



FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS
E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA

Otimização da Geometria Inicial do Esboço na Estampagem de Componentes Cilíndricos

Dissertação apresentada para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia
Mecânica na Especialidade de Produção e Projeto

Autor

Rui Paulo Mourão Marques

Orientadores

Marta Cristina Cardoso de Oliveira

Irene Sofia Carvalho Ferreira

Júri

Presidente	Professor Doutor Luís Filipe Martins Menezes Professor Catedrático da Universidade de Coimbra
Vogal	Professor Doutor José Luís Carvalho Martins Alves Professor Auxiliar da Universidade do Minho
Orientador	Professor Marta Cristina Cardoso de Oliveira Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

Coimbra, Julho, 2014

Eu descobri que quanto mais eu trabalho, mais sorte pareço ter.

Thomas Jefferson

Aos meus pais e à Tânia.

Agradecimentos

O trabalho que aqui se apresenta só foi possível graças à colaboração e apoio de algumas pessoas, às quais não posso deixar de prestar o meu reconhecimento.

À minha orientadora, a Prof^a Dr^a Marta Cristina Cardoso de Oliveira, devo-lhe um enorme obrigado pelo desafio que me propôs, pela motivação que me transmitiu, por toda a disponibilidade, pela inestimável colaboração e ainda pela sua amizade.

Aos que frequentam habitualmente a sala de Mecânica Computacional do Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra, pessoalmente ao Eng.º Pedro Barros, ao Eng.º Diogo Neto, ao Eng.º Luis Reis, ao Eng.º Pedro Prates, ao Eng.º João Martins e ao Eng.º André Pereira por todo o apoio e por todos os esclarecimentos prestados, sem os quais o presente trabalho não chegaria a bom porto.

A todos os colegas de curso que ao longo destes anos caminharam e trabalharam lado a lado comigo um enorme obrigado por toda a ajuda e amizade.

À minha família, pais, irmãs e avós expresso a minha gratidão por toda a paciência, ajuda e carinho que me ofereceram, em especial durante esta longa caminhada, ciente que sem eles jamais seria possível tudo isto.

Deixo uma especial homenagem ao meu avô paterno, que infelizmente já não se encontra entre nós, por todas as experiências de vida que comigo partilhou com toda a sua alegria, pela ajuda que me deu na escolha do meu caminho e ainda pelo trajeto da sua vida, que tão nobremente percorreu, e que para mim serve de referência.

À Lina, ao Manuel e à Carolina um muito obrigado por todo o apoio.

À Tânia, companheira de caminhada e de longa data, um profundo obrigado por toda a ajuda, pelo seu exemplo e empenho e ainda por toda a força que me deu nos melhores e nos piores momentos.

Resumo

Com a realização deste trabalho pretendeu-se testar a eficiência de algoritmos de otimização da geometria do esboço, a utilizar na estampagem de taças cilíndricas. Baseado na pesquisa bibliográfica realizada, foram selecionadas duas estratégias (estratégia *Push-pull* e estratégia Logarítmica) de otimização, cuja eficiência e aplicabilidade é avaliada com recurso à simulação numérica pelo método dos elementos finitos, com o programa DD3IMP. De uma maneira geral, o que o algoritmo mede é a altura do componente conformado para cada direção radial, definida em relação à direção de laminagem, e compara-a com a altura objetivo. Sempre que estas alturas são diferentes, o algoritmo corrige a forma inicial do esboço, recorrendo a uma das estratégias selecionadas. Este procedimento é repetido iterativamente até que a diferença entre o objetivo e o componente estampado se encontre dentro duma tolerância definida como aceitável.

A realização deste trabalho permite inferir que a estratégia Logarítmica apresenta convergência mais rápida do que a *Push-pull*. No entanto, mesmo a estratégia Logarítmica é sensível à solução inicial, pelo que a convergência do algoritmo é dificultada sempre que a hipótese de deformação constante na parede do componente não se verifica. O facto de manter a pressão inicial de aperto do cerra-chapas constante não influencia a velocidade de convergência. No entanto, o critério de plasticidade adotado para representar o comportamento mecânico do material pode reduzir a velocidade de convergência, caso contribua para que a hipótese de deformação constante na parede do componente não se verifique. Para além disso, o algoritmo apresentado apresenta dificuldades na otimização do esboço para a realização de estampagem com estiramento, pois o comportamento não linear da estampagem é ainda mais acentuado nesta etapa.

Palavras-chave: Otimização, esboço, estampagem, estiramento, MEF, *Push-pull*, estratégia Logarítmica.

Abstract

The aim of this was to test the efficiency of blank shape optimization algorithms, valid for sheet metal forming of cylindrical cups. Based on the literature survey, two optimization strategies (Push-pull strategy and Logarithmic strategy) were selected and its efficiency and applicability was evaluated using the numerical simulation by the finite element method, with DD3IMP code. In general, the algorithm measures the height of the formed part for each radial direction, defined in relation to the rolling direction, and compares it with the target height. For different height values, the algorithm corrects the initial shape of the blank using one of the selected strategies. This procedure is repeated iteratively until the difference between the objective and the formed part is within a tolerance defined as acceptable.

This work allow to infer that the Logarithmic strategy has faster convergence rate than the Push-pull. However, even the logarithmic strategy is sensitive to the initial solution, so that the convergence of the algorithm is always more difficult when the assumption of constant strain in the component wall is no longer valid. The convergence rate is not affected by imposing the condition of initial constant blankholder pressure during the iterative procedure. However, the yield criterion adopted to represent the mechanical behavior of the material can reduce the speed of convergence, when it increase the difficulties in keeping the assumption of constant strain in the component wall valid. Besides that, the presented algorithm presents difficulties in blank optimization when the process includes an ironing stage, since the non-linear behavior of the sheet metal forming process is more pronounced.

Keywords Optimization, blank, deep drawing, ironing, FEM, Push-pull, Logarithmic strategy.

Índice

Índice de Figuras	xi
Índice de Tabelas	xv
Simbologia e Siglas	xvii
Simbologia.....	xvii
Siglas	xvii
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Revisão Bibliográfica	2
1.2. Motivação	13
1.3. Caso de estudo	14
1.3.1. Ferramentas	14
1.3.2. Esboço	16
1.3.3. Material.....	18
2. OTIMIZAÇÃO DA GEOMETRIA DO ESBOÇO.....	21
2.1. Definição de variáveis	21
2.2. Algoritmo de otimização	23
2.3. Estampagem completa	24
2.3.1. Influência da estratégia de correção	25
2.3.2. Influência da pressão inicial de aperto do cerra-chapas	27
2.3.3. Influência da altura	30
2.3.4. Influência do critério de plasticidade	32
2.4. Estampagem e Estiramento.....	34
2.4.1. Influência da altura do objetivo	36
2.4.2. Influência do critério de plasticidade	39
2.4.3. Proposta de melhoria	41
3. CONCLUSÕES.....	47
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	49
A. APÊNDICE	51

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1. Ilustração do componente a produzir e listagem das variáveis intervenientes no cálculo.	2
Figura 1.2. Esquema ilustrativo da forma como o <i>Roll-back method</i> altera o esboço. (Fonte: Kim et al. (2000))	4
Figura 1.3. Esquema representativo das variáveis intervenientes no método descrito. (Fonte: Padmanabhan et al. (2009a))	6
Figura 1.4. Ilustração da metodologia apresentada anteriormente. (Fonte: Dick et al. (2005)).....	6
Figura 1.5. Ilustração de uma das etapas durante a estampagem na qual ainda existe aba. (Fonte: Mulder, J. et al. (2011))	8
Figura 1.6. Ilustração das várias ferramentas envolvidas na estampagem e estiramento da taça cilíndrica, com a identificação dos diferentes parâmetros geométricos. (Fonte: Dick, R., Yoon, J., Alcoa Technical Center, USA (2010))	15
Figura 1.7. Ferramentas representadas pelas superfícies paramétricas.	16
Figura 1.8. Ilustração da malha de elementos finitos construída para o esboço.....	17
Figura 1.9. Comparação entre os valores experimentais e numéricos para a evolução do coeficiente de anisotropia, à esquerda, e da tensão limite de elasticidade, à direita.	20
Figura 2.1. Representação das coordenadas S_{final} calculadas das duas formas possíveis... 23	23
Figura 2.2. Representação das evoluções de S_{inter} , S_{init} e S_{final} para cada uma das alturas utilizadas, à esquerda $h=16$ e à direita $h=19$, na fase de estampagem.	25
Figura 2.3. Comparação dos resultados obtidos com a aplicação de ambas as estratégias para uma altura objetivo de 16 mm: erro TSE em cima; erro GSE em baixo.....	26
Figura 2.4. Comparação dos resultados obtidos com a aplicação de ambas as estratégias, para uma altura objetivo de 19 mm.	27
Figura 2.5. Geometria do esboço obtido na otimização realizada com a pressão inicial de aperto do cerra-chapas constante e variável, e comparação com o objetivo, para uma altura final de 16mm.....	29
Figura 2.6. Comparação das evoluções dos erros (TSE em cima e GSE em baixo) obtidos quando realizadas as simulações para ambas as alturas de 16 e de 19 mm.	31
Figura 2.7. Deformação plástica equivalente no componente no final das iterações 0 e 1, para as alturas objetivo de 16 mm e 19 mm.	32

Figura 2.8. Representação das variações da coordenada S em função do ângulo com a DL, para o componente obtido na iteração 9, para as simulações realizadas com os diferentes critérios de plasticidade.	33
Figura 2.9. Representação das variações da coordenada S em função do ângulo com a DL obtidas para o esboço utilizado na iteração 9, para as simulações realizadas com os diferentes critérios de plasticidade.	34
Figura 2.10. Ilustração esquemática do resultado da fase de estampagem completa (a) e representação da fase de estiramento (b) (Fonte:www.schulergroup.com).	35
Figura 2.11. Distribuição da deformação plástica equivalente no componente estirado (solução ótima obtida na 16 iteração, para uma altura objetivo de 16 mm, com o Hill'48).	36
Figura 2.12. Representação das evoluções de S_{inter} , S_{init} e S_{final} para cada uma das alturas utilizadas (a corresponde a h=16 e b corresponde a h=19), quando ocorre estampagem e estiramento.	37
Figura 2.13. Comparação das evoluções dos erros TSE e GSE na fase de estiramento para as diferentes alturas do objetivo.	38
Figura 2.14. Deformação plástica equivalente obtida para cada uma das alturas na última iteração (iteração 16) da otimização da estampagem e estampagem com estiramento.	39
Figura 2.15. Evoluções dos erros TSE obtidos aquando da otimização da estampagem com estiramento em que foram empregues ambos os critérios de plasticidade referidos.	40
Figura 2.16. Comparação das coordenadas S_{final} referentes às iterações 0 (à esquerda) e 16 (à direita) resultantes de otimizações com diferentes critérios de plasticidade. ...	41
Figura 2.17. Distribuição da deformação plástica equivalente num componente estampado e estirado cuja altura do objetivo é 16 e cujo critério de plasticidade empregue na simulação foi o de C&B(01).	41
Figura 2.18. Representação esquemática da regressão linear proposta para estabelecer o procedimento de otimização no caso de estampagem com estiramento.	43
Figura 2.19. Evoluções de S_{inter} , S_{init} e S_{final} considerando que o material se comporta de forma anisotrópica (à esquerda, onde se aproveita para mostrar o comportamento oscilatório entre duas iterações consecutivas) e isotrópica (à direita).	44
Figura 2.20. Comparação das geometrias dos esboços obtidas com a alternativa proposta, que recorre à regressão linear (Lm), a geometria ótima encontrada com a estratégia Logarítmica na iteração 2 e na última iteração efetuada (sinit – 2 e – 9 respetivamente).	44
Figura A.1. Passos para a introdução de um círculo no GiD.	52
Figura A.2. Passos para definir a interseção entre entidades, neste caso linhas.	52
Figura A.3. Representação do quarto de círculo.	53
Figura A.4. Ilustração dos limites definidos para cada uma das regiões da malha de EF. .	53

Figura A.5. Passos para a criação da superfície.	54
Figura A.6. Resultado da extrusão no GiD.....	55
Figura A.7. Passos para a definição do tipo de superfícies.	56
Figura A.8. Representação das superfícies correspondentes às duas regiões da malha.	57
Figura A.9. Definição do número de divisões na zona estruturada da malha.	58
Figura A.10. Definição do número de divisões na zona não estruturada da malha.....	58
Figura A.11. Ilustração da malha de elemento finitos (2D) criada para o esboço inicial....	59
Figura A.12. Passos a executar para exportar a malha criada no GiD.	60
Figura A.13. Passagem da malha construída com auxílio do GiD de 2D para 3D.....	61

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1.1. Dimensões das ferramentas envolvidas na estampagem completa e no estiramento. (Fonte: Dick, R., Yoon, J., Alcoa Technical Center, USA (2010))..	15
Tabela 1.2. Dados experimentais fornecidos para o alumínio AA5042. (Fonte: Dick et al. (2011)).....	19
Tabela 1.3. Propriedades mecânicas e parâmetros constitutivos utilizados para o alumínio AA 5042.	20
Tabela 2.1. Nomenclatura utilizada na apresentação de cada uma das estratégias e nomenclatura utilizada na apresentação/discussão dos resultados.....	22
Tabela 2.2. Evolução do GSE para o processo de otimização realizado com pressão inicial de aperto do cerra-chapas constante e variável e respectivas diferenças relativas para cada iteração.	30

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

D – Diâmetro do esboço

d – Diâmetro do componente a obter

h – Altura do objetivo

J_i – Invariantes do tensor das tensões

L – Coordenada espacial (nomenclatura associada à estratégia Logarítmica)

L_{EF} – Tamanho do elemento finito

n_d – Número de divisões da malha de elementos finitos

r_b – Raio de fundo do componente

R_b – Raio inicial do esboço

R_c – Raio do componente a produzir

r_p – Raio do punção

R_f – Raio exterior atual da aba

α – Ângulo com a direção de laminagem

ξ – Fator de amortecimento

σ_r – Componente da tensão na direção radial

σ_φ – Componente da tensão na direção circunferencial

Siglas

C&B(01) – Critério de Cazacu e Barlat proposto pelos autores em 2001.

DD3IMP – Código de elementos finitos a que se recorreu para a realização da presente dissertação. Contração de *Deep Drawing 3D IMPLICIT Code*

DL – Direção de laminagem

DR – relação de estampagem

GSE – Geometric Shape Error

LDR – Relação limite de estampagem

MEF – Método dos elementos finitos

NURBS – Tipo de curvas utilizadas na representação de superfícies. Contração de *Non Uniform Rational Basis Spline*.

TSE – Target Shape Error

1. INTRODUÇÃO

Existem vários processos tecnológicos de conformação de metais por meio de deformação plástica como, por exemplo, a laminagem, a extrusão, a trefilagem, a forjagem e a estampagem. O presente trabalho irá incidir apenas sobre a estampagem de chapas metálicas, obtidas com recurso à laminagem.

