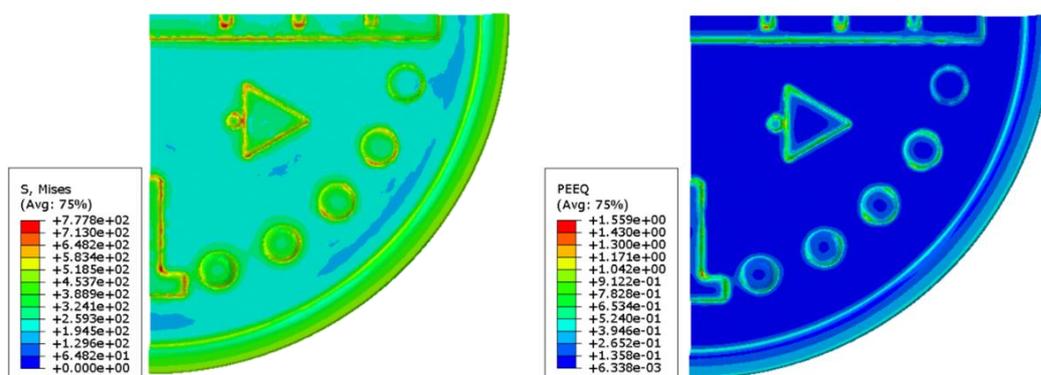


Figura 6.3 – Tensões e deformações equivalentes na amostra (h).

Essas observações indicam que a altura do relevo não é suficiente para caracterizar o estado de tensões no local, que também é afetado pela geometria do relevo.

6.3 Análise das tensões usando submodelos

Para analisar de forma mais precisa a influência da geometria e da altura do relevo nas tensões, optou-se pelo uso de submodelos com malhas mais refinadas para uma análise mais precisa das tensões nos locais de interesse identificados a partir do modelo global. A primeira região analisada refere-se à geometria na forma de T (Figura 6.4). Este modelo será referenciado como “Submodelo 1”.

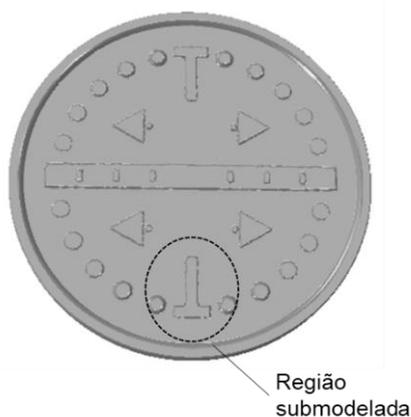


Figura 6.4 – Identificação da região do Submodelo 1.

Como não há formas experimentais de validação dos submodelos, uma alternativa usual é utilizar o próprio modelo global como referência. Para isso, foram realizadas comparações entre as distribuições de tensões e deformações entre o modelo global e o submodelo. Foi comparado também o perfil do relevo de referência. Essas análises foram feitas considerando a mesma condição de contorno e a mesma malha para ambos os modelos. A Figura 6.5 mostra que as distribuições de tensões estão similares. A mesma comprovação é feita para as deformações plásticas equivalentes mostradas na Figura 6.6.

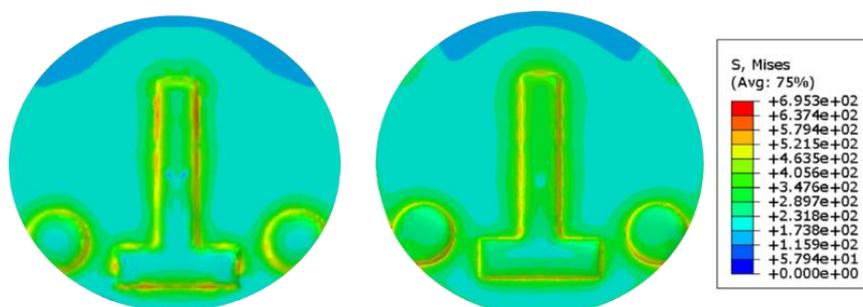


Figura 6.5 – Distribuição de tensões: à esq. o modelo global; à dir. o Submodelo 1.

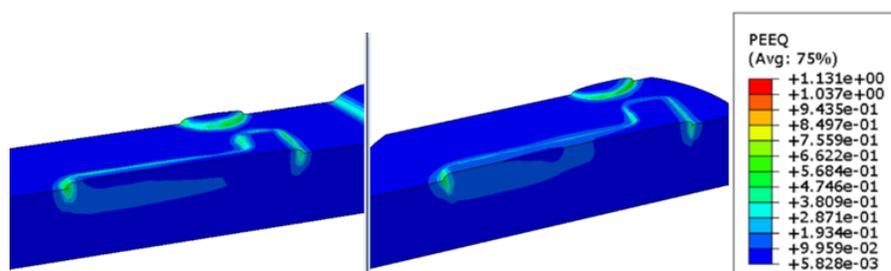


Figura 6.6 – Detalhes das deformações equivalentes: à esq. o modelo global; à dir. o Submodelo 1.

A Figura 6.7 mostra uma semelhança na configuração do relevo de referência. Pequenas diferenças entre eles são oriundas de variações na configuração da malha e do caminho percorrido para traçar o relevo.

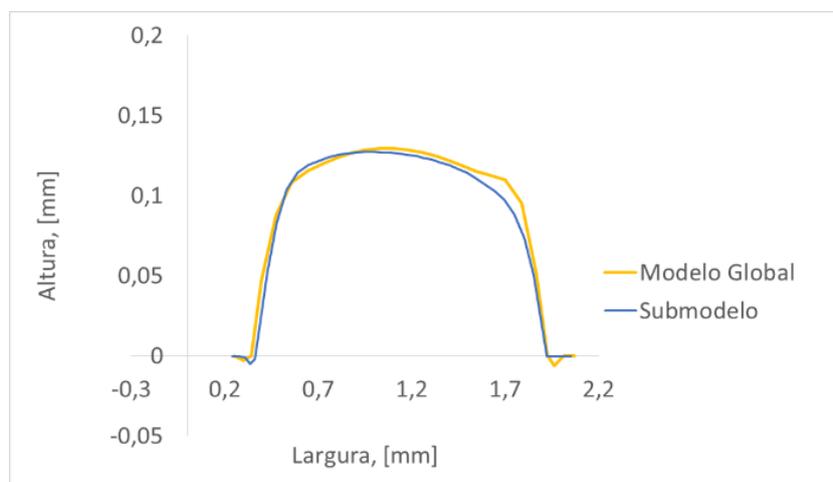


Figura 6.7 – Comparativo de relevo de referência para o modelo global e o Submodelo 1.

Assim, é possível verificar que o submodelo é capaz de reproduzir de forma fidedigna as deformações e tensões locais. A escolha inicial da geometria na forma de T se deu em virtude dos raios serem diferentes, possibilitando avaliar sua influência nas tensões e no fluxo de material. O menor raio é de 0.05mm, enquanto o maior é 0.20mm, como indicado na Figura 6.8.

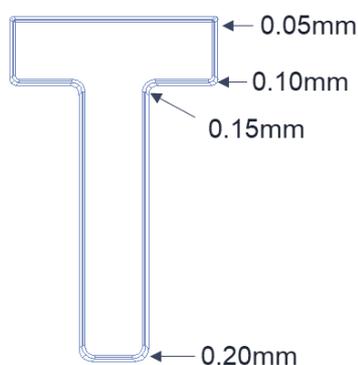


Figura 6.8 – Detalhes da geometria “T”.