Num passado recente a temática do processo de estampagem tem vindo a ser aprofundada e desenvolvida por diversos investigadores, o que se justifica, pela sua elevada aplicabilidade ao nível industrial, não só devido à vasta gama de formas que possibilita produzir mas também pelas grandes cadências de produção a que está normalmente associada. A estampagem encontra-se intimamente ligada com indústrias como a aeronáutica, a aeroespacial, a automóvel, a alimentar (mais concretamente no que concerne a recipientes metálicos para bebidas e comidas), a indústria de utensílios/equipamentos de cozinha, entre outras.

Aquando da realização da operação de estampagem por vezes surgem fenómenos que são de todo indesejáveis, quer pelos desperdícios de tempo e de energia, tais como a distribuição não uniforme de espessura ao longo do componente conformado e a formação de orelhas de estampagem. O objetivo deste trabalho é a minimização, i.e. a compensação do fenómeno de formação de orelhas, na estampagem de componentes cilíndricos. Um dos parâmetros do processo de estampagem cujo efeito é mais significativo sobre este tipo de defeito é a geometria inicial do esboço. No entanto, a correta previsão das orelhas de estampagem requer também uma correta descrição do comportamento anisotrópico do material. A anisotropia resulta em diferentes propriedades do material nas diferentes direções no plano da chapa, obtida por laminagem.

Para a realização deste trabalho foi determinante o recurso à simulação numérica. Esta é uma ferramenta bastante poderosa, uma vez que, da sua utilização advêm vantagens tais como o encurtar dos períodos de conceção/desenvolvimento de componentes. Na base da simulação numérica encontra-se o Método dos Elementos Finitos (MEF) uma vez que permite resolver numericamente sistemas de equações diferenciais como os que se encontram quando se tratam, por exemplo, problemas no âmbito da mecânica estrutural.

1.1. Revisão Bibliográfica

O processo de conformação da maioria dos recipientes para bebidas compreende várias etapas, pois normalmente numa única etapa não se consegue obter a profundidade pretendida. Com os vários estágios de conformação o diâmetro do recipiente pode ser diminuído e a altura da parede aumentada, com recurso ao estiramento, que permite obter também uma distribuição de espessura mais uniforme. Para além disso, associado ao estiramento ocorre uma diminuição na amplitude das orelhas de estampagem (Yoon et al. (2011)). A maioria dos recipientes são produzidos a partir de chapas de alumínio, dadas as suas excelentes características de resistência à corrosão.

Rocha e Duarte (1993) apresentam alguns dos métodos analíticos para o cálculo da dimensão do esboço utilizado na produção de peças axi-simétricas. Segundo os autores, o cálculo correto do esboço permite obter o componente desejado com um menor dispêndio de matéria-prima. Por outro lado é referida a dificuldade em prever a dimensão do esboço com precisão, em resultado da variação de espessura da chapa. Caso se considere que o modo de deformação plástica é em extensão, não é de todo errado considerar que a peça obtida tem a mesma espessura do esboço. Sendo assim, a área do esboço é igual à área planificada da peça. Com isto é possível saber aproximadamente que altura se espera obter quando se define um esboço circular com determinada dimensão radial.

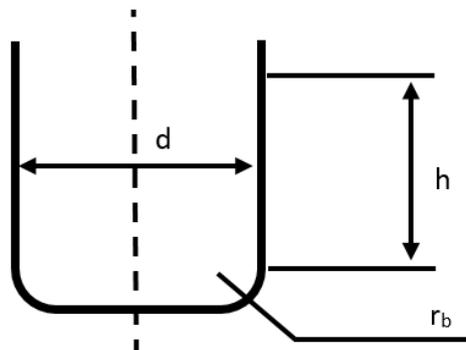


Figura 1.1. Ilustração do componente a produzir e listagem das variáveis intervenientes no cálculo.

O diâmetro do esboço, D , é determinado em função das características geométricas do componente final, tal que:

$$D = \sqrt{d^2 + 4d(h + 0.57r_b) - 0.56r_b^2} \quad (1.1)$$

em que d é o diâmetro interno do componente, h é a altura da parede da taça e r_b é o raio de concordância entre o fundo e a parede vertical. Esta expressão é deduzida com o auxílio

do *Teorema de Pappus ou Guldin* que diz o seguinte: “A superfície gerada por uma linha plana rodando em torno de um eixo pertencente a esse plano, é igual ao produto do comprimento planificado da linha pelo perímetro da circunferência descrita pelo seu centro de gravidade.” Assim, admitindo que são conhecidas todas as variáveis à exceção de h , a altura da taça cilíndrica, esta pode ser estimada com base na seguinte expressão:

$$h = \frac{D^2 - d^2 + 0.56r_b^2 - 2.28r_b d}{4d} \quad (1.2)$$

Nos últimos anos, vários autores propuseram métodos para determinar a geometria ótima do esboço tendo em vista a obtenção de componentes estampados de maior qualidade e mais baixo custo (fruto da redução na quantidade de material e no número de operações subsequentes necessários à sua obtenção). Kuwabara e Si (1997) propuseram um método analítico que permite a determinação da forma ótima do esboço em breves instantes, mas que parte dos pressupostos que o material é isotrópico, rígido perfeitamente plástico e que não ocorre deformação em espessura. No entanto, na maioria dos componentes estampados tais pressupostos não são reais. Guo et al. (2000) apresentaram um método numérico que parte do conhecimento prévio da forma discretizada 3D da peça pretendida para alcançar a geometria ótima do esboço inicial. Kim et al. (2000) desenvolveram um método, também ele numérico, conhecido como o *Roll-back method* e que, baseado na comparação entre a geometria deformada obtida a partir do esboço e a forma desejada para a peça, modifica iterativamente o esboço até que alcança a sua geometria ótima. Este método funciona iterativamente e começa por definir o contorno do objetivo. De seguida, depois de determinado o tamanho da flange que surge em torno do componente, cria o perfil do objetivo através de um deslocamento, de dimensão igual à da flange, em relação ao contorno do componente obtido, como ilustrado na Figura 1.2b). A comparação entre o esboço deformado e a forma desejada para a peça permite identificar duas zonas distintas na flange do esboço deformado, uma demarcada a amarelo e outra a vermelho na figura. A zona que está marcada a amarelo assinala as regiões do esboço onde é necessário adicionar material, por sua vez, as zonas marcadas a vermelho representam as regiões do esboço onde se verifica existir excesso de material, pelo que terá de ser cortado. Tendo em conta as alterações referidas anteriormente, o algoritmo proposto determina o novo esboço, que toma a forma que se encontra representada na Figura 1.2d.

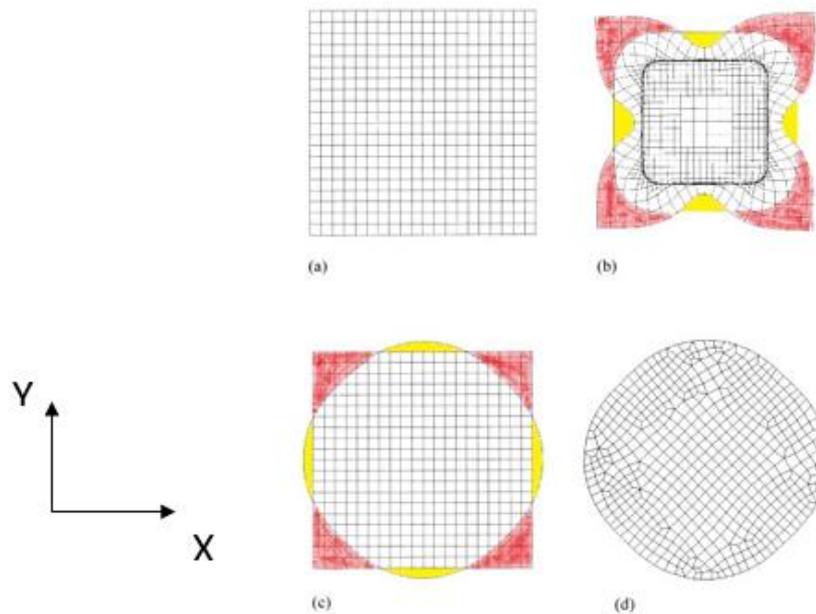


Figura 1.2. Esquema ilustrativo da forma como o *Roll-back method* altera o esboço. (Fonte: Kim et al. (2000))

Os métodos referenciados anteriormente têm em comum o facto de as suas estratégias recorrerem a uma alteração do tamanho do elemento finito de modo a permitir a alteração da geometria do esboço, uma vez que o algoritmo é aplicado à discretização previamente selecionada. Padmanabhan, et al. (2009a) descreveram um procedimento baseado numa técnica de alteração da geometria com base no deslocamento da aba (designada pelos autores como *Push-pull*). A forma inicial do esboço é alterada iterativamente, em função dos resultados obtidos na simulação numérica do processo, realizada com o código de elementos finitos DD3IMP (Menezes e Teodosiu, 2000). No entanto, os autores servem-se das potencialidades das superfícies NURBS (*Non-Uniforme Rational B-spline surfaces*) para obter as sucessivas aproximações à forma ótica do esboço. A NURBS é modificada através da alteração das posições dos pontos de controlo. Desta forma, graças à comparação do esboço deformado com o objetivo e aplicando a técnica do *Push-pull* gera-se uma nova NURBS que representa a nova forma do esboço. A simulação numérica subsequente é realizada com uma discretização que procura garantir uma dimensão idêntica dos elementos finitos, de modo a minimizar o impacto desta variável no processo iterativo. A ideia consiste nos seguintes passos: (i) seleção do conjunto de pontos aos quais será aplicada a técnica *Push-pull* (designados $\mathbf{Q}^i = \mathbf{X}^{int}$), com base na distância mínima aos pontos de controlo na curva inicial; (ii) após o processo de estampagem os pontos

selecionados descreveram uma trajetória, cuja posição final é traduzida por \mathbf{X}^{final} , e que intersesta o contorno do objetivo, sendo essa interseção notada como \mathbf{X}^{inter} (ver Figura 1.3). Uma vez conhecidas as posições iniciais, finais e de interseção com o contorno objetivo, aplica-se a técnica do *Push-pull*, de modo a determinar as novas posições dos pontos de controlo:

$$\mathbf{Q}_k = \mathbf{X}_k^{init} + \xi(\mathbf{X}_k^{inter} - \mathbf{X}_k^{final}). \quad (1.3)$$

ξ é um fator de amortecimento, introduzido para minimizar as oscilações das posições dos pontos de controlo entre duas iterações sucessivas. No entanto, não é fácil determinar o valor a adotar para este parâmetro de amortecimento. Os autores apresentam também duas medidas que permitem quantificar o erro geométrico:

$$GSE = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |\mathbf{X}^{inter} - \mathbf{X}^{final}|^2} \quad e \quad (1.4)$$

$$TSE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \text{sign} \left(1 - \frac{|\mathbf{X}^{init} - \mathbf{X}^{final}|}{|\mathbf{X}^{init} - \mathbf{X}^{inter}|} \right) |\mathbf{X}^{inter} - \mathbf{X}^{final}|. \quad (1.5)$$

O *Geometric Shape Error* (GSE) quantifica a distância entre o componente obtido e o objetivo, pelo que toma sempre valores positivos. O erro GSE pode ser visto como o acumulado das distâncias de cada um dos pontos da periferia do componente estampado ao objetivo e traduz o quão longe se encontra a geometria do componente obtido da geometria do componente que se pretende obter. O *Target Shape Error* (TSE) permite verificar se o componente obtido é maior ou menor que o objetivo, graças à introdução da função sinal (*sign*), como se mostra em (1.5). Deste modo, permite verificar eventuais oscilações em torno do objetivo. Esta metodologia baseada no deslocamento dos nós pode ser aplicada a qualquer geometria que apresente uma aba no final. Os autores mostram que o efeito da dimensão da malha de elementos finitos é minimizado com recurso a uma discretização de referência, que é cortada pela superfície NURBS.

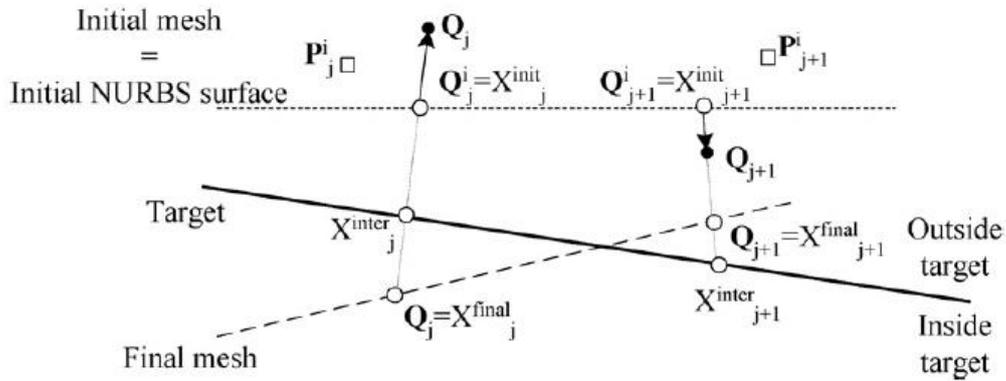


Figura 1.3. Esquema representativo das variáveis intervenientes no método descrito. (Fonte: Padmanabhan et al. (2009a))

Dick et al. (2005) desenvolveram uma metodologia baseada no princípio de deformação constante, a qual será denominada neste trabalho de Logarítmica. Com esta metodologia, à semelhança do que acontece com a anterior, prevê-se a forma do esboço necessária alterando iterativamente formas de esboço anteriores tendo sempre em atenção as características da peça obtida e da peça desejada (objetivo). Esta estratégia foi desenvolvida especificamente para a estampagem completa de componentes cilíndricos, pelo que neste caso não é contemplada a existência de aba.

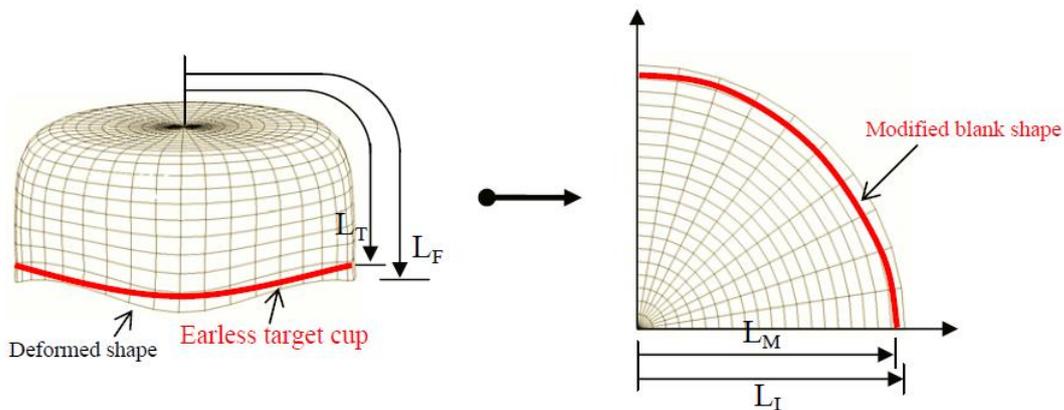


Figura 1.4. Ilustração da metodologia apresentada anteriormente. (Fonte: Dick et al. (2005))

A Figura 1.4 apresenta as variáveis envolvidas na aplicação desta metodologia, baseada na coordenada espacial L , que mede a distância geodésica, para qualquer ângulo, em relação à direção de laminagem da chapa. Como se pode observar na Figura 1.4 L_M é a dimensão radial do esboço modificado, L_F é a dimensão radial do esboço depois de deformado, L_I é a dimensão radial do esboço inicial e L_T é a dimensão radial do objetivo.