É possível observar na Figura 6.9 que os raios voltados para o interior do relevo (detalhes A e C) prejudicam a formação da arte da medalha. Nessas regiões, o material encontra dificuldades em escoar para o interior da cavidade gravada no cunho, resultando em um relevo pouco nítido e mal delineado. Por outro lado, ao

observar o detalhe B, nota-se que o raio com concavidade para fora está bem delineado e possui praticamente a mesma altura das regiões internas do relevo. Isso demonstra seu aspecto positivo do ponto de vista do projeto.

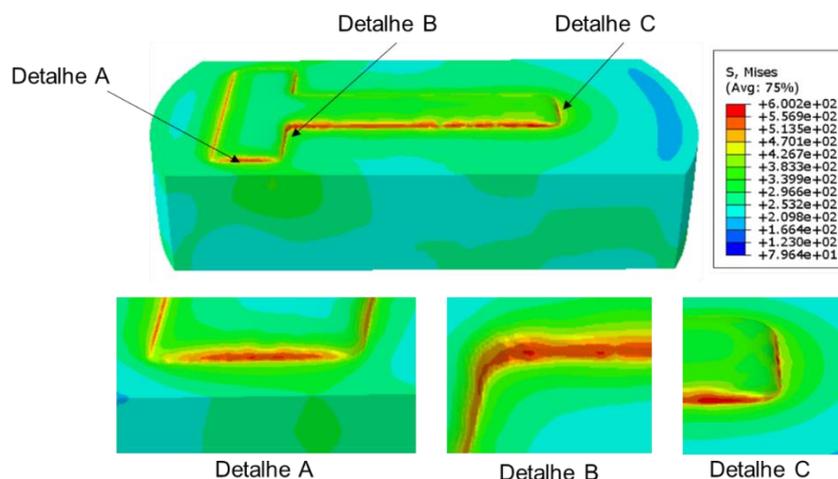


Figura 6.9 –Influência dos raios na formação do relevo e nas tensões no Submodelo 1.⁶

O submodelo da Figura 6.9 foi gerado usando uma malha com elementos cujo comprimento mínimo e médio de aresta foi de 0.0079mm e 0.02mm, respectivamente. Com essas características, pode-se considerar que a malha do submodelo é aproximadamente 70% mais refinada que a malha original do modelo global. O tempo de processamento para simular o submodelo foi de 4 horas, enquanto que um modelo global com o mesmo refinamento de malha levaria cerca de 26 horas. Como foram necessárias diversas simulações ao longo deste trabalho até a obtenção do modelo final desejado, essa economia tornou-se ainda mais importante.

Um segundo submodelo foi gerado para avaliar as tensões e detalhes do relevo para as geometrias circulares (Figura 6.10), com alturas variando entre 0.05mm e 0.25mm, com incrementos de 0.05mm. Na Figura 6.10 nota-se que os relevos com altura de 0.25mm, 0.20mm, 0.15mm e 0.10mm apresentam tensões muito similares, apesar da diferença de altura entre eles.

⁶ Embora o submodelo contemple toda a região ilustrada na Figura 6.4, parte da geometria foi suprimida na Figura 6.9 para melhor visualização dos resultados.

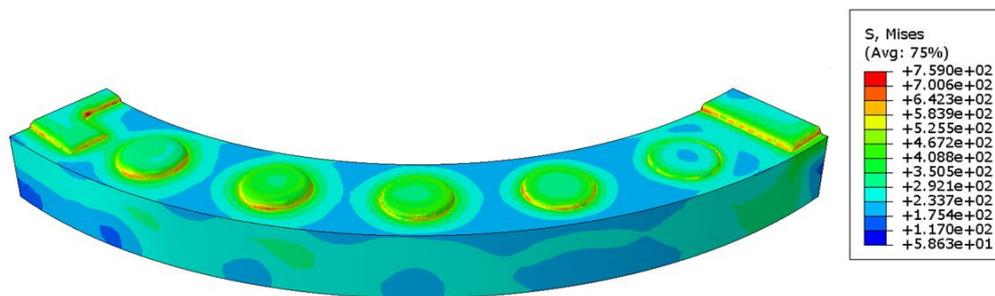


Figura 6.10 – Tensões no Submodelo 2 com geometrias circulares.

Levando em consideração os resultados de tensões do modelo global e deste segundo submodelo é possível afirmar que, para a geometria de medalha desenvolvida, não foi observada nenhuma correlação direta entre a altura do relevo e a intensidade das tensões neste relevo.

Isso não significa que a altura do relevo não tenha influência sobre as tensões no produto. O que ocorre na prática é que quanto maior sua altura maior será a força de cunhagem exigida para que haja o preenchimento completo das cavidades da matriz, conforme foi demonstrado nas discussões do tópico 6.1, em especial na Figura 6.1. Logo, o aumento da força requerida elevará o estado de tensões de maneira global em toda a medalha, fato que pode ser observado nos diferentes perfis de tensões das amostras ilustradas na Figura 6.2.

Dessa forma, os resultados sugerem que para implementar a estratégia de redução do relevo de forma eficiente, com o objetivo de diminuir as tensões, é essencial realizar uma correção correspondente na força de cunhagem após a modificação. A força deverá ser reduzida até atingir o valor estritamente necessário para garantir a cunhagem na nova configuração de altura do relevo.

6.4 Influência da geometria nas forças de cunhagem

No estudo do Submodelo 1 foi verificado que certas geometrias podem favorecer ou restringir o fluxo de material (Figura 6.9). As regiões onde o escoamento do material é dificultado se formam por último e necessitam de forças mais altas para serem delineadas. Para quantificar de maneira mais objetiva a influência da geometria do relevo na cunhagem foram criados dois modelos complementares com diferentes designs gravados, utilizando todos os conceitos de modelagem aplicados ao modelo final que se mostraram eficazes.

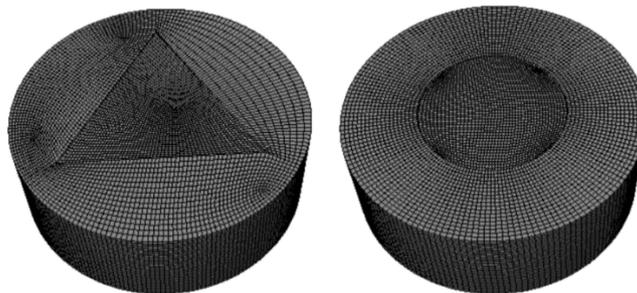


Figura 6.11 – Cunhos discretizados para os modelos triangular e circular.