Admitindo que a deformação radial é constante, com base nas coordenadas anteriores é possível determinar:

$$\ln\left(\frac{L_F}{L_I}\right) = \ln\left(\frac{L_T}{L_M}\right) \Leftrightarrow L_M = \frac{L_I}{L_F} L_T \quad (1.6)$$

Cada uma das dimensões radiais definidas anteriormente é medida para qualquer uma das direções em relação à direção de laminagem. A expressão (1.6) permite obter um esboço que não é perfeitamente circular, determinado em função das características anisotrópicas do material e dos parâmetros do processo. De realçar que o bordo do componente cilíndrico estampado a partir do esboço otimizado apresenta uma distribuição de espessura mais uniforme que o do componente estampado a partir do esboço circular inicial. A distribuição de espessura mais uniforme na região do bordo resulta da estratégia considerada, que garante uma deformação uniforme ao longo de cada uma das seções consideradas, seções estas que se encontram desfasadas angularmente em relação à direção de laminagem.

Vafaeseefat (2008) propôs um outro método para a determinação da geometria ideal do esboço chamado Método da Projeção da Fronteira¹. A nova forma do esboço é obtida por projeção do contorno objetivo sobre o contorno obtido anteriormente. O novo esboço é deformado com recurso à simulação numérica e se o erro obtido for superior ao definido como aceitável repete-se todo o procedimento. À semelhança de outros métodos, também este recorre à alteração iterativa da geometria. O erro dita quando o método deve prosseguir ou quando deve parar por ter sido encontrada a solução ótima. Tal erro é definido como a diferença entre o contorno do esboço deformado e o contorno da peça que pretendemos produzir, à semelhança do GSE.

Yoon et al. (2011) propuseram uma metodologia puramente analítica que prevê relativamente bem a altura do componente, ou seja, a geometria das orelhas para componentes cilíndricos, o que é comprovado com a confrontação dos resultados analíticos com os resultados experimentais. Nesse trabalho os autores salientam que a formação de orelhas é fruto da ação conjunta dos valores dos coeficientes de anisotropia no plano e das tensões de escoamento, segundo as várias direções em relação à direção de laminagem (DL). No entanto, este método analítico não permite contemplar os parâmetros de processo adotados na estampagem do componente cilíndrico.

¹ Do inglês Boundary Projection Method

Uma vez que a anisotropia influencia a determinação da geometria inicial ótima do esboço foram desenvolvidos diferentes estudos nesse âmbito. Padmanabhan et al. (2009b) e Pegada et al. (2002) afirmam que a anisotropia existe nas chapas, primeiramente, devido aos processos termomecânicos que sofrem, e depois devido à deformação plástica que ocorre, nomeadamente durante o processo de conformação. Segundo os autores, a anisotropia resultante da deformação plástica que ocorre durante o processo de conformação é menos significativa do que a anisotropia inicial, resultante do processo de laminagem. Por outro lado, dada a notável influência da anisotropia no escoamento do material, a formabilidade da chapa também é afetada. A anisotropia faz com que o escoamento do material segundo os vários ângulos com a direção de laminagem seja distinto, o que conseqüentemente leva não só à formação de orelhas de estampagem como também a uma distribuição de espessura não uniforme ao longo do componente. Uma das vantagens do estudo de componentes cilíndricos estampados é que o tipo de solicitações que ocorrem é consensual. Exemplo disso são Mulder et al. (2011) e Kishor e Kumar (2002), que afirmam que o material que constitui a parte central do esboço se encontra sujeito a um estado biaxial de tensão. No interior da aba, próximo da zona do raio de concordância da matriz, verifica-se que na direção radial há tração e, na direção circunferencial (que na Figura 1.5 se encontra assinalada como θ), compressão. Já o material que faz parte do contorno do esboço encontra-se sujeito à compressão, segundo a direção circunferencial.

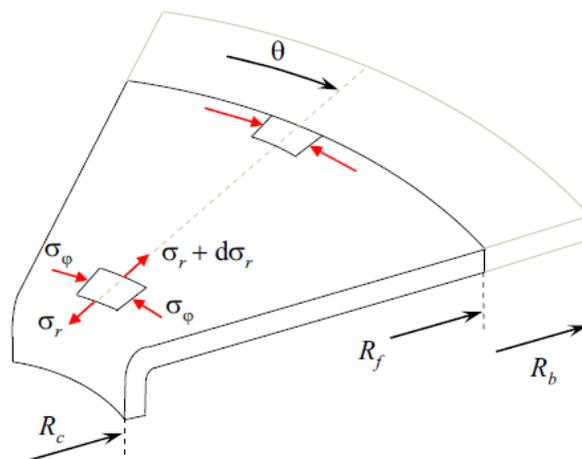


Figura 1.5. Ilustração de uma das etapas durante a estampagem na qual ainda existe aba. (Fonte: Mulder, J. et al. (2011))

Tal como é constatado por Kishor e Kumar (2002), durante a estampagem a deformação sofrida pela chapa metálica pode ser quantitativamente prevista através da relação de estampagem (DR, do inglês *Draw Ratio*), e definida como sendo o quociente entre

o diâmetro inicial do esboço e o diâmetro do componente que se pretende conformar. De facto, a Relação Limite de Estampagem (LDR, do inglês *Limiting Draw Ratio*), define a maior dimensão do esboço a utilizar sem que haja risco de ocorrer rotura durante a conformação. Esta relação depende não só das características geométricas do componente mas também das propriedades mecânicas do material e dos parâmetros de processo. Na prática as duas quantidades apresentadas anteriormente estão intimamente ligadas, na medida em que o limite superior da DR é igual ao valor da LDR. Os autores referem também dois fatores que influenciam significativamente a formabilidade de um material metálico, são eles:

- i. A capacidade que o material apresenta em escoar facilmente no plano da chapa quando sujeito à compressão (região da aba);
- ii. A capacidade que o material apresenta a resistir à deformação em espessura, para um estado de tensão entre a deformação plana e a tração (parede vertical).

O MEF recorre tipicamente a um modelo constitutivo para descrever o comportamento mecânico da chapa metálica. O modelo é normalmente definido com base num critério de plasticidade, que define a anisotropia inicial do material, uma lei de encruamento, que dita a evolução da superfície com a deformação plástica, e uma lei de plasticidade associada, que impõe que os incrementos de deformação plástica são normais à superfície de plasticidade. No caso das ligas de alumínio recorre-se normalmente a uma lei de Voce para descrever o encruamento isotrópico, uma vez que apresentam saturação da tensão de escoamento, Y . A lei de Voce é definida por:

$$Y = Y_0 + (Y_{\text{Sat}} - Y_0) \left[1 - \exp(-C_Y \bar{\epsilon}^p) \right] \quad (1.7)$$

em que Y_0 , Y_{Sat} e C_Y são parâmetros da lei e $\bar{\epsilon}^p$ é a deformação plástica equivalente.

Tal como Fernandes (2007) referiu, a assunção de que todos os materiais são isotrópicos perde a veracidade à medida que a deformação plástica se processa. Um material recebe a designação de anisotrópico quando as suas propriedades mecânicas apresentam uma relação de dependência para com a direção segundo a qual são solicitados. A origem da anisotropia em chapas metálicas, relaciona-se com os fenómenos de índole termo-mecânica a que são sujeitos durante a laminagem, como já foi referido. Durante este processo de conformação mecânica, os grãos que constituem o material da chapa, e, que numa fase inicial

se encontravam dispersos de forma aleatória, sofrem deformação e são distribuídos maioritariamente segundo a direção de laminagem.

Um dos critérios de plasticidade mais utilizados na simulação numérica do processo de estampagem é o critério de Hill '48. Este critério surgiu como uma adaptação do critério de von Mises a materiais anisotrópicos. No caso específico de chapas metálicas e por uma questão de simplificação considerem-se unicamente estados de anisotropia em que existam três planos de simetria perpendiculares entre si, cujas respetivas interseções são os conhecidos como eixos principais de anisotropia. Caso se considere que os eixos principais de anisotropia são coincidentes com os eixos ortogonais Ox , Oy e Oz , o critério de Hill pode escrever-se da seguinte forma:

$$F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2 = 1, \quad (1.8)$$

em que F , G , H , L , M e N são chamadas constantes próprias do estado de anisotropia do material. Considere-se o eixo Ox paralelo à direção de laminagem da chapa, Oy normal à direção de laminagem e Oz perpendicular ao plano da chapa, e ainda X , Y , Z as tensões de cedência do material nas direções principais de anisotropia. A partir da equação (1.8) é possível deduzir as seguintes relações:

$$\begin{cases} GX^2 + HX^2 = 1 \Rightarrow \frac{1}{X^2} = G + H \\ FY^2 + HY^2 = 1 \Rightarrow \frac{1}{Y^2} = H + F \\ FZ^2 + GZ^2 = 1 \Rightarrow \frac{1}{Z^2} = F + G \end{cases} \quad (1.9)$$

e ainda que:

$$\begin{cases} 2F = \frac{1}{Y^2} + \frac{1}{Z^2} - \frac{1}{X^2} \\ 2G = \frac{1}{Z^2} + \frac{1}{X^2} - \frac{1}{Y^2} \\ 2H = \frac{1}{X^2} + \frac{1}{Y^2} - \frac{1}{Z^2} \end{cases} \quad (1.10)$$

Sejam R , S e T as tensões de cedência ao corte referentes às direções principais de anisotropia. As constantes próprias do estado de anisotropia do material podem ser definidas como:

$$\begin{cases} 2L = \frac{1}{R^2} \\ 2M = \frac{1}{S^2} \\ 2N = \frac{1}{T^2} \end{cases} \quad (1.11)$$

É importante alertar para o facto de que F , G e H podem tomar valores negativos, mas, apenas para casos em que as tensões de cedência X, Y e Z sejam muito diferentes. Por outro lado L, M e N apresentam sempre valores positivos. Na estampagem de chapas finas pode-se admitir que o estado de tensão é próximo da tensão plana, pelo que admitindo que o plano é o Oxy, a equação (1.8) simplifica-se para a seguinte forma:

$$(G + H)\sigma_x^2 - 2H\sigma_x\sigma_y + (F + H)\sigma_y^2 + 2N\tau_{xy}^2 = 1 \quad (1.12)$$

uma vez que $\sigma_z = \tau_{yz} = \tau_{zx} = 0$. Nestas circunstâncias é apenas necessário identificar os parâmetros F , G , H e N . Importa salientar que a identificação dos parâmetros com base nas equações (1.10) e (1.11) permite descrever as tensões limite de elasticidade em tração. No entanto, no caso de chapas metálicas não é possível realizar o ensaio de tração em espessura. Assim, tipicamente procede-se à identificação dos parâmetros de anisotropia com base nos coeficientes de anisotropia no plano da chapa, r_α , sendo α o ângulo em relação à direção de laminagem:

$$F = \frac{H}{r_{90}}; G = \frac{1}{r_0 + 1}; H = r_0 G \text{ e } N = \frac{1}{2} \frac{(r_0 + r_{90})(2r_{45} + 1)}{r_{90}(r_0 + 1)}, \quad (1.13)$$

em que F , G , H e N são parâmetros adimensionais, ao contrário do que acontece na equação (1.8). Nestas circunstâncias é necessário também conhecer a tensão limite de elasticidade Y_0 , de modo que o critério é definido como:

$$F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2 = Y_0^2, \quad (1.14)$$

Importa realçar que é atualmente consensual que este critério não permite uma correta descrição do comportamento mecânico das ligas de alumínio. Por outro lado, o critério de Hill'48 não permite uma correta identificação simultânea da distribuição no plano dos coeficientes de anisotropia e das tensões limite de elasticidade. De facto, a formulação

quadrática permite apenas prever no máximo quatro orelhas de estampagem, independentemente da anisotropia do material.

Nos últimos anos têm sido propostos diferentes critérios de plasticidade, numa tentativa de descrever com maior rigor o comportamento anisotrópico dos materiais. Um dos critérios que apresenta maior flexibilidade é o proposto por Cazacu et al. (2001). A origem deste critério parte do pressuposto que um qualquer critério isotrópico pode representar corretamente a anisotropia de um material graças ao uso de invariantes generalizados (Grilo, 2011).

O critério proposto por Cazacu et al. (2001) (designado por C&B(01)) é visto como uma extensão do critério isotrópico de Drucker (1949) a situações em que a anisotropia marca presença com o benefício de obter resultados mais próximos da realidade. O critério de Drucker é dado por:

$$J_2^3 - cJ_3^2 = k^2 \quad (1.15)$$

onde $k^2 = \tau_y^6$, sendo τ_y a tensão limite de elasticidade em corte puro, e c é uma constante

que depende do material em questão e que tem de estar compreendida no intervalo $\left[-\frac{27}{8}; \frac{9}{4}\right]$

por forma a garantir a convexidade da superfície. Neste critério o segundo invariante, J_2 , é proporcional à energia elástica de distorção e o terceiro, J_3 , exprime a influência das tensões de corte no estado de tensão ao qual o material se encontra sujeito. Por sua vez a constante c pode ser vista como uma ponderação do peso dos dois invariantes.

No critério de Drucker o segundo invariante do tensor das tensões é descrito por um polinómio de grau 2, enquanto o terceiro invariante é descrito por um polinómio de grau 3. Os coeficientes presentes nos referidos polinómios são coeficientes característicos de cada material. Os invariantes generalizados do critério C&B(01) são dados por:

$$J_2^0 = \frac{a_1}{6}(\sigma_x - \sigma_y)^2 + \frac{a_2}{6}(\sigma_y - \sigma_z)^2 + \frac{a_3}{6}(\sigma_x - \sigma_z)^2 + a_4\sigma_{xy}^2 + a_5\sigma_{xz}^2 + a_6\sigma_{yz}^2 \quad (1.16)$$

$$\begin{aligned}
J_3^0 = & \frac{1}{27}(b_1 + b_2)\sigma_x^3 + \frac{1}{27}(b_3 + b_4)\sigma_y^3 + \frac{1}{27}[2(b_1 + b_4) - b_2 - b_3]\sigma_z^3 \\
& - \frac{1}{9}(b_1\sigma_y + b_2\sigma_z)\sigma_x^2 - \frac{1}{9}(b_3\sigma_z + b_4\sigma_x)\sigma_y^2 - \frac{1}{9}[(b_1 + b_2 - b_4)\sigma_x + (b_1 - b_3 + b_4)\sigma_y]\sigma_z^2 \\
& + \frac{2}{9}(b_1 + b_4)\sigma_x\sigma_y\sigma_z - \frac{\sigma_{xz}^2}{3}[2b_9\sigma_y - b_8\sigma_z - (2b_9 - b_8)\sigma_x] \\
& - \frac{\sigma_{xy}^2}{3}[2b_{10}\sigma_z - b_5\sigma_y - (2b_{10} - b_5)\sigma_x] \\
& - \frac{\sigma_{yz}^2}{3}[(b_6 + b_7)\sigma_x - b_6\sigma_y - b_7\sigma_z] + 2b_{11}\sigma_{xy}\sigma_{yz}\sigma_{xz}
\end{aligned} \tag{1.17}$$

em que os coeficiente $a_i, i=1, \dots, 6$, $b_j, j=1, \dots, 11$ e c são os parâmetros de anisotropia. Importa referir que os dois primeiros parâmetros assumem valores unitários caso sejam referidos a materiais isotrópicos. Os invariantes representados pelas equações (1.16) e (1.17) são substituídos na equação (1.15). Para o estado plano de tensão, tipicamente associado à estampagem de chapas metálicas, este critério apresenta apenas 10 coeficientes de anisotropia, que são $a_1, a_2, a_3, a_4, b_1, b_2, b_3, b_4, b_5$ e c . A sua determinação requer o conhecimento de um número suficiente de resultados experimentais, incluindo a distribuição no plano da tensão limite de elasticidade em tração uniaxial e do coeficiente de anisotropia.

O facto de este critério ter um número de coeficientes de anisotropia relativamente maior que o de outros critérios de plasticidade anisotrópicos pode ser visto como uma vantagem se se pensar na flexibilidade que isso acrescenta à previsão e descrição do comportamento anisotrópico dos materiais.

1.2. Motivação

Os defeitos decorrentes do processo de estampagem resultam em desperdícios, quer de material quer de energia que são inoportáveis no contexto atual de melhoria na gestão dos recursos. Anualmente são produzidas cerca de 500 bilhões de latas em todo o mundo, que servem para acomodar aerossóis, comidas, bebidas, entre outras coisas, e têm um desperdício de material associado que ronda os 15 milhões de toneladas, segundo Hosford (2004).

O objetivo deste trabalho é avaliar a eficácia dos algoritmos de otimização da geometria inicial do esboço, aplicados à estampagem de componentes cilíndricos. Posto isto,

foram selecionados os algoritmos propostos por Padmanabhan, et al. (2009a) e Dick et al. (2005), uma vez que o primeiro é baseado no deslocamento e o segundo na deformação. Na secção seguinte é descrito em detalhe o exemplo selecionado para análise, bem como o modelo numérico adotado, uma vez que ambos os algoritmos recorrem a um procedimento iterativo, baseado na simulação do processo com o MEF. Todas as simulações numéricas foram realizadas com o programa DD3IMP, especificamente desenvolvido para a simulação numérica de processos de conformação de chapas metálicas (Menezes e Teodosiu (2000)).

1.3. Caso de estudo

O caso de estudo selecionado para a realização do trabalho foi o da estampagem de uma taça cilíndrica na liga de alumínio AA 5042, proposto no âmbito da conferência Numisheet 2011 (Dick e Yoon (2011)). Apesar do caso de estudo contemplar também um aço macio, este material não foi analisado, uma vez que este apresenta um comportamento muito isotrópico.

1.3.1. Ferramentas

A Figura 1.6 apresenta a geometria das ferramentas envolvidas no processo de estampagem: punção, cerra-chapas e duas matrizes, uma associada à fase de estampagem completa e outra associada à fase de estiramento da taça. A seleção deste exemplo permite estudar as fases de estampagem e de estiramento de forma isolada, mas com recurso a uma mesma simulação. A estampagem completa ocorre para deslocamentos do punção até à profundidade de 40 mm, sendo que dos 40 mm até aos 70 mm de deslocamento do punção se dá o estiramento.

Quanto à função de cada uma das ferramentas, em traços gerais, o punção força a entrada da chapa nas cavidades definidas pelas matrizes, por sua vez o cerra-chapas, controla o escoamento da chapa e as matrizes ajudam a definir a forma final que se pretende que o componente apresente depois de processado. A Tabela 1.1 apresenta a definição das características geométricas do problema, sendo que todas as dimensões se encontram em milímetros, à exceção dos ângulos que são definidos em graus. Na tabela para além das dimensões características das ferramentas também é definida a dimensão radial do esboço, R_b .

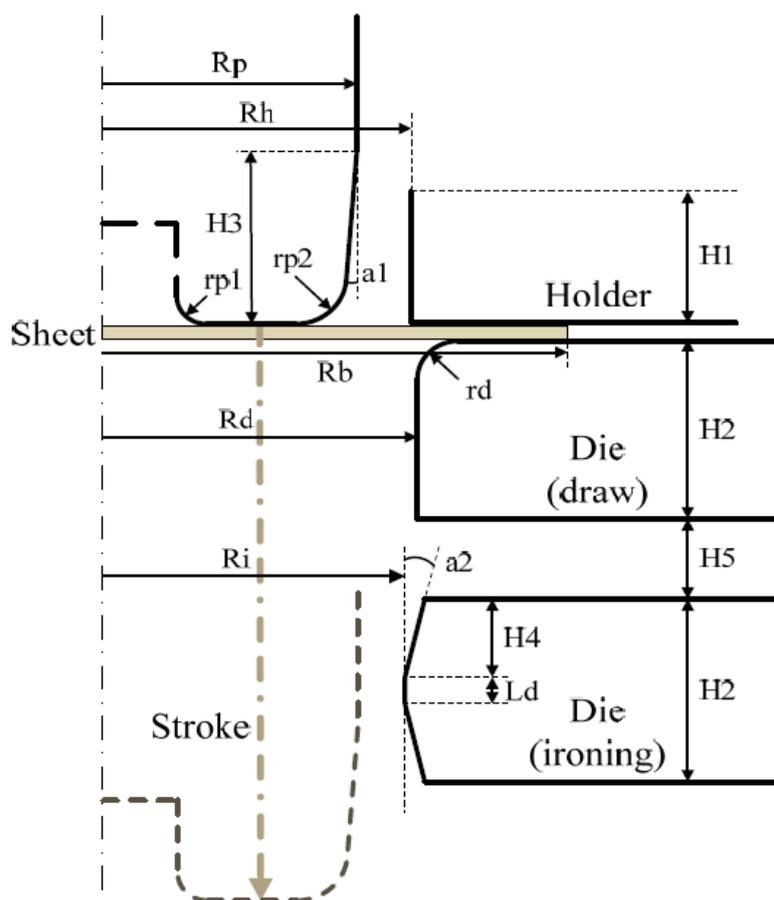


Figura 1.6. Ilustração das várias ferramentas envolvidas na estampagem e estiramento da taça cilíndrica, com a identificação dos diferentes parâmetros geométricos. (Fonte: Dick, R., Yoon, J., Alcoa Technical Center, USA (2010))

Tabela 1.1. Dimensões das ferramentas envolvidas na estampagem completa e no estiramento. (Fonte: Dick, R., Yoon, J., Alcoa Technical Center, USA (2010))

Parâmetro	Rb	Rp	Rd	Rh	rp1	rp2	Rd	Ri
Dimensão	38.062	22.860	23.368	23.114	0.254	2.229	1.905	23.025
Parâmetro	H1	H2	H3	H4	H5	Ld	a1 [°]	a2 [°]
Dimensão	12.700	19.050	20.272	9.220	12.700	0.635	0.873	8.00

Por uma questão de economia do tempo de simulação e de recursos computacionais, com base na simetria geométrica e material, apenas foi modelado um quarto do problema, ou seja, apenas foi modelado um quarto do esboço e um quarto de cada uma das ferramentas intervenientes. As ferramentas foram descritas com o auxílio de superfícies

paramétricas, como se ilustra na Figura 1.7, sendo que as matrizes se encontram com a cor verde, o punção a rosa e o cerra-chapas a azul.

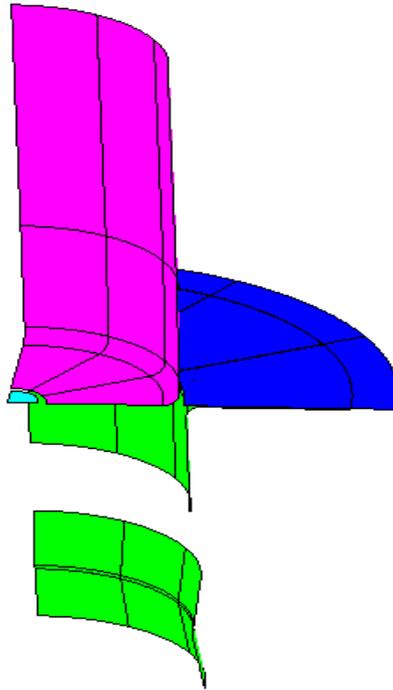


Figura 1.7. Ferramentas representadas pelas superfícies paramétricas.

1.3.2. Esboço

O esboço inicial, perfeitamente circular, foi modelado com recurso ao *software* GiD na opção de pré-processador e com o já referido raio de 38.062 mm. Esta dimensão inicial do esboço permite prever uma altura da taça, após a operação de estampagem, com recurso a equação (1.2):

$$h = \frac{76.124^2 - 46.05^2 + 0.56 \times 2.229^2 - 2.28 \times 2.229 \times 46.05}{4 \times 46.05} = 18.7 \text{ mm}$$

No entanto, esta altura não considera a variação de espessura que efetivamente se observa no componente, nem o comportamento ortotrópico do material.

A chapa foi discretizada com elementos finitos sólidos, hexaédricos, lineares, i.e. elementos de oito nós. Uma vez que ambas as estratégias selecionadas se baseiam no deslocamento ou deformação na direção radial é muito importante garantir que a discretização construída assegure o alinhamento dos nós dos elementos finitos ao longo desta direção. No ANEXO A apresenta-se uma descrição detalhada da estratégia a adotar por forma garantir o referido alinhamento. Para que os nós fiquem alinhados segundo ângulos

bem definidos em relação à DL é necessária a definição de duas zonas distintas no plano da chapa, como se pode ver na Figura 1.8. Na zona mais central do esboço optou-se por utilizar uma malha não estruturada visto que, nesta zona situada exatamente debaixo do punção as deformações serão menores, pelo que se opta por utilizar um menor número de elementos. Já na zona mais exterior do esboço, e que será sujeita a maiores deformações e deslocamentos optou-se por uma malha estruturada.

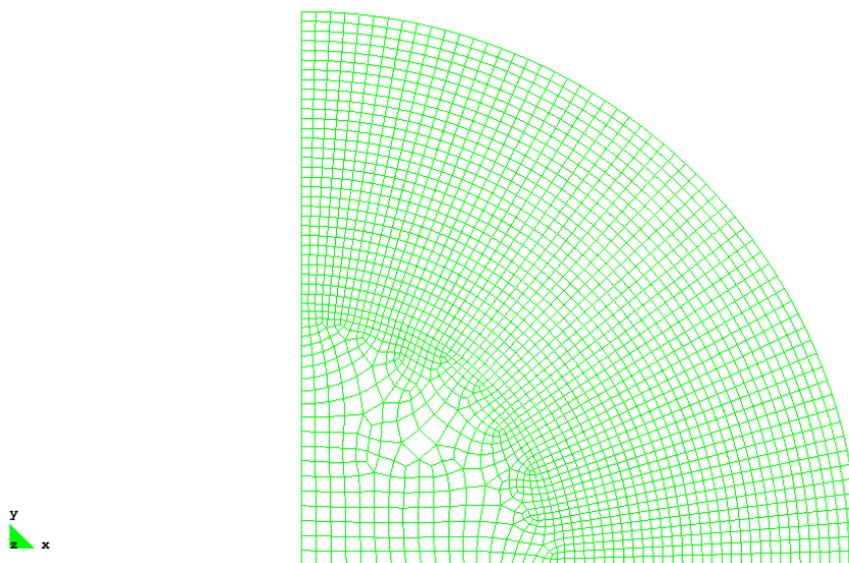


Figura 1.8. Ilustração da malha de elementos finitos construída para o esboço.

Na zona estruturada da malha é importante ter em atenção o tamanho dos elementos finitos, pois influencia a precisão com que são previstas as forças, os deslocamentos e as deformações. Para garantir a correta previsão da força de estampagem o elemento finito deve ter uma dimensão máxima no plano igual ao correspondente a 10° do raio de curvatura da matriz, que é onde será imposta à chapa flexão. Caso se pretenda prever corretamente o retorno elástico o tamanho do elemento finito não deve ultrapassar o correspondente a 5° do raio de curvatura da matriz. Uma vez que os componentes cilíndricos apresentam pequeno retorno elástico, e tendo em conta o tempo computacional envolvido em procedimentos de otimização, optou-se por utilizar uma malha estruturada cujos elementos têm o dobro do tamanho que corresponde aos 10° do raio de curvatura da matriz. Uma vez que o raio de curvatura da matriz é 1.905mm a dimensão recomendada para o elemento finito no plano recomendado é:

$$L_{EF} = 2 \times \left(\frac{\pi}{18} \times r_d \right) = 2 \times \left(\frac{\pi}{18} \times 1.905 \right) = 0.664 \text{mm} \quad (1.18)$$

Dado que o raio da zona de transição entre a região da malha estruturada e a região da malha não estruturada é 18mm, e que o raio inicial do esboço é de 38.062mm, a malha estruturada tem um raio 20.062mm(= 38.062 – 18)mm. Posto isto, o número de divisões a considerar na direção radial é igual:

$$n_d = 20.062 \div 0.664 = 30 \quad (1.19)$$

Em relação à espessura foram sempre consideradas duas camadas. Tiveram-se em conta as condições de fronteira necessárias para garantir a correta consideração da influência da restante geometria, em falta, sobre a porção que se considera (simetria no plano Ox e Oy).

1.3.3. Material

O material utilizado no caso de estudo que serviu de base à realização deste trabalho é, como já foi referido, a liga de alumínio AA 5042, com uma espessura de 0.208 mm. É um facto que este material apresenta um forte comportamento anisotrópico, pelo que na análise pelo MEF coloca-se a necessidade de empregar critérios de plasticidade que permitam representar a anisotropia destes materiais e assim obter uma melhor previsão dos defeitos decorrentes do processo de estampagem. Este material apresenta uma estrutura cristalina cúbica de faces centradas e a deformação ocorre através do movimento de deslocações nos planos de escorregamento.

Os dados fornecidos no âmbito da conferência Numisheet 2011 correspondem aos ensaios de tração, realizados para diferentes ângulos em relação a DL, e aos valores da tensão biaxial e coeficiente de anisotropia biaxial (Dick e Yoon (2011)). Estes valores são resumidos na Tabela 1.2. O modelo constitutivo adotado considera que o material apresenta um comportamento elástico isotrópico (ver Tabela 1.3) e um comportamento plástico ortotrópico. A lei de encruamento adotada corresponde ao ajuste da lei de Voce (equação (1.7)) ao ensaio de tração realizado segundo a direção de laminagem (ver Tabela 1.3). Foram identificados os parâmetros para o critério de plasticidade de Hill'48 e C&B(01). A identificação dos parâmetros para o critério de Hill'48 foi realizada com duas estratégias distintas. Na primeira procedeu-se à minimização da distância entre os valores numéricos e os experimentais, utilizando um peso para as tensões limite de elasticidade iguais a 20 (Barros et al. (2014)). Esta identificação é designada por Hill'48 W=20 na Tabela 1.3. Na segunda procede-se à minimização das mesmas distâncias mas introduz-se uma função que

procura garantir a mesma tendência, para os resultados experimentais e numéricos, para a evolução das tensões limite de elasticidade no plano. Neste caso o peso é igual a um para todos os valores. O critério C&B(01) foi identificado apenas com a segunda estratégia. Na Figura 2.2 apresenta-se a comparação entre os valores experimentais e numéricos para a evolução do coeficiente de anisotropia e para a tensão limite de elasticidade. Observa-se que, globalmente, a evolução do coeficiente de anisotropia é bem descrita por ambos os critérios, enquanto que a evolução da tensão limite de elasticidade só é bem descrita pelo C&B(01).