Usando como condição de contorno um deslocamento prescrito de 0.05mm para o cunho superior, as forças obtidas foram da ordem de 150kN para ambos os modelos. Apesar da semelhança da força resultante, nota-se na Figura 6.12 que os vértices do triângulo não foram bem delineados, ao contrário da geometria circular, que apresenta uma boa definição em sua totalidade

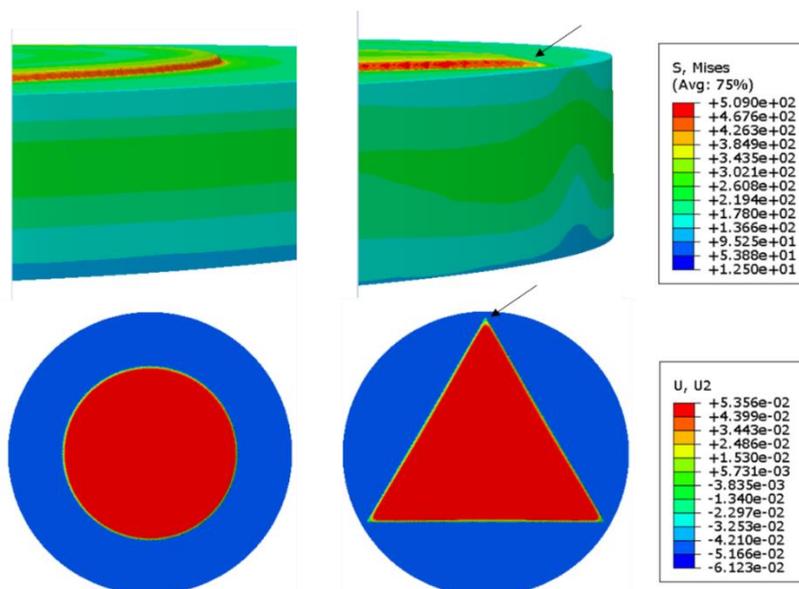


Figura 6.12 – Distribuições de tensões (acima), e deslocamento vertical (abaixo), para uma força de 150kN.

A Figura 6.13 mostra a evolução do delineamento do vértice do triângulo para cargas de cunhagem de 150kN, 200kN, 250kN e 300kN. Seguindo um critério comum de qualidade aplicado na indústria, a aceitação do produto se daria a partir da carga de 250kN.

Sendo assim, enquanto que para a cunhagem da geometria circular foi requerida uma carga de 150kN, para obter uma geometria triangular de mesma altura de relevo foi necessário usar uma carga significativamente maior, igual a 250kN. Como resultado, as tensões no modelo triangular foram inevitavelmente mais altas, devido ao maior esforço compressivo (Figura 6.14).

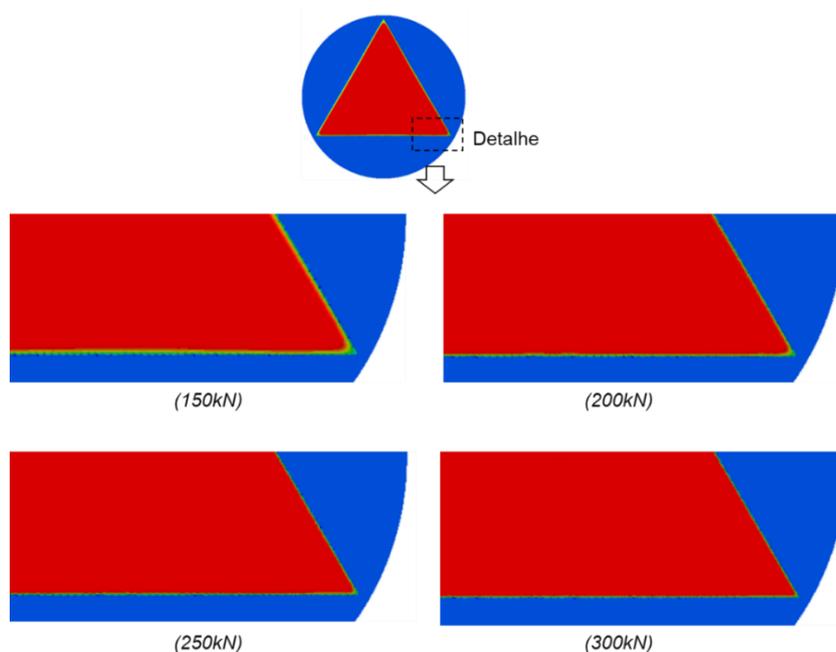


Figura 6.13 – Detalhes do relevo no vértice do triângulo para diferentes cargas de cunhagem.

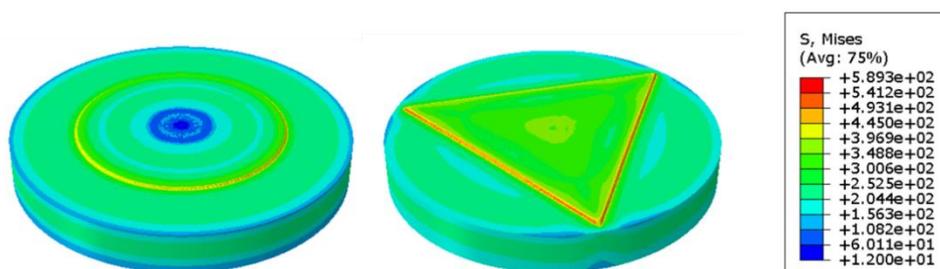


Figura 6.14 – Distribuição de tensões após a aplicação da carga necessária para cunhar cada modelo.

6.5 Regiões críticas de cunhagem

Uma das principais constatações deste estudo é de que há regiões da arte da medalha que ditam as forças requeridas de cunhagem e, com isso, determinam o patamar de tensões de forma global no produto. Essas regiões, ora denominadas “regiões críticas de cunhagem” ou RCC, podem surgir a partir de duas características principais do relevo: maior altura e/ou geometrias que restringem o fluxo de material. As RCCs serão os últimos locais a serem preenchidos e delineados na medalha, e o valor da força de cunhagem deverá ser o suficiente para que isso ocorra. É importante destacar que uma RCC não necessariamente é a região que apresenta as maiores tensões no modelo, mas o seu delineamento perfeito só será atingido às custas de um acréscimo de tensões em toda a medalha.

Foi verificado que o relevo de referência estudado neste trabalho trata-se de uma RCC devido à sua altura elevada. Ao examinar na Figura 5.7 as diferentes amostras geradas, verifica-se que praticamente todos os relevos já estavam formados na amostra (*g*), exceto o relevo de referência. Dessa forma, caso este relevo fosse reduzido em 20%, por exemplo, o processo poderia ser realizado com uma força de 892kN, representando uma redução de 16% em relação à força usada para produzir a amostra (*h*).

A análise realizada no tópico anterior revelou que uma geometria triangular pode exigir até 67% a mais de força em comparação a uma geometria circular com a mesma altura. Naquele caso, os vértices do triângulo atuaram como regiões críticas, devido à restrição do fluxo de material nessas áreas. No entanto, as geometrias triangulares presentes na medalha estudada não atuaram como uma região crítica de cunhagem, pois a influência da altura do relevo de referência na força prevaleceu em relação às demais áreas.

Portanto, pode-se concluir que a modificação de uma RCC, seja em questão de geometria ou altura, pode gerar ganhos na qualidade do produto devido ao um delineamento mais fácil, além de reduzir os esforços nos cunhos e diminuir o consumo de energia dispendido pelas prensas de cunhagem.

Para identificar tais regiões, sugere-se que sejam realizadas simulações computacionais do modelo com cargas incrementais. A cada simulação, deve ser feita a verificação de quais pontos ainda não foram formados completamente. Estes locais deverão ser ajustados no projeto.

6.6

Discussão sobre possíveis fontes de erros no estudo

Os tópicos discutidos anteriormente confirmaram a validade do modelo computacional desenvolvido para simular o processo de cunhagem. Apesar disso, é relevante abordar as possíveis fontes de erros que podem ocorrer em simulações dessa natureza.