Tabela 1.2. Dados experimentais fornecidos para o alumínio AA 5042. (Fonte: Dick et al. (2011))

AA 5042		
Test direction	<i>r</i> -value	σ_{θ}^Y [MPa]
0°	0.354	277.17
15°	0.239	277.17
30°	0.640	282.00
45°	1.069	281.31
60°	1.279	282.00
75°	1.224	287.51
90°	1.396	289.58
σ_b [MPa]		296.99
r_b		0.991

Tabela 1.3. Propriedades mecânicas e parâmetros constitutivos utilizados para o alumínio AA 5042.

Elastic Properties		Hill'48		C&B(01)	
ν	0.33	F	0.2457	a_1	0.7379
E	68900.0 MPa	G	0.9553	a_2	1.1723
		H	0.2704	a_3	1.9793
	Voce Law	N	1.6459	a_4	1.0881
Y_0	267.80 MPa	$L = M$	1.5000	b_1	2.6683
Y_{sat}	375.08 MPa	Hill'48 W=20		b_2	6.0492
C_Y	17.859	F	0.5171	b_3	4.0834
		G	0.6962	b_4	-1.2167
		H	0.2379	b_5	1.0487
		N	1.3681	b_{10}	2.5498
		$L = M$	1.5000	c	0.4787
				$a_5 = a_6 = b_6 = b_7 = b_8 = b_9 = b_{11}$	1.0000

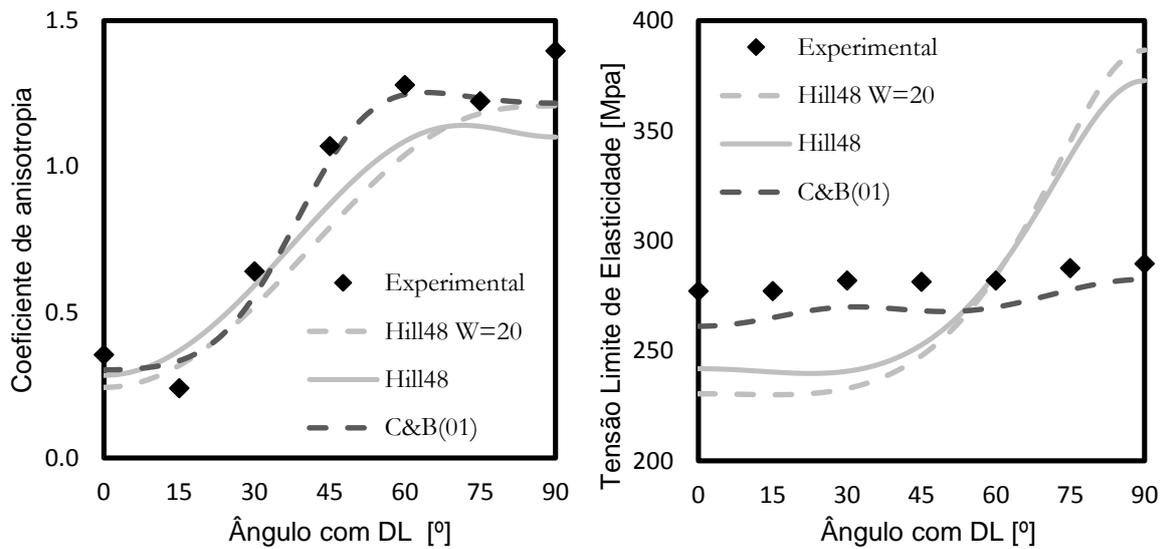


Figura 1.9. Comparação entre os valores experimentais e numéricos para a evolução do coeficiente de anisotropia, à esquerda, e da tensão limite de elasticidade, à direita.

2. OTIMIZAÇÃO DA GEOMETRIA DO ESBOÇO

Neste capítulo é detalhada a estratégia adotada para a comparação das duas estratégias de otimização do esboço selecionadas, bem como a influência de alguns parâmetros na eficiência do algoritmo de otimização da geometria inicial do esboço, quer na estampagem quer na estampagem e estiramento. Nomeadamente foi estudada a influência de parâmetros como a altura do componente final, o critério de plasticidade empregue na descrição do comportamento mecânico do material e da força de aperto do cerra-chapas.

2.1. Definição de variáveis

Uma vez que na secção da revisão bibliográfica foram apresentadas duas nomenclaturas diferentes, cada uma delas associada a uma estratégia de otimização, optou-se por proceder a uma uniformização. De facto, o princípio lógico é muito semelhante, pelo que para facilitar a análise convém adotar uma nomenclatura transversal às duas estratégias. A estratégia denominada como Estratégia 1 é a que tem na sua base o método do *Push-pull*. Por sua vez é chamada de Estratégia 2 a estratégia Logarítmica. A Tabela 2.1 apresenta a uniformização de nomenclatura, sendo que se adota uma variável geral S , que designa uma dimensão ao longo da coordenada geodésica. Por exemplo, \mathbf{X}^{init} e L_I passam a ser designadas por S_{init} , \mathbf{X}^{inter} e L_I passam a S_{inter} uma vez que designa o objetivo e, por último, \mathbf{X}^{final} e L_F passam a S_{final} . Em termos práticos a variável L_M associada à Estratégia 2 é designada por S_M , mas durante o processo iterativo de otimização o S_M da iteração corrente passa a ser o S_{init} da iteração seguinte, ou seja, o resultado da iteração corrente que é o esboço modificado será o esboço inicial a utilizar na iteração seguinte.

Tabela 2.1. Nomenclatura utilizada na apresentação de cada uma das estratégias e nomenclatura utilizada na apresentação/discussão dos resultados

Estratégia 1	Estratégia 2	Uniformização	Resultados
\mathbf{X}^{init}	L_I		S_{init}
\mathbf{X}^{inter}	L_T		S_{inter}
\mathbf{X}^{final}	L_F		S_{final}
\mathbf{Q}_k	L_M		S_M

Uma vez que a geometria do punção é sempre conhecida, optou-se por definir a coordenada S_{inter} com base na análise desta geometria e na altura final pretendida, i.e. a variável a selecionar é apenas a altura h da taça, tal que:

$$S_{inter} = h + (Rp - H_3 \sin a_1) + \frac{2\pi \times rp^2}{4} \quad (2.1)$$

A avaliação do S_{init} e do S_{final} tem de ser realizada para cada direção radial, daí ter-se optado por uma discretização do esboço que garante o alinhamento dos nós ao longo de cada direção, para os vários ângulos α em relação a direção de laminagem. A determinação do S_{init} pode ser realizada apenas com base na distância de cada ponto na periferia do esboço ao centro. O cálculo do S_{final} é mais complexo, uma vez que tem de ser avaliado na geometria final da peça. No caso em análise opta-se por determinar esta variável com base na distância entre os nós identificados como pertencendo a uma mesma direção radial, α . De facto, o valor de S_{final} também pode ser estimado com base apenas na altura final da taça, mas tal considera uma geometria perfeita para o seu interior. Assim, numa primeira fase foi avaliada a influencia da estratégia adotada para a avaliação do S_{final} . Na Figura 2.1 encontram-se representadas as evoluções das coordenadas S_{final} , referentes à descrição do mesmo componente estampado, obtidas com base na distância entre os nós ou com base na altura. Como se pode observar na figura, a diferença no valor de S_{final} calculado com ambas as estratégias, segundo cada uma das direções com DL, é muito pequena, da ordem de 0.1%. Sendo assim considera-se que a utilização da expressão (2.1) é uma boa aproximação para a definição de S_{inter} .

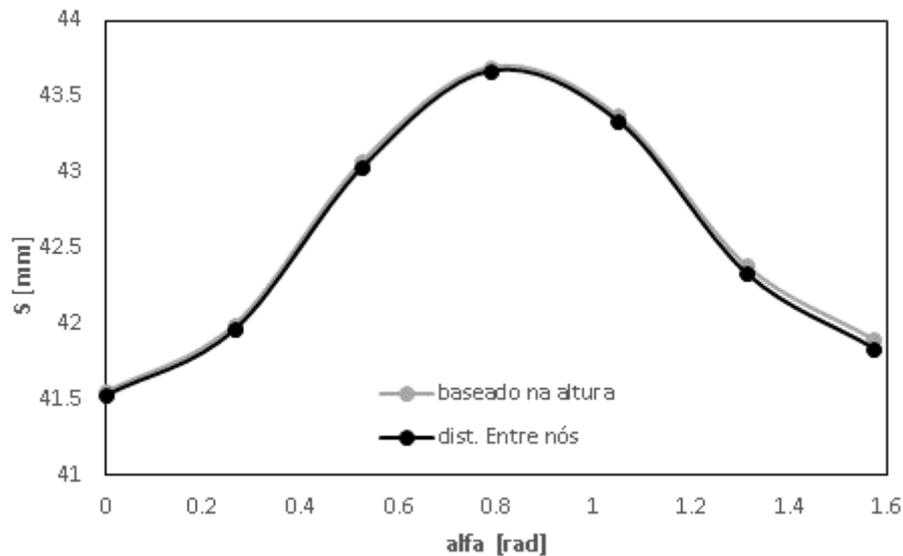


Figura 2.1. Representação das coordenadas S_{final} calculadas das duas formas possíveis.

2.2. Algoritmo de otimização

Qualquer que seja a estratégia de correção adotada, o algoritmo de otimização apresenta a sequência seguinte, baseada na leitura do ficheiro correspondente ao final da fase de conformação da chapa:

1. Identificação das direções radiais α com base nas coordenadas dos nós localizados na periferia o esboço;
2. Identificação dos nós localizados ao longo de cada direção radial α , com base nas coordenadas iniciais dos nós;
3. Cálculo de S_{init} e S_{final} para cada uma das direções radiais α , com base nas coordenadas iniciais e finais dos nós, respetivamente;
4. Cálculo da coordenada S_M para cada uma das direções radiais α , em função da altura pretendida (cálculo de S_{inter} com base na equação (2.1) e na altura pré-definida pelo utilizador) e estratégia de correção adotada:

a. Estratégia 1:

$$S_M(\alpha) = S_{init}(\alpha) - (S_{final}(\alpha) - S_{inter}). \quad (2.2)$$

b. Estratégia 2:

$$S_M(\alpha) = \frac{S_{init}(\alpha)}{S_{final}(\alpha)} S_{inter}. \quad (2.3)$$

5. Cálculo da correção a aplicar aos nós localizados na periferia da chapa, d_M :

$$d_M(\alpha) = S_M(\alpha) - S_{init}(\alpha). \quad (2.4)$$

6. Correção das coordenadas dos nós localizados na zona de discretização estruturada, em função da sua posição em relação ao centro (a zona não estruturada é mantida constante, pelo que o utilizador deve definir a dimensão radial desta zona, R_n):

$$R^{init}(\alpha) = \sqrt{X_1^{init}(\alpha)^2 + X_2^{init}(\alpha)^2} \quad (2.5)$$

$$X_1^{corr}(\alpha) = X_1^{init}(\alpha) + d_M \cos(\alpha) \left(\frac{R^{init}(\alpha) - R_n}{S_{init}(\alpha) - R_n} \right),$$

$$X_2^{corr}(\alpha) = X_2^{init}(\alpha) + d_M \sin(\alpha) \left(\frac{R^{init}(\alpha) - R_n}{S_{init}(\alpha) - R_n} \right)$$

Ou seja, nas direções radiais em que a coordenada S do componente obtido ultrapassou a coordenada S do objetivo, é necessário reduzir a dimensão inicial do esboço. Nas direções radiais em que a coordenada S do componente é inferior à coordenada S do objetivo é necessário aumentar o tamanho do esboço.

Uma vez que a primeira simulação é realizada com o esboço circular pré-definido e com a malha original, esta iteração será sempre designada por 0. A iteração 1 corresponde à simulação realizada com a primeira correção ao esboço circular. Na prática corresponde sempre à segunda simulação realizada, mas é a primeira levada a cabo utilizando um esboço não circular, pelo que esta discretização é designada por 1ª malha alterada. Esta nomenclatura prossegue da mesma forma com o aumento do número de iterações.

2.3. Estampagem completa

Numa primeira abordagem, analisou-se o comportamento de ambas as estratégias na otimização da geometria do esboço, considerando apenas a fase de estampagem completa.

2.3.1. Influência da estratégia de correção

Numa primeira fase procedeu-se à análise da influência da estratégia de correção selecionada na convergência do algoritmo de otimização da geometria inicial do esboço. Todas as simulações foram realizadas considerando o critério de plasticidade de Hill'48 $W=20$. Para avaliar e quantificar o desempenho de cada uma das estratégias foram utilizados os erros, GSE e TSE, apresentados na secção da revisão bibliográfica (equação (1.4) e (1.5), respetivamente), adotando a nomenclatura uniformizada. Essencialmente desenrolaram-se dois processos de otimização que apenas diferem na estratégia de otimização empregue. Em cada um deles, optou-se por efetuar o mesmo número de iterações, com base na mesma solução inicial, ou seja, a mesma malha inicial do esboço circular. De modo a realizar uma análise mais alargada foram estabelecidas como objetivo duas alturas finais da taça. A seleção destas alturas foi realizada com base na altura média prevista com o esboço inicial. Assim, para uma altura final h de 16 mm o objetivo é obter uma taça com uma altura inferior à inicial, enquanto para uma altura final h de 19 mm o objetivo é obter uma taça maior, como se mostra na Figura 2.2. Opta-se por apresentar todos os resultados em termos da coordenada espacial S , definida anteriormente, uma vez que esta permite avaliar a distância de um qualquer nó da aba à origem dos eixos coordenados. Esta coordenada é avaliada para todas as secções angulares situadas entre 0 e $\pi/2$ radianos, o que corresponde exatamente a um quarto do esboço.