Neste estudo, os erros se manifestaram, por exemplo, na diferença de 8% na força de compressão durante o ensaio do anel, e na diferença de 0,03 mm entre as alturas dos relevos do modelo e do experimento. Tais erros podem ser oriundos tanto da parte experimental quanto da modelagem da medalha.

Eles podem estar relacionados a diversos fatores, tais como: estimativa do coeficiente de atrito por meio do ensaio do anel; simplificação do comportamento do atrito por um modelo bilinear com coeficiente de atrito constante; extrapolação da curva de escoamento do material obtida no ensaio de compressão de pilhas; tolerâncias presentes no processo de fabricação das ferramentas de cunhagem e dos discos; pequenas variações na centralização do disco durante a montagem para o experimento de cunhagem; precisão do mecanismo de aplicação da força na prensa; dificuldade em reproduzir no modelo as dimensões e folgas exatas das ferramentas físicas; modelagem das ferramentas como rígidas; efeitos de retorno elástico ignorados na modelagem.

Outro aspecto a ser considerado é o fato de que em processos de cunhagem pequenos deslocamentos do cunho podem causar grandes alterações nas forças e nos relevos formados. Por exemplo, a amostra (*g*) foi gerada com um deslocamento de 0,392 mm no modelo computacional, enquanto que a amostra (*h*) foi obtida a partir de um deslocamento de 0,395 mm. Isso evidencia a sensibilidade do processo em relação ao deslocamento do cunho.

Devido à precisão demonstrada pelo modelo, é possível inferir que grande parte das fontes de erro foi mitigada, ou até mesmo eliminada neste trabalho.

7 CONCLUSÃO

No presente estudo foi realizada a simulação computacional do processo de cunhagem de uma medalha de geometria simples, fabricada em cuproníquel.

Análises de dureza, composição química e metalografia mostraram-se úteis para identificar o material do disco, assim como para certificar seu estado recozido.

Para obter a curva tensão×deformação da liga foi usado um ensaio de compressão de discos como alternativa ao ensaio de compressão convencional, devido à disponibilidade limitada da matéria-prima para a fabricação dos corpos de prova. As curvas obtidas para as seis amostras testadas mostraram boa concordância, mesmo para diferentes alturas da pilhas e velocidade de avanço do cabeçote da máquina de ensaio.

Por meio do ensaio do anel foi determinado o coeficiente de atrito $\mu = 0.2$ entre os cunhos e o disco. Este valor é compatível com os valores comumente reportados na literatura. Dentro de uma faixa de $0.1 \leq \mu \leq 0.4$, as simulações mostraram uma influência pequena do atrito nas forças de cunhagem e no fluxo de material. No entanto, as tensões cisalhantes podem ser mais sensíveis ao atrito, sendo recomendada uma análise mais cuidadosa acerca desses efeitos, a depender dos objetivos dos estudos futuros.

A modelagem dos cunhos e da virola como rígidos simplificou o problema, pois eliminou a necessidade de caracterização dos materiais e reduziu os custos computacionais. A malha do disco formada por elementos hexaédricos, de ordem linear, com integração reduzida e controle *hourglass* foi capaz de capturar de forma satisfatória as forças que ocorrem no modelo, bem como o fluxo de material.

Esta afirmação baseia-se no comparativo dos resultados do modelo com o experimento de cunhagem, em que ficou demonstrado uma boa aderência entre as características dos relevos formado para diferentes cargas de cunhagem.

A combinação das metodologias de análise visual qualitativa do produto e análise topográfica quantitativa do perfil do relevo de referência foi fundamental para a validação do modelo computacional. A análise topográfica revelou uma diferença máxima de 0.03mm na altura do relevo de referência medida entre o modelo

e o experimento. Tais diferenças foram ainda menores nos estágios finais do processo.

O estudo mostrou que a combinação de um modelo global e submodelos pode ser uma abordagem útil para otimizar o custo computacional. O modelo global desempenhou um papel importante no estudo da força e do fluxo de material, além de fornecer informações valiosas sobre o comportamento das tensões na medalha como um todo. Por sua vez, os submodelos, com malhas mais refinadas, foram essenciais para estimar com maior precisão as distribuições de tensões nos contornos do relevo nas regiões de maior interesse identificadas a partir do modelo global. As simulações demonstraram que os contornos dos relevos estão sujeitas às maiores tensões, algo previsto, considerando se tratar de um entalhe com potencial para concentração de tensões, e por serem os pontos onde ocorrem as maiores deformações plásticas.

Foi observado que nos estágios intermediários do processo, após o assentamento e expansão radial do disco, pequenos incrementos de força são capazes de gerar um fluxo de material considerável para dentro das cavidades da matriz. Por outro lado, nos estágios finais, grandes incrementos de força são necessários para provocar o escoamento de um pequeno volume de material. Esse comportamento pode ser explicado pelo encruamento do disco e pelo fluxo restrito do material nas raízes da cavidade da matriz.

Foi comprovado que tanto a altura do relevo, como sua geometria possuem papel determinante nas forças de cunhagem requeridas no processo. Essas características, quando combinadas, geram regiões no produto que serão as últimas a serem preenchidas e delineadas, denominadas neste trabalho como *regiões críticas de cunhagem (RCC)*. Essas regiões são responsáveis por ditar a força de cunhagem e, conseqüentemente, o patamar de tensões no produto de uma forma global.

Do ponto de vista de projeto, o estudo das RCCs é muito importante, pois a partir do *redesign* dessas regiões pelo projetista, seja reduzindo a altura do relevo ou alterando sua geometria, é possível obter ganhos de qualidade do produto, aumentar a vida útil dos cunhos e reduzir o consumo de energia dispendido no processo. Por exemplo, uma redução em 20% da altura do relevo de referência da medalha estudada, reduziria a força de cunhagem requerida em 16%. Além disso, foi demonstrado que alterar a geometria de um relevo, da forma triangular para circular, levaria a uma redução de 67% da força requerida. Isso ocorre porque os vértices

do triângulo restringem o fluxo de material, requisitando, dessa forma, uma maior força para seu delineamento.

Outra constatação importante é de que uma RCC não necessariamente é o ponto de maior tensão no produto. Logo, a redução da altura de um relevo, com o objetivo de diminuir as tensões, é de fato eficaz se este relevo for uma região crítica de cunhagem e se a modificação na altura for acompanhada de uma correção da força para um valor menor, estritamente necessário para a cunhagem da peça.

Como abordagem de projeto, recomenda-se que a cunhagem seja simulada com cargas crescentes, a fim de identificar as últimas regiões a serem preenchidas. O mesmo procedimento pode ser feito de forma experimental.

Por fim, foi constatado que a metodologia de trabalho adotada, englobando todos os ensaios práticos, os parâmetros do modelo computacional e a forma de validação, pode simular um processo de cunhagem de forma adequada, e pode ser usada em trabalhos futuros. O uso da matéria-prima em seu estado disponível para a produção foi um fator determinante para a viabilização do estudo.

Para trabalhos futuros é sugerido que:

- (i) seja investigada a existência de outros fatores que contribuem para a geração das regiões críticas de cunhagem, como a posição do relevo na arte e a coincidência de relevos entre anverso e reverso da medalha;
- (ii) os cunhos sejam modelados como partes deformáveis para identificar os pontos de maiores tensões no ferramental. Isso permitirá avaliar de forma mais precisa como as características do relevo influenciam nas tensões, desta vez sob o ponto de vista do cunho;
- (iii) seja feita uma análise de tensões mais ampla, considerando aquelas de caráter cisalhante, que podem contribuir para os mecanismos de desgaste abrasivo e adesivo dos cunhos. Devem ser avaliadas também as tensões trativas, oriundas de momentos fletores que podem surgir localmente nas cavidades das matrizes, e que levariam a uma condição de falha do ferramental por fadiga.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABAQUS, **Theory manuals**. Providence, RI: Hibbitt, Karlson and Sorenson, Inc., versão 6.14, 2014.

AKKUS, D. **Analysis of coining process in production of medallion**. 2009. 166f. Tese de Doutorado, Middle East Technical University, An-cará.

ALEXANDRINO, Paulo; LEITÃO, Paulo; ALVES, Luis; NIELSEN, Cris; MARTINS, Paulo. Coin Minting. *In*: DAVIM, Paulo. **Introduction to Mechanical Engineering**. 1. ed. Lisboa, Springer Nature, 2019. p. 83-111.

ALTAN, Taylan; TEKKAYA, Erman. **Sheet Metal Forming. Fundamentals**. Ohio, ASM International, 2012.

ALVES, L. M.; NIELSEN, C. V.; MARTINS, P. A. F. Revisiting the Fundamentals and Capabilities of the Stack Compression Test. **Experimental Mechanics**, v. 51, p. 1565–1572, 2011.

ASM Handbook. **Copper and Copper Alloys**. ASM Specialty Handbook, 2001.

ASM Handbook. **Forming and Forging**. 1 ed., v. 14, ASM International, 1988.

ASM Handbook. **Fundamentals of Modeling for Metals Processing**. v. 22A, ASM International, 2009.

ASM Handbook. **Mechanical Testing and Evaluation**. v. 8, ASM International, 2000.

ASM Handbook. **Metallography and Microstructures**. v. 9, ASM International, 2004.

ASM Handbook. **Metals Process Simulation**. v. 22B, ASM International, 2010.

ASM Handbook. **Metalworking: Bulk Forming**. v. 14A, ASM International, 2005.

ASM Handbook. **Metalworking: Sheet Forming**. v. 14B, ASM International, 2006.

ASM Handbook. **Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials**. v. 2, ASM International, 1990.

American Society for Testing and Materials. **ASTM E3-11**. Standard Guide for Preparation of Metallographic Specimens. West Conshohocken, 2017.

American Society for Testing and Materials. **ASTM E9-89a**. Standard Test Methods of Compression Testing of Metallic Materials at Room Temperature. West Conshohocken, p.9, 2000.

American Society for Testing and Materials. **ASTM E407-07**. Standard Practice for Microetching Metals and Alloys. West Conshohocken, 2017.

BENZLEY, S.E.; PERRY, E.; MERKLEY, K.; CLARK, B. A comparison of all hexagonal and all tetrahedral finite element meshes for elastic and elasto-plastic analysis. **Proceedings of the 4th International Meshing Roundtable**, Utah, 1995, pp. 179–191.

BERGAN, P. B.; HORRIGMOE, G.; KRAKELAND, B.; SOREIDE, T. H. Solution Techniques for Non-Linear Finite Element Problems. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, v. 12, n.11, p. 1677–1696, 1978.

BOWER, Allan; **Applied Mechanics of Solids**. 1 ed., New York, CRC Press, 2010.

BREKELMANS, W. A. M.; MULDER, L. H. G.; REMAEKERS, J. A. H. The coining process: Analytical simulations evaluated. **CIRP Annals**, v. 37, n. 1, p. 235-238, 1988.

BUFFA, G.; FRATINI, L.; MICARI, F. The Relevance Of The Preform Design In Coining Processes Of Cupronickel Alloy. **AIP Conference Proceedings**, 2007, pp. 1005–1010.

CALLISTER, William D. J. **Materials Science and Engineering**. 7 ed. Iowa, John Wiley & Sons, Inc., 2007.

CETLIN, Paulo; HELMAN, Horácio. **Fundamentos da conformação mecânica dos metais**. 2 ed., São Paulo, Artliber, 2018.

CHEN, Wai-Fah; HAN, Da-Jian. **Plasticity for Structural Engineers**. 1 ed. New York, Springer-Verlag, 1988.

COPPER DEVELOPMENT ASSOCIATION INC. **Copper-Nickel Alloys: Properties, Processing, Applications**. Disponível em https://www.copper.org/applications/marine/cuni/properties/DKI_booklet.html. Acesso em 10/03/2023.

CRIBB, Joe. **Aventura Visual – Dinheiro**. 1 ed., São Paulo, Editora Globo, 1990.

DEL MAR, Alexander. **A History of Money in Ancient Countries From the Earliest Times to the Present**. Wentworth Press. p.396, 2016.

DELAMARE, F.; MONTMITONNET, P. A mechanical analysis of coin striking: application to the study of byzantine gold solidi minted in constantinople and carthage. **Journal of Mechanical Working Technology**, Amsterdam, v.10, n. 3, p. 253-271, 1984.

DIETER, G. E.; KUHN, H. A.; SEMIATIN, S. L. Modeling Techniques in Forming Processes. In: Wu, W. T.; JINN, J.T.; FISCHER, C.E. **Handbook of Workability and Process Design**. ASM International, 2003. 414p. p.220-229.

Deutsches Institut für Normung. **DIN 8582**. Manufacturing processes forming - Classification; Subdivision, terms and definitions. Berlim, p. 14, 2003.

DOLL, S.; HAUPTMANN, R.; SCHWEIZERHOF, K.; FREISCHLAGER, C. On Volumetric Locking of Low-order Solid and Solid-shell Elements for Finite Elastoviscoplastic Deformations and Selective ReducedIntegration. **Engng. Comp.**, v. 17, n.7, p. 874–902, 2000.

European Standard. **EN 15079**. Copper and Copper Alloys - Analysis by Spark Source Optical Emission Spectrometry (S-OES). Bruxelas, 2007.

FELIPPA, Carlos. **Introduction to Finite Element Methods**. University of Colorado, 2001.

GAO, X.; LIU, M.; ZHANG, Y.; ZHOU, X. Dynamic Recovery and Recrystallization Behaviors of C71500 Copper-Nickel Alloy Under Hot Deformation. **Journal of Materials Engineering and Performance**, v.29, n. 11, p. 7678-7692, 2020.

GAU, J. T.; PRINCIPE, C.; WANG, J. An experimental study on size effects on flow stress and formability of aluminum and brass for microforming. **Journal of Material Processing Technology**, v. 184, n.1-3, p. 42-46, 2007.

GUO, K. **Development of Design Tools for Coining Process Using FEM**. 2009. 250f. Tese (Doutorado), Carleton University, Ottawa.

HADDAD, Y. M. **Mechanical Behaviour of Engineering Materials: static and quasi-static loading**. v. 1, Ottawa, Kluwer Academic Publishers, 2000.

HAYHURST, D. R.; CHAN, M. W. Determination of friction models for metallic die-workpiece interfaces. **International Journal of Mechanical Sciences**, Reino Unido, v. 47, n.1, p. 1-25, 2005.

HERING, O.; KOLPAK, F.; TEKKAYA, A. E. Flow curves up to high strains considering load reversal and damage. **International Journal of Material Forming**. v. 12, n.32, p. 955-972, 2019.

HOLLOMON, J. H. Tensile Deformation. **Trans. AIME 162**, p. 268-290, 1945.