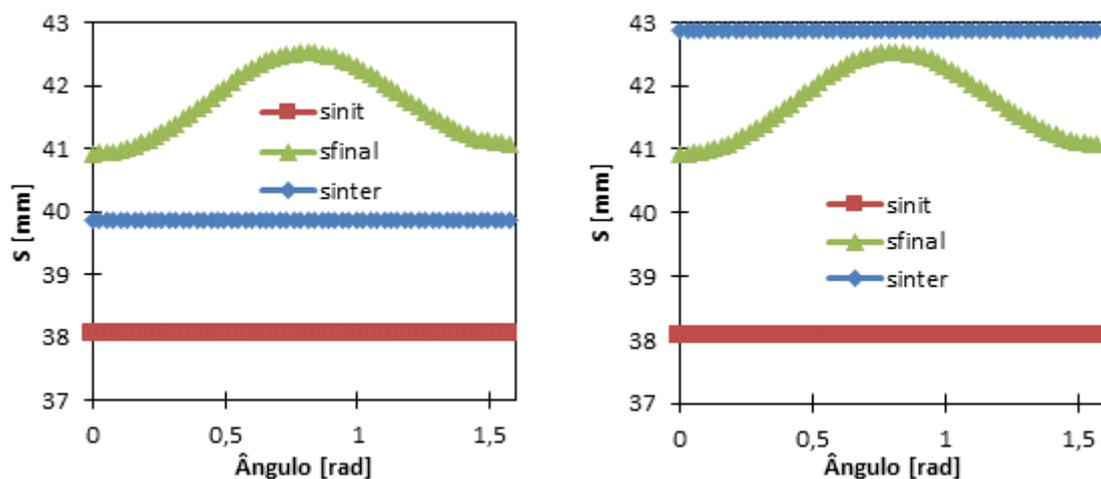


Figura 2.2. Representação das evoluções de S_{inter} , S_{init} e S_{final} para cada uma das alturas utilizadas, à esquerda $h=16$ e à direita $h=19$, na fase de estampagem.

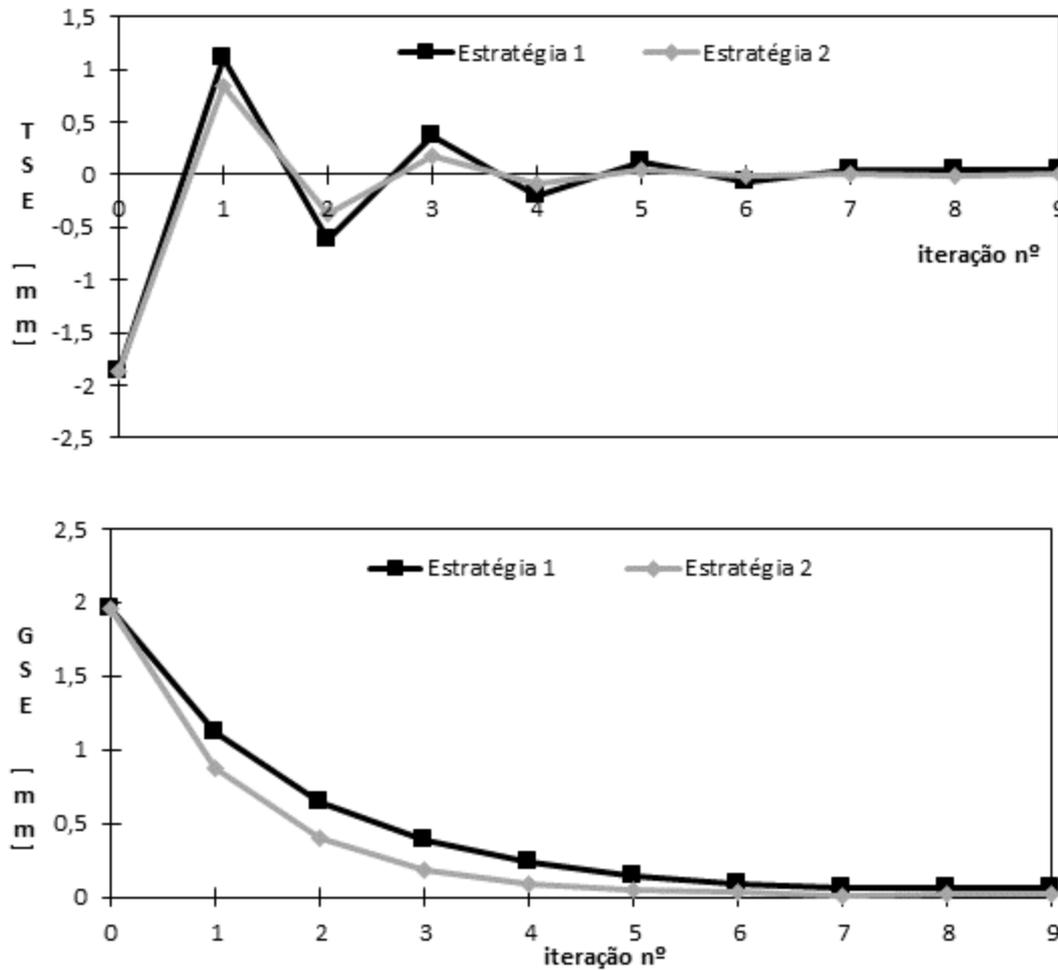


Figura 2.3. Comparação dos resultados obtidos com a aplicação de ambas as estratégias para uma altura objetivo de 16 mm: erro TSE em cima; erro GSE em baixo.

A Figura 2.3 apresenta a evolução dos erros TSE e GSE ao longo do processo iterativo, para uma altura h de 16 mm. Analisando as evoluções para cada uma das estratégias, quer em termos de TSE quer em termos de GSE, observa-se que ambas convergem para os mesmos valores de erro. Outra característica comum às duas estratégias é o comportamento oscilatório, em torno da solução ótima, tal como já tinha sido reportado por Padmanabhan, et al. (2009a) para a estratégia 1. Globalmente, a Estratègia 2 permite uma estabilização mais rápida.

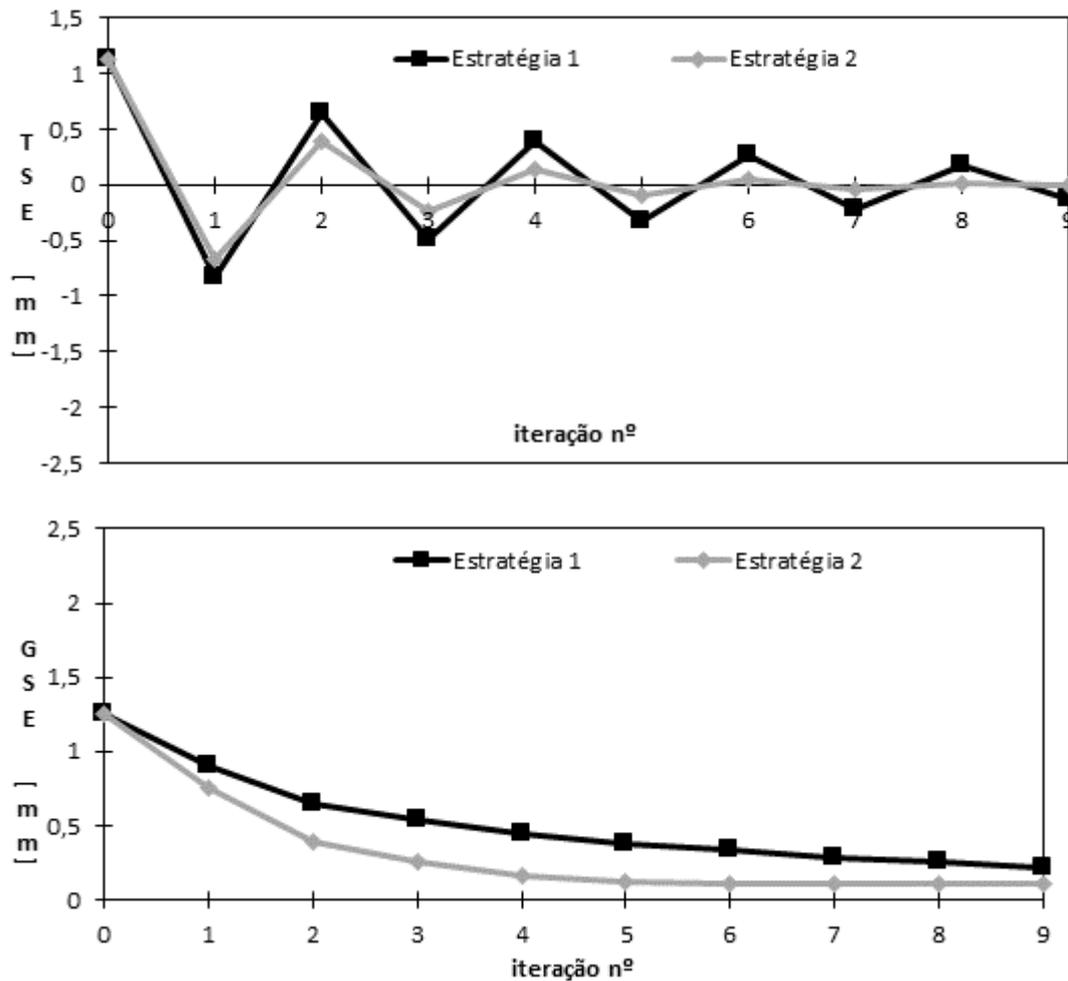


Figura 2.4. Comparação dos resultados obtidos com a aplicação de ambas as estratégias, para uma altura objetivo de 19 mm.

Na Figura 2.4 pode observar-se os comportamentos quer do TSE quer do GSE, referentes a uma altura objetivo da taça cilíndrica igual a 19 mm. Contrariamente ao que acontecia para a altura da taça de 16 mm (ver Figura 2.3), neste caso ao fim de 9 iterações as estratégias apresentam valores diferentes de erro, apesar de estas não serem significativas. A Estratégia 2 é a que apresenta uma estabilização menos morosa, pelo que as análises subsequentes serão realizadas considerando apenas a estratégia 2, isto é a Logarítmica

2.3.2. Influência da pressão inicial de aperto do cerra-chapas

A pressão inicial de aperto do cerra-chapas assume um papel muito importante no processo de estampagem, uma vez que permite controlar o escoamento do material para o interior da matriz. Esta pressão deve ser suficientemente grande para evitar defeitos de estampagem como o enrugamento e suficientemente pequena para que não ocorra estrição.

De acordo com a definição do caso de estudo, a força constante recomendada corresponde a uma pressão de contacto inicial de 3.5 MPa. No entanto, durante o processo iterativo de otimização do esboço observa-se uma variação da área de contacto inicial, em função das alterações à sua dimensão. Sendo assim, ao realizar o processo considerando uma força de aperto do cerra-chapas constante, ocorre uma alteração da pressão de contato. De modo a avaliar a influência desta variável no processo de otimização, optou-se por realizar o mesmo processo considerando uma pressão de contacto inicial constante.

Para manter a pressão inicial de aperto inicial constante é necessário avaliar a área de contacto inicial do esboço com o cerra-chapas, em cada iteração do processo de otimização. O cálculo da área de contato de cada esboço foi avaliada com base nas coordenadas dos nós da periferia aba do esboço com recurso à regra de integração numérica dos Trapézios. Este cálculo é realizado com base na definição da equação do círculo em coordenadas polares, isto é, para cada direção radial (i) é avaliada a área em relação à direção anterior ($i-1$):

$$\begin{aligned}
 A_i &= \int_{\alpha_{i-1}}^{\alpha_i} \sqrt{r^2(\alpha) - r^2(\alpha) \sin^2 \alpha} (r(\alpha) \cos \alpha) d\alpha & (2.6) \\
 &= \left(\frac{\alpha_i - \alpha_{i-1}}{2} \right) \left(\sqrt{r^2(\alpha_{i-1}) - r^2(\alpha_{i-1}) \sin^2 \alpha_{i-1}} (r(\alpha_{i-1}) \cos \alpha_{i-1}) \right. \\
 &\quad \left. + \sqrt{r^2(\alpha_i) - r^2(\alpha_i) \sin^2 \alpha_i} (r(\alpha_i) \cos \alpha_i) \right)
 \end{aligned}$$

sendo $r(\alpha)$ a distância ao centro dos nós da aba. A área total A é avaliada como o somatório das áreas calculadas com a expressão (2.6) ao qual é retirada a zona que não está sob a influência do cerra-chapas. A força do cerra-chapas é determinada em cada iteração de forma a manter a pressão, i.e. igual a $3.5A$.

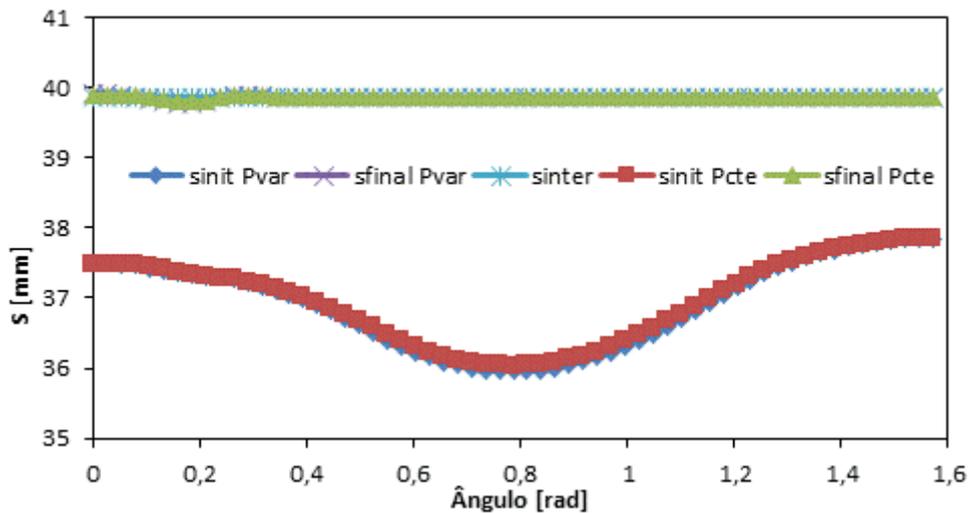


Figura 2.5. Geometria do esboço obtido na otimização realizada com a pressão inicial de aperto do cerra-chapas constante e variável, e comparação com o objetivo, para uma altura final de 16mm.

As simulações apresentadas nesta secção foram realizadas considerando o critério de Hill'48 $W=20$ e uma altura final h de 16 mm. Na Figura 2.5 são apresentados os resultados da última iteração realizada para cada um dos casos, sendo que o resultado obtido considerando uma pressão inicial de aperto constante é designado por “Pcte” e o obtido com pressão variável por “Pvar”. Na figura apresenta-se também a comparação com o objetivo, uma vez que o resultado desta iteração corresponde ao esboço considerado ótimo. Globalmente, não há grande disparidade nos resultados obtidos tanto no que diz respeito à geometria do esboço, quer à geometria final do componente obtido por estampagem.

No que diz respeito às evoluções dos erros TSE ao longo do processo iterativo, observa-se que estas são praticamente coincidentes. O mesmo não acontece com o erro GSE para o qual existem pequenas diferenças, mais perceptíveis para as primeiras iterações (exceto a iteração 0, uma vez que ambas partem do mesmo esboço inicial). Na Tabela 2.2 apresenta-se a evolução do GSE, bem como as diferenças relativas, calculadas em relação ao erro para o caso de pressão constante, por forma a avaliar a sua importância no processo de otimização do esboço. Globalmente, observa-se que a utilização do algoritmo que considera uma pressão inicial constante permite manter as condições de escoamento da chapa mais uniformes ao longo dos diversos ensaios, o que resulta num menor erro GSE no final do processo iterativo. De facto o algoritmo com pressão variável apresenta nas últimas iterações (8 e 9) valores de GSE que podem indicar algum problema de convergência. Assim, os

resultados apresentados nas secções seguintes foram obtidos considerando a pressão inicial de aperto do cerra-chapas constante durante o processo de otimização.

Tabela 2.2. Evolução do GSE para o processo de otimização realizado com pressão inicial de aperto do cerra-chapas constante e variável e respectivas diferenças relativas para cada iteração.

Pressão variável		Pressão constante		Diferença relativa
Iteração	GSE [mm]	Iteração	GSE [mm]	
0	1.955247	0	1.955247	0%
1	0.867902	1	0.945753	8%
2	0.403532	2	0.474751	7%
3	0.183751	3	0.23785	5%
4	0.092449	4	0.126036	3%
5	0.047251	5	0.061999	1%
6	0.029694	6	0.031319	0%
7	0.007726	7	0.018507	1%
8	0.021473	8	0.016845	0%
9	0.022641	9	0.015565	-1%

2.3.3. Influência da altura

Tendo em conta que o processo de otimização apresenta um comportamento oscilatório em torno da solução ótima, procurou-se avaliar a influência da altura objetivo na velocidade de convergência. Tal como foi referido na seção 2.3.1, consideraram-se duas alturas objetivo distintas, 16 e 19 mm, de modo a que o resultado da iteração 0 ficasse acima do pretendido, para os 16 mm, e abaixo do pretendido para os 19 mm. Todas as simulações foram realizadas considerando o critério de plasticidade de Hill'48 $W=20$. Tal como mencionado anteriormente, neste estudo manteve-se a pressão inicial de aperto do cerra-chapas constante e empregou-se como estratégia de otimização a estratégia Logarítmica (estratégia 2).

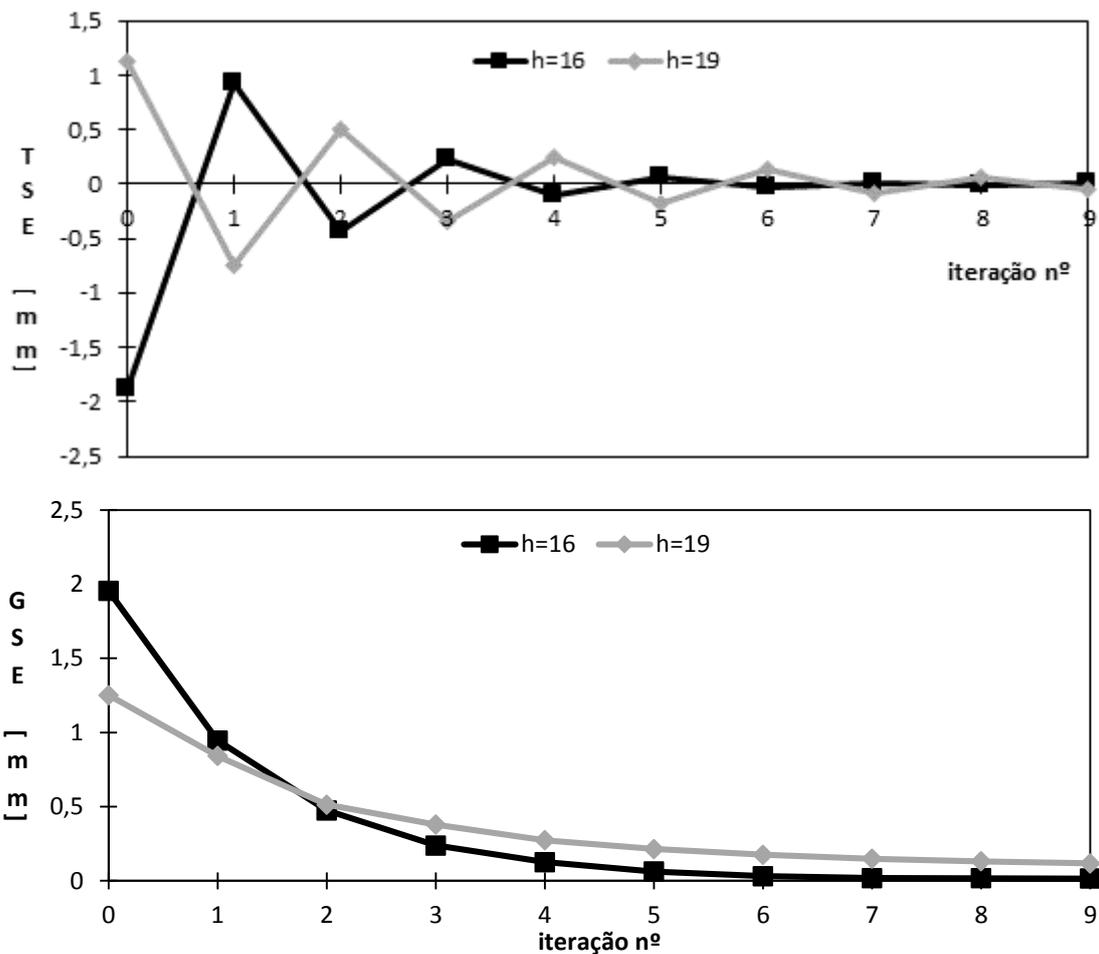


Figura 2.6. Comparação das evoluções dos erros (TSE em cima e GSE em baixo) obtidos quando realizadas as simulações para ambas as alturas de 16 e de 19 mm.

Para avaliar a influência das duas alturas objetivo escolhidas foi realizado o mesmo número de iterações para ambas, que foi de 10. Na Figura 2.6 apresenta-se a evolução do erro GSE, sendo perceptível que para a altura igual a 16 mm o componente estampado encontra-se mais distante do objetivo na iteração 0, uma vez que apresenta um valor de GSE superior. Contudo, apesar de se encontrar mais distante do objetivo na primeira iteração, para a altura de 16 mm atinge-se um menor valor de GSE mais rapidamente. Também para o TSE, para a altura de 16 mm o valor na iteração 0 (em módulo) é maior, sendo no entanto atingido um valor menor de TSE mais rapidamente do que para a altura de 19 mm. Estes resultados indicam que a estratégia Logarítmica é muito sensível à solução inicial. No entanto, não é possível com base nos valores dos erros de TSE e GSE aferir se a solução inicial garante uma rápida convergência para a solução ótima. Na Figura 2.7 apresenta-se a distribuição da deformação plástica equivalente, no final da fase de conformação, para a simulação realizada com o esboço circular e a primeira iteração, para a altura de 16 e de 19

mm. Esta figura mostra que a hipótese da deformação logarítmica permanecer constante não é observada, sendo as diferenças maiores entre a iteração 0 e a 1, para a altura de 19 mm. Este resultado indica que, o facto de a solução inicial ser próxima do objetivo (valores menores dos erros GSE e TSE), não implica uma rápida convergência do algoritmo, se as diferenças introduzidas na deformação plástica equivalente do componente entre duas iterações consecutivas forem elevadas.

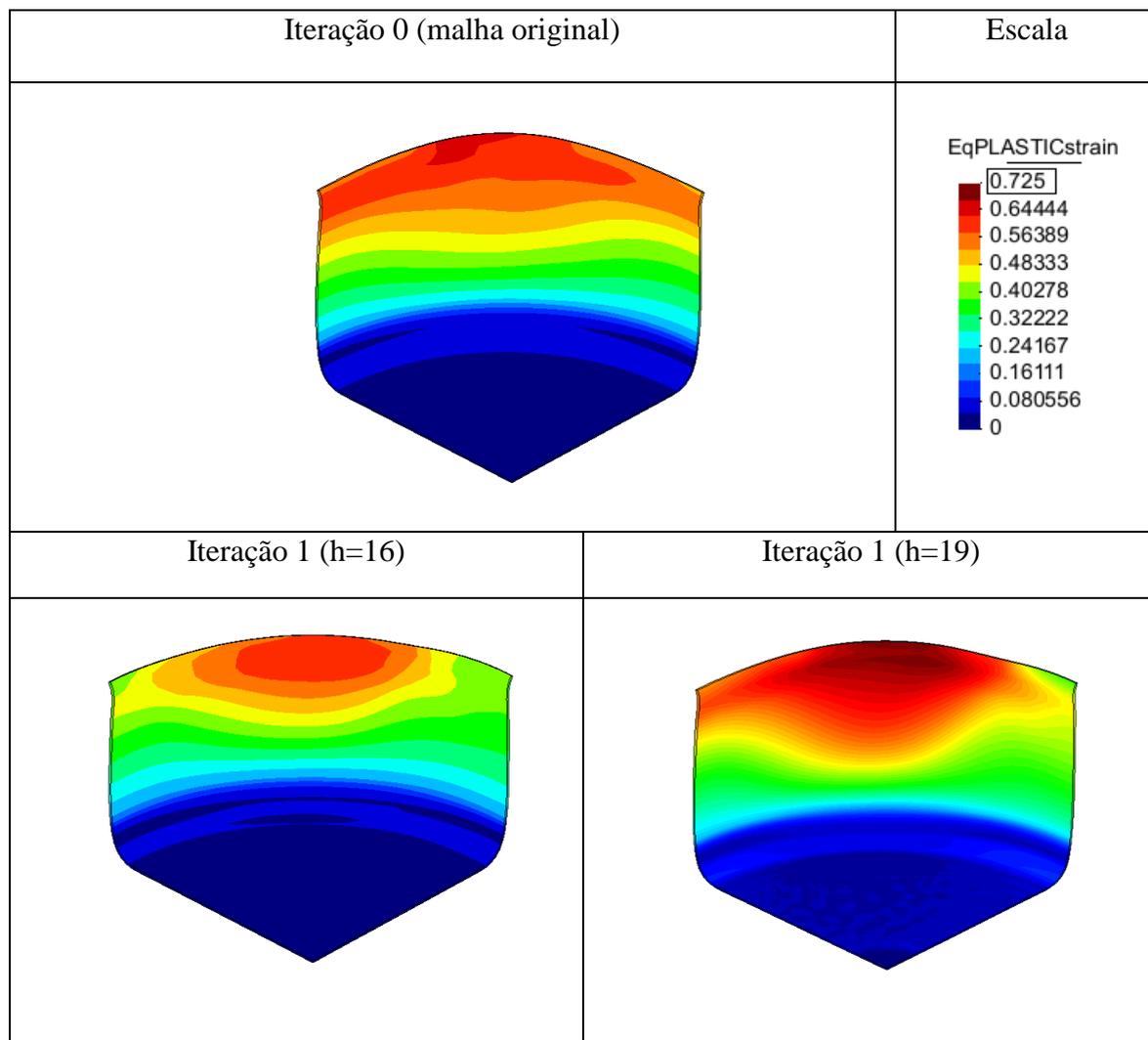


Figura 2.7. Deformação plástica equivalente no componente no final das iterações 0 e 1, para as alturas objetivo de 16 mm e 19 mm.

2.3.4. Influência do critério de plasticidade

Nesta secção procura-se avaliar a eficiência do algoritmo de otimização em função do critério de plasticidade adotado. Tal como foi referido na secção 1.1, o critério de Cazacu e Barlat (2001) é mais flexível, pelo que é expectável uma evolução com maiores oscilações da altura da taça. Assim, nesta secção são apresentados os resultados do processo

de otimização do esboço, obtidos para ambos os critérios, considerando a pressão inicial de aperto do cerra-chapas constante e a estratégia de otimização Logarítmica (Estratégia 2). A altura objetivo considerada foi de 16 mm. Realizaram-se nove iterações com cada um dos critérios de plasticidade. A Figura 2.8 apresenta a altura final prevista com base no esboço otimizado, i.e. após a iteração 9. De modo a facilitar a sua análise, apresenta-se na Figura 2.9 a geometria do esboço otimizado, para ambos os critérios de plasticidade. O componente obtido no final do processo de otimização apresenta algum desvio em relação ao objetivo para ângulos com a direção de laminagem menores ou iguais a 30° , o que parece estar associado aos menores valores do coeficiente de anisotropia (ver Figura 2.2). Estas variações são mais acentuadas quando se recorre ao critério de plasticidade de C&B(01), o que pode estar associado a uma maior variação do coeficiente de anisotropia. As diferenças obtidas no componente estampado com recurso a cada um dos critérios tem uma forte influência na forma do esboço encontrado pelo algoritmo de otimização, como se pode ver na Figura 2.9.

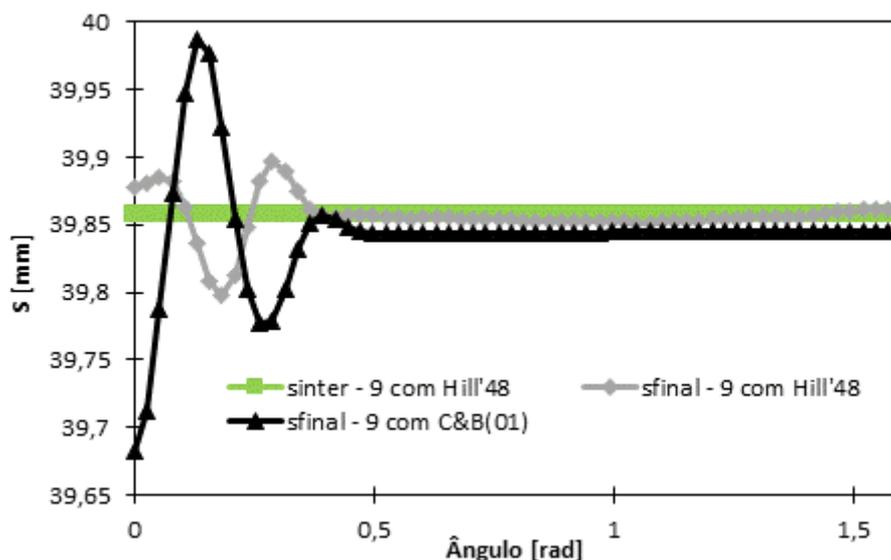


Figura 2.8. Representação das variações da coordenada S em função do ângulo com a DL, para o componente obtido na iteração 9, para as simulações realizadas com os diferentes critérios de plasticidade.

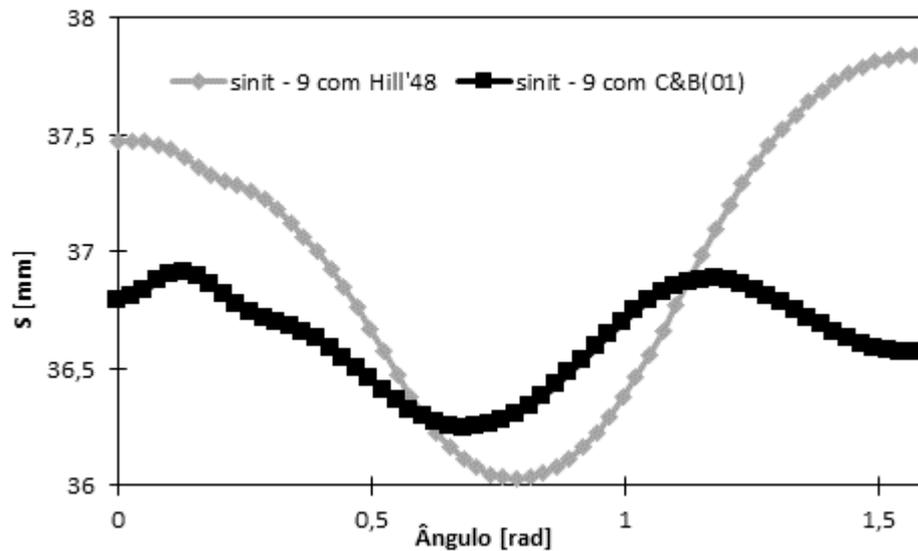


Figura 2.9. Representação das variações da coordenada S em função do ângulo com a DL obtidas para o esboço utilizado na iteração 9, para as simulações realizadas com os diferentes critérios de plasticidade.