IKE, H. Surface deformation vs. bulk plastic deformation—a key for microscopic control of surfaces in metal forming. **Journal of Materials Processing Technology**, Japan, v.138, n.1-3, p. 250-255, 2003.

IKE, H.; PLANCAK, M. Coining process as a means of controlling surface microgeometry. **Journal of Materials Processing Technology**, Japan, v.80-81, p. 101-107, 1998.

International Standards Organisation. **ISO 429 (E)**. Wrought copper-nickel alloys - Chemical composition and forms of wrought products. Geneva, p.2, 1983.

- International Standards Organisation. **ISO 1634-1**. Wrought copper and copper alloy plate, sheet and Strip. Genebra, p. 6, 1987.
- International Standards Organisation. **ISO 1811-1**. Copper and copper alloys - Selection and preparation of samples for Chemical analysis - Part 1 :Sampling of cast unwrought products. Genebra, 1988.
- International Standards Organisation. **ISO 2712-1**. Copper and copper alloys - Rockwell superficial hardness test (N and T scales). Genebra, 1973.
- ITHISOPONAKUL, S.; WONGSAMARNMANEE, T.; PREMANOND, V. Improvement of an industrial tool life for minting the circulating coins. **Wear**, Thailand, v.320, n.1-2, p. 68-76, 2014.
- JACKSON, L.R.; SMITH, K.F.; LANKFORD, W.T. Plastic Flow in Anisotropic Sheet Metal, *Metal Technology*, T.P., 2440, 1948.
- JUSTINGER, H.; HIRT, G. Estimation of grain size and grain orientation influence in micro-forming processes by Taylor factor considerations. **Journal of Material Processing Technology**, v. 209, n. 4, p. 2111-2121, 2009.
- KERAN, Z.; MATH, M.; GRIZELJ, B. Experimental and numerical analysis of coining process using microforming approach. **Tehnički vjesnik: znanstveno-stručni časopis tehničkih fakulteta Sveučilišta u Osijeku**, v. 18, n. 4, p. 505-510, 2011.
- KERAN, Z.; MATH, M.; PILJEK, P. FEM Analyses of Friction Coefficient in Open Die Coining Process of Different Grain Sizes. **Journal of Material Sciences & Engineering**, v. 37, n.1, 2012.
- KOBAYSHI, S.; OH, S.; ALTAN, T. **Metal Forming and the Finite-Element Method**. New York, Oxford University Press, 1989.
- KRAFT, P. Automatic remeshing with hexahedral elements: problems, solutions and applications. **Proceedings of the 8th International Meshing Roundtable**, South Lake Tahoe, 1999, pp. 357–367.
- KUDO, H. Some analytical and experiental studies of axis-symmetric cold forging and extrusion. **International Journal of Mechanical Sciences**. V. 3, n.1-2, p. 91-106, 1961.

LEITÃO, P. J.; TEIXEIRA, A. C.; RODRIGUES, J. M.C.; MARTINS, P. A. F. Development of an industrial process for minting a new type of bimetallic coin. **Journal of Materials Processing Technology**, Japão, v.70, n. 1-3, p. 178-184, 1997.

MARTÍN, F.; MARTÍN, M. J.; SEVILLAR L.; SEBASTIÁN, M. The Ring Compression Test: Analysis of dimensions and canonical geometry. **The Manufacturing Engineering Society International Conference**, Espanha, v.132, p. 326-333, 2015.

MERKLEIN, M.; KUPPERT, A. A Method for the Layer Compression Test Considering the Anisotropic Material Behavior. **International Journal of Material Forming**, v. 2, p. 483-486, 2009.

MIELNIK, Edward. **Metalworking Science and Engineering**, 1.ed. McGraw-Hill College, 1991.

MORI, H.; SHIBATA, Y.; ARAKI, S.; IMANARA, T; SAKAMOTO, K.; YAMA, Y. Surface improvement of coining dies with DLC films. **Procedia Engineering**, Japan, v 81, p. 1933-1938, 2014.

NAVARRETE, A.; IZQUIERDO, J. M.; LÓPEZ, M.; CALENTANO, D.; WALCZAK, M.; GARCIA-HERRERA, C.; PINTO, H. C. Simulation-assisted Approach for Determining Wear-limited Tool Life. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, Amsterdam, v.111, p. 2243-2257, 2020.

NIELSEN, C.V; ZHANG, W.; ALVES, L. M.; MARTINS, P. A. F. **Modeling of Thermo-Electro-Mechanical Manufacturing Processes**. Dinamarca, Springer, 2013.

NOWOSIELSKI, P.; SAKIEWICZ, P.; GRAMATYKA, P. The effect of ductility minimum temperature in CuNi25 alloy. **Journal of Engineering Materials and Technology**, 162-163: p. 379-384, 2005.

PAWELSKI, O. Über das stauchen von holzylindern und seine eignung zur bestimmung der formänderungsfestigkeit dünner bleche. **Archiv für Eisenhüttenwesen**, v. 38: p. 437-442, 1967.

- PRAKASH, Mahadeo; UDAY, Shanker. **Modeling of Metal Forming and Machining Process**. Manchester, Springer, 2008.
- QIAOMIN, L.; ZHONG, W.; YUQI, L.; ZHANG, Z. A new locking-free hexahedral element with adaptive subdivision for explicit coining simulation. **International Journal of Mechanical Sciences**, China, v.128-129, p.105-115, 2017.
- RASTY, J.; GEDIKLI, H. Determination of Friction Coefficient by Employing the Ring Compression Test. **Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME**, Turkey, v.123, n. 3, p. 338-348, 2001.
- ROSIK, A.; COSTA, L.; BRITO, A. M. G.; SCHAEFFER, L. Desenvolvimento de ferramental para ensaio de compressão a quente de discos empilhados. **74º Congresso Anual da ABM**. v. 74, 2019.
- SCHAEFFER, Lirio. **Forjamento – Tecnologia do Processo**. 2ª ed. Porto Alegre, Gráfica da UFFRGS, 2022.
- SCHAEFFER, Lirio. **Manufatura por conformação mecânica**. Porto Alegre, Imprensa Livre, 2012.
- SCHAEFFER, Lirio; NUNES, Rafael; BRITO, Alberto. **Tecnologia da Estampagem de Chapas Metálicas**. Porto Alegre, Gráfica da UFFRGS, 2017.
- SCHULER GmbH. **Metal forming handbook**. Berlim, Springer Verlag, 1998.
- SEAR, David. **Greek Coins and Their Values**. v. 1, Spink & Son Ltd, 1978.
- SIMO, J. C. (Symmetric) Hessian for Geometrically Nonlinear Models in Solid Mechanics: Intrinsic Definition and Geometric Interpretation. **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering**, v. 96, n.2, p. 189–200, 1992.
- SHIRASAKA, K. Application of Finite Element Method for Coining Process. In 29th Mint Directors Conference. Bangkok, Tailândia, 2016.

SMICOPPER, Cupronickel 75-25, UNS C71300 Copper Coinage Alloy.

Disponível em <https://www.smicopper.com>. Acesso em 05/02/2023.

SOFUOGLU, H.; GEDIKLI, H. Determination of friction coefficient encountered in large deformation processes. **Tribology International Journal**, v.35, n. 1, p. 27-34, 2002.

SOUZA, Neto; PERIC, Djordje; OWEN, David. **Computational Methods for Plasticity – Theory and Applications**. 1 ed., John Wiley and Sons, 2008.

TEKKAYA, A. E. A guide for validation of FE-simulations in bulk metal forming. **Arabian Journal for Science and Engineering**. v. 30, n. 1C, p. 113-136, 2005.

TEKKAYA, A. E; MARTINS, P. A. F. Accuracy, reliability and validity of finite element analysis in metal forming: a user's perspective. **Engineering Computations**, v. 26, n. 8, p. 1026-1055, 2009.

WANG, C. J.; SHAM, D. B; ZHOU, J.; GUO, B.; SUN, L. N. Size effects of the cavity dimension on the microforming ability during coining process. **Material Processing Technology Journal**, v.187-188, n. 12, p. 256-259, 2007.

XU, J.; CHEN, X.; ZHONG, W.; WANG, F.; ZHANG, X. An improved material point method for coining simulation. **International Journal of Mechanical Sciences**, v.196, n. 11, 2021.

XU, J. P.; LIU, Y. Q.; LI, S. Q.; WU, S. C. Fast analysis system for embossing process simulation of commemorative coin–CoinForm. **Computer Modeling in Engineering & Sciences**, v.38, n. 3, p. 201-215, 2008.

YASBANDHA, H. **Surface Engineering of Coinage Dies**. 2001. 286f. Tese (Doutorado), University of Wollongong, Australia.

ZHONG, W.; LIU, Y.; HU, Y.; LI, S.; LAI, M. Research on the mechanism of flash line defect in coining. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, London, v.63, n. 9-13, p. 939-953, 2012.

APÊNDICE I – MODELO AUXILIAR

O modelo 3D desenvolvido para o estudo dos parâmetros de escolha do usuário contempla um cunho rígido, com apenas um entalhe simples, e um disco deformável.

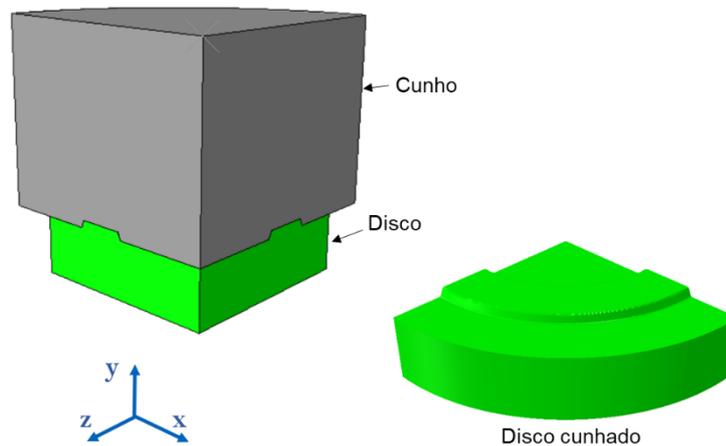


Figura A.1 – Esquema ilustrativo da montagem do modelo auxiliar e, ao lado, a peça cunhada.

Utilizando uma abordagem dinâmica explícita, foram feitas diversas simulações variando alguns parâmetros de entrada do modelo, de acordo com o que se pretendia testar.

Tomando como base os objetivos do presente estudo, foi adotado como critério de avaliação da influência dos parâmetros os resultados de força, tensões, aparência do relevo, energias (total, cinética e artificial) e, por fim, o tempo de processamento da simulação.

Os parâmetros estudados no modelo auxiliar foram:

- Tipo de elemento da malha do cunho: triangular *versus* quadrilátero;
- Número de elementos utilizados na discretização do cunho;
- Número de camadas de elementos ao longo da espessura do disco (eixo y);
- Número de elementos no plano horizontal x-z do disco;
- Forma de controle dos efeitos *hourglass*: Enhanced, Stiffness e Relax Stiffness;
- Fator de escalonamento de massa (*mass scaling*);
- Influência da Tensão de cisalhamento máxima τ_{max} ;

- Modelagem do contato: Kinematic Contact Pair *versus* Penalty Contact Pair *versus* General Contact;
- Recurso de malha adaptativa *ALE*;

Para o estudo desses parâmetros foram feitas em torno de 72 simulações.

O objetivo do modelo auxiliar foi gerar um maior conhecimento acerca da influência destes parâmetros em um processo de cunhagem.

No entanto, não se buscou obter resultados definitivos para pesquisas futuras, sendo altamente recomendado a realização de análises semelhantes de acordo com o projeto específico que se pretende estudar. Dessa forma, pouca atenção será dada à discussão dos resultados e, quando necessário, eles serão mencionados ao longo deste trabalho a fim de justificar as escolhas realizadas.

A título de exemplo, serão demonstradas a seguir as avaliações feitas para os parâmetros de controle de efeitos *hourglass*.

A Figura A.2 e a Figura A.3 demonstram a influência dos métodos de controle *Enhanced*, *Stiffness* e *Relax Stiffness* na aparência e na distorção dos elementos do disco, respectivamente.

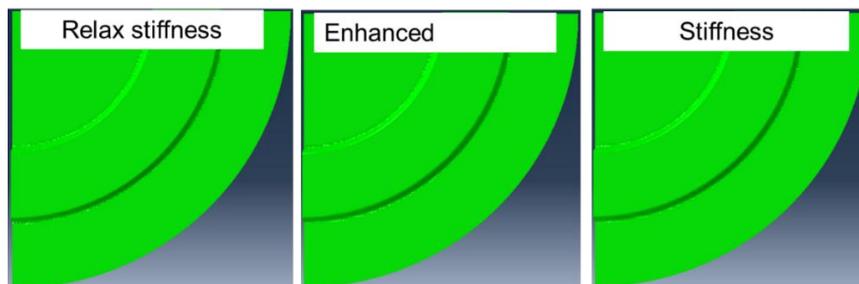


Figura A.2 – Vista superior do disco após a cunhagem para os três métodos de controle *hourglass*.

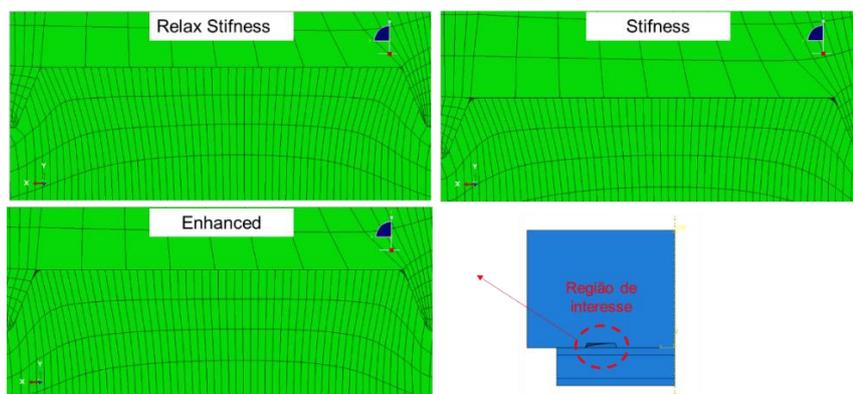


Figura A.3 – Detalhe do preenchimento do disco na cavidade do cunho para os três métodos de controle *hourglass*.

É possível verificar que os três métodos geraram resultados muito parecidos no que diz respeito a estes dois critérios de avaliação.

Na Figura A.4 é possível observar que os métodos *Stiffness* e *Enhanced* apresentaram descontinuidade no contorno de tensões ao longo do comprimento do relevo, enquanto estas tensões foram mais uniformes no método *Relax Stiffness*. Isso pode ser um indicativo de que os dois primeiros métodos necessitam de um maior refinamento da malha para evitar essas descontinuidades. Além disso, o método *Enhanced* apresentou tensões 5% mais altas que o método *Relax Stiffness*.

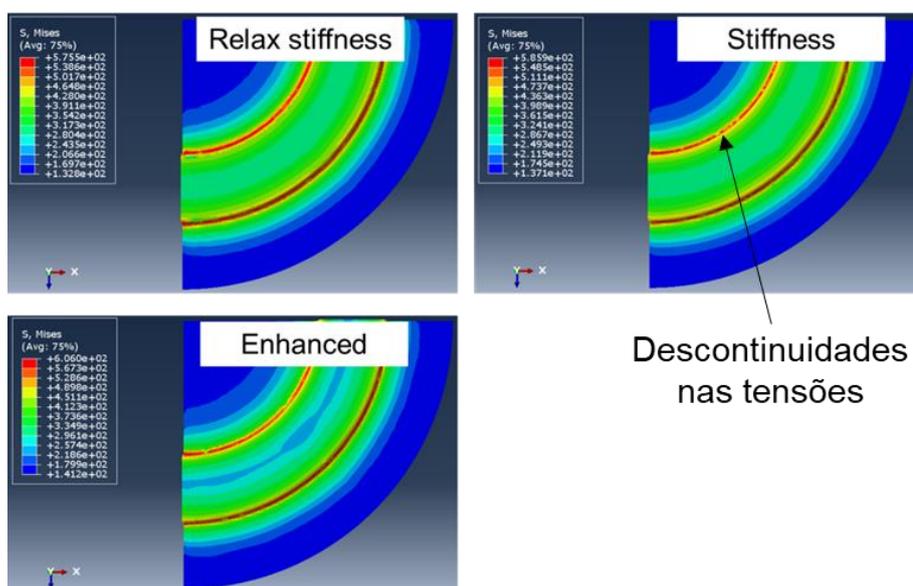


Figura A.4 – Distribuições de tensões para os três métodos de controle *hourglass*.

A Figura A.5 ilustra o comportamento das energias cinética e interna durante a cunhagem. É possível observar que em todos os métodos a energia interna é similar e a energia cinética permanece praticamente nula, um indicativo de que a escolha do método não influencia no comportamento quase-estático do processo.

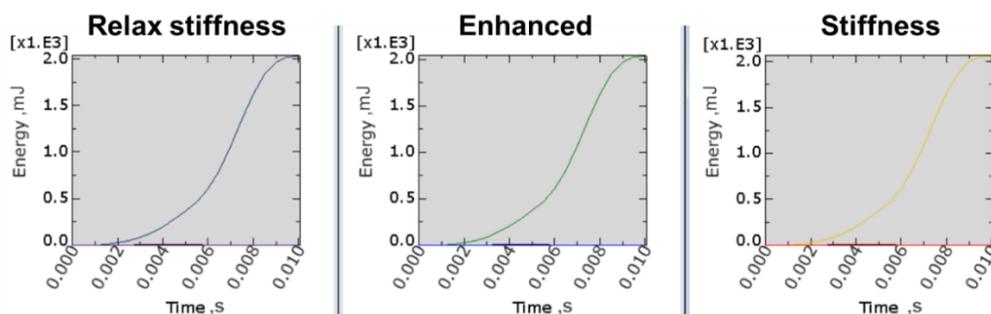


Figura A.5 – Evolução da energia interna e cinética em função do tempo para os três métodos de controle *hourglass*.

A energia artificial dispendida para manter os elementos estáveis e reduzir os deslocamentos oriundos de modos espúrios de deformação são maiores para os métodos *Enhanced* e *Stiffness* em virtude de suas formulações, conforme demonstra Figura A.6.

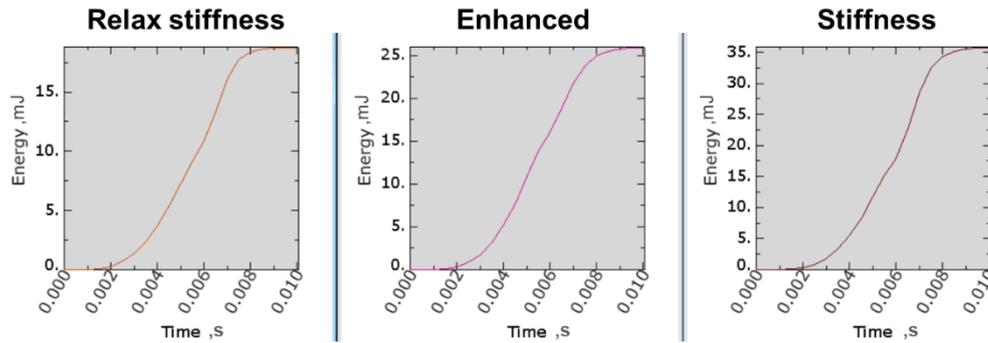


Figura A.6 – Evolução da energia de artificial de deformação os três métodos de controle *hourglass*.

Ao se aplicar um mesmo valor de deslocamento do cunho superior como condição de contorno não foram observadas diferenças significativas nos valores finais de força. No entanto, métodos *Relax Stiffness* e *Stiffness* garantiram curvas mais suaves de força *versus* deslocamento.

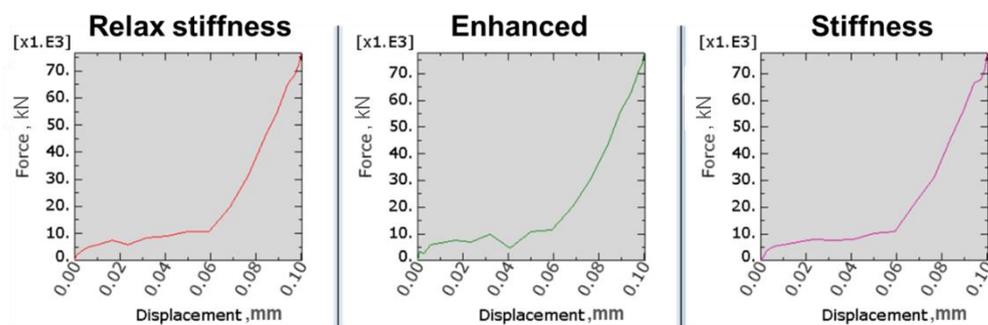


Figura A.7 – Evolução da força em função do deslocamento do cunho superior para os três métodos de controle *hourglass*.

Por fim, foram avaliados os tempos de cada análise para cada um dos métodos. É possível verificar pela Tabela A.1 que todos os métodos apresentaram custos computacionais parecidos.

Tabela A.1 – Custo computacional das análises.

Tipo de controle	Nº Incrementos	Tempo do incremento estável	Tempo de análise
Relax Stiffness	26.835	3,38e-07	63min
Enhanced	27.306	3.39e-07	63min
Stiffness	26.874	3.37e-07	61min

Pelo exposto, conclui-se que três métodos de controle *hourglass* geram resultados muito similares no que se refere às tensões, aparência do relevo, energias, forças e tempo de processamento. Porém, considerando que o *Relax Stiffness* apresentou melhores contornos de tensões no relevo, menor energia de deformação artificial e uma boa suavidade da curva de força, foi este o método adotado para a geração do modelo final.

O mesmo tipo de análise foi feito para todos os demais parâmetros estudados no modelo auxiliar.