A comparação em termos da evolução do erro TSE e GSE é difícil, uma vez que os valores para a iteração 0 são diferentes. O critério C&B(01) apresenta maiores erros (GSE e TSE) ao longo de todo o processo de otimização, o que significa que a solução está mais afastada do objetivo quando comparada com a solução obtida com o critério de Hill'48 $W=20$ (ver Figura 2.8). A diferença na evolução dos erros deve-se à sensibilidade do algoritmo à solução inicial, mas também ao facto de o critério C&B(01) permitir descrever um comportamento mais anisotrópico, o que contribui para aumentar a variação das diferentes seções radiais, definidas em relação a DL.

2.4. Estampagem e Estiramento

Tal como referido anteriormente, após a etapa de estampagem completa o componente é sujeito a uma etapa sequencial de estiramento, como descrito na Figura 1.6 da secção 1.3.1.

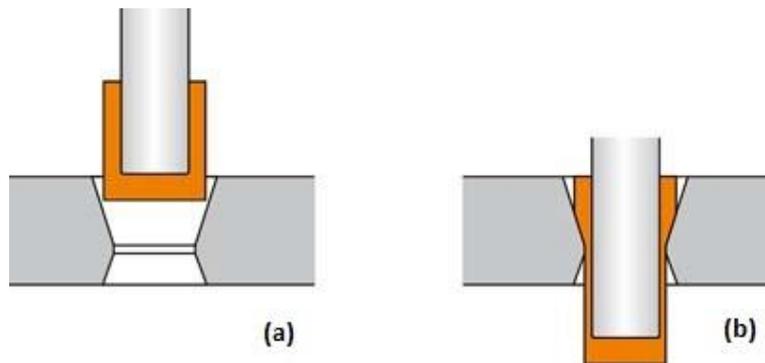


Figura 2.10. Ilustração esquemática do resultado da fase de estampagem completa **(a)** e representação da fase de estiramento **(b)** (Fonte:www.schulergroup.com).

O estiramento é uma das etapas da estampagem de chapas finas mais complexas, se não mesmo, a mais complexa. Nesta fase do processo de estampagem a chapa do componente é sujeita apenas ao esforço de tração, e, em consequência disto verifica-se uma variação de espessura, mais propriamente localizada na parede da taça cilíndrica. Tal como se mostra na Figura 2.10, a variação da seção transversal do componente é ditada pela folga existente entre a matriz de estiramento e o punção. Um requisito para que um material apresente um bom comportamento quando sujeito a estiramento é que deve distribuir as deformações de forma homogénea, o que faz com que a estrição tarde a se iniciar, ou seja atrasa ao máximo o fator que conduz o material à rotura. Apesar de toda a complexidade associada a esta etapa, a vantagem que se retira da sua realização é uma distribuição mais uniforme da espessura ao longo da parede do componente. Para além disso, o estiramento permite ainda diminuir a formação de orelhas de estampagem em componentes produzidos a partir de material com forte anisotropia no plano da chapa. Dado que a espessura do componente na região mais baixa, próxima da orelha de estampagem (conhecida como vale), é superior à espessura do componente na região da orelha, a altura do componente na região dos vales é aumentada aquando do estiramento. Posto isto, esta fase não permite remover a formação de orelhas por completo, mas permite atenuar (Ulitz, 2008).

O material utilizado no caso de estudo, o alumínio AA 5042, apresenta forte anisotropia no plano. Assim, a distribuição da deformação não é homogénea mesmo após o estiramento, como se pode ver na Figura 2.11, apesar da altura do componente ser uniforme. Nota-se claramente uma maior concentração da deformação plástica equivalente na região que se encontra a aproximadamente 45° com a DL.

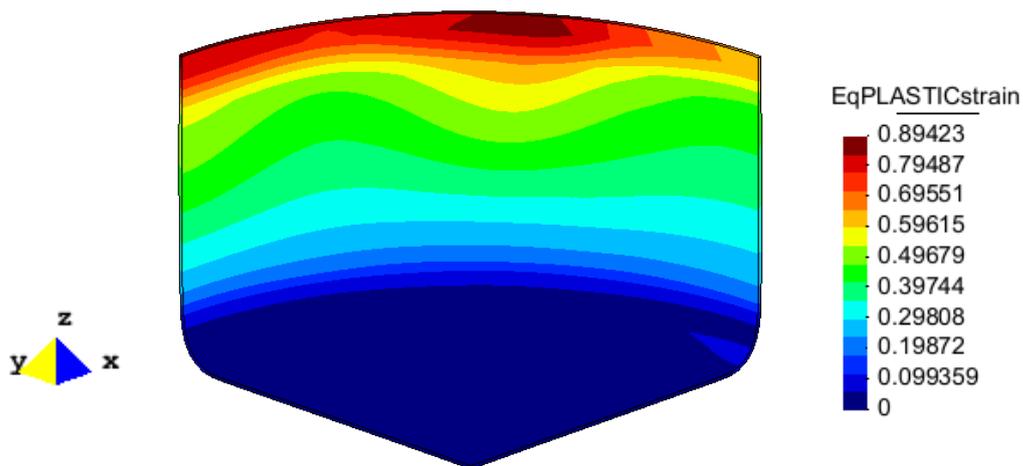


Figura 2.11. Distribuição da deformação plástica equivalente no componente estirado (solução ótima obtida na iteração 16, para uma altura objetivo de 16 mm, com o Hill'48).

Uma vez que objetivo do presente trabalho é o de obter um componente no qual não existam orelhas, optou-se por testar o desempenho do algoritmo previamente validado para a fase de estampagem, num componente que envolva também a realização de uma fase de estiramento. Na sequência dos resultados obtidos na análise da estampagem completa, as simulações foram realizadas utilizando a estratégia de otimização Logarítmica (Estratégia 2), mantendo a pressão inicial de aperto do cerra-chapas constante.

2.4.1. Influência da altura do objetivo

Tal como para a análise da estampagem completa, foram definidas duas alturas como objetivo final, 16 e 19 mm. Também neste caso a altura de 16 mm corresponde a uma taça com uma altura inferior à obtida para o esboço circular, enquanto para 19 mm a taça pretendida é maior do que a altura média final, tal como se mostra na Figura 2.12.

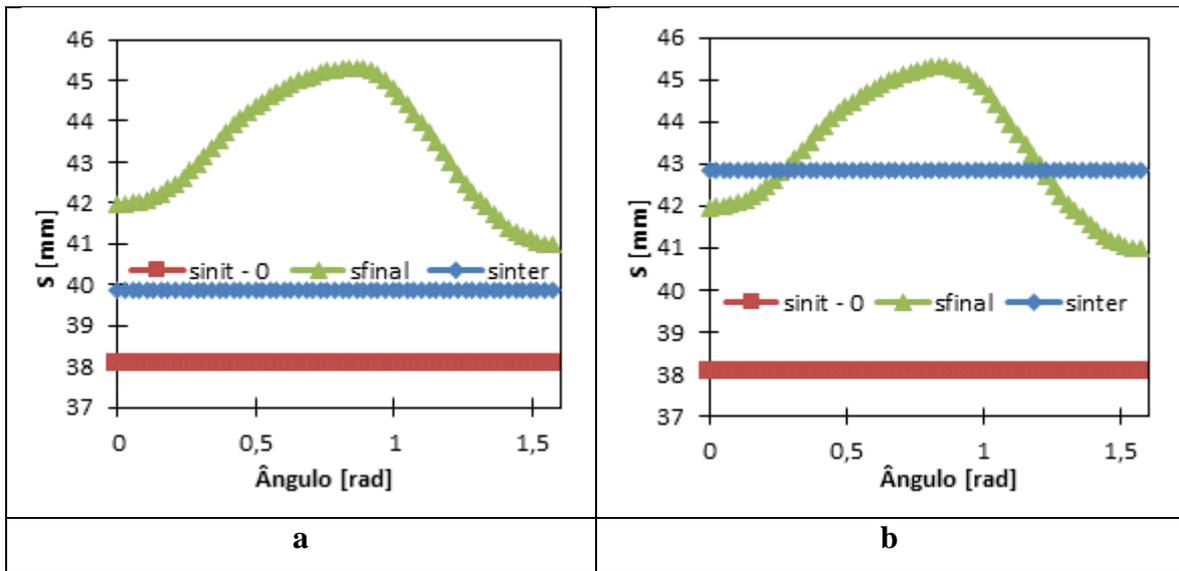


Figura 2.12. Representação das evoluções de S_{inter} , S_{init} e S_{final} para cada uma das alturas utilizadas (**a** corresponde a $h=16$ e **b** corresponde a $h=19$), quando ocorre estampagem e estiramento.

Na Figura 2.13 apresentam-se os resultados obtidos para a evolução do erro TSE, para as simulações realizadas com o critério de Hill'48, para ambas as alturas. Neste caso, a evolução do TSE apresenta comportamentos completamente distintos para as diferentes alturas objetivo da taça cilíndrica. Enquanto para a altura de 16 mm o processo de otimização converge lentamente para a solução ótima, para a altura de 19 mm o processo diverge. O facto de o erro TSE estar a variar sucessivamente entre valores positivos e valores negativos, sugere, numa primeira abordagem que o algoritmo de otimização está a funcionar corretamente. No entanto, a análise do erro GSE, apresentada na Figura 2.13 confirma o comportamento claramente divergente para a altura de 19 mm.

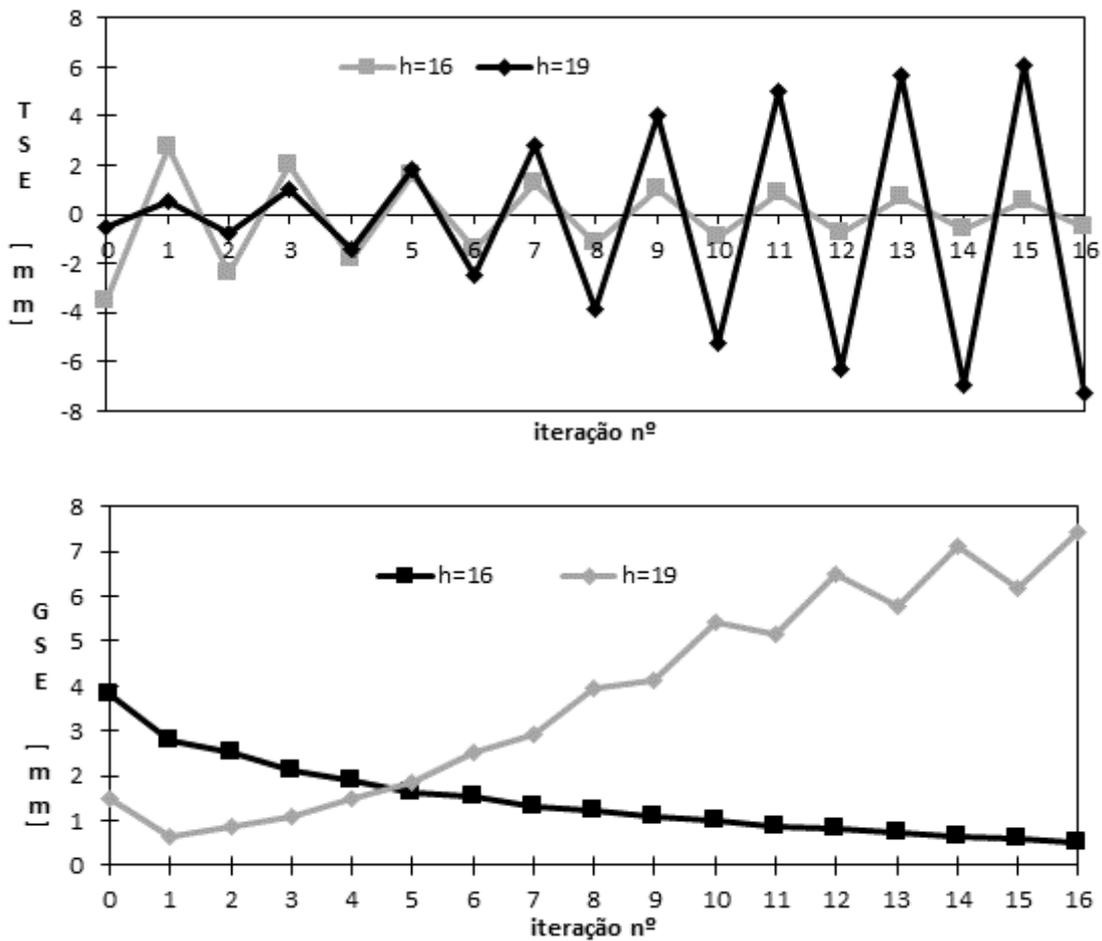


Figura 2.13. Comparação das evoluções dos erros TSE e GSE na fase de estiramento para as diferentes alturas do objetivo.

O processo de otimização foi realizado com base no esboço circular. Uma alternativa seria partir da solução otimizada para a fase de estampagem, uma vez que esta permite garantir uma altura mais uniforme antes da fase de estiramento. Uma análise dos resultados obtidos ao longo do processo de otimização mostra que o esboço ótimo para a fase de estampagem é muito idêntico à solução da iteração 10 para a altura de 16 mm, e à solução da iteração 4 para a altura de 19 mm. Assim, conclui-se que esta opção apenas permitiria reduzir o número de iterações para a altura de 16 mm, sendo que o processo seria divergente para a altura de 19 mm.

Tal como referido na secção 1.1, a estratégia Logarítmica de correção baseia-se no princípio de que a deformação é constante ao longo de cada direção radial. No entanto, uma vez que a operação de estiramento impõe uma forte variação local da deformação, tal contradiz esta assunção, o que resulta na convergência lenta, ou mesmo divergência do processo iterativo (ver Figura 2.11). Os resultados indiciam que o comportamento do

algoritmo é ditado pela deformação plástica induzida pela fase de estiramento da aba. Na Figura 2.14 apresenta-se a distribuição da deformação plástica equivalente após o processo de estampagem e de estampagem com estiramento, para ambas as alturas. Para a altura de 16 mm como a percentagem de deformação introduzida nesta fase é menor, o algoritmo parece convergir lentamente, uma vez que uma pequena alteração do esboço induz pequenas alterações na percentagem de deformação. Para uma altura de 19 mm, como uma pequena alteração do esboço induz grandes diferenças na percentagem de deformação durante o estiramento, a solução diverge.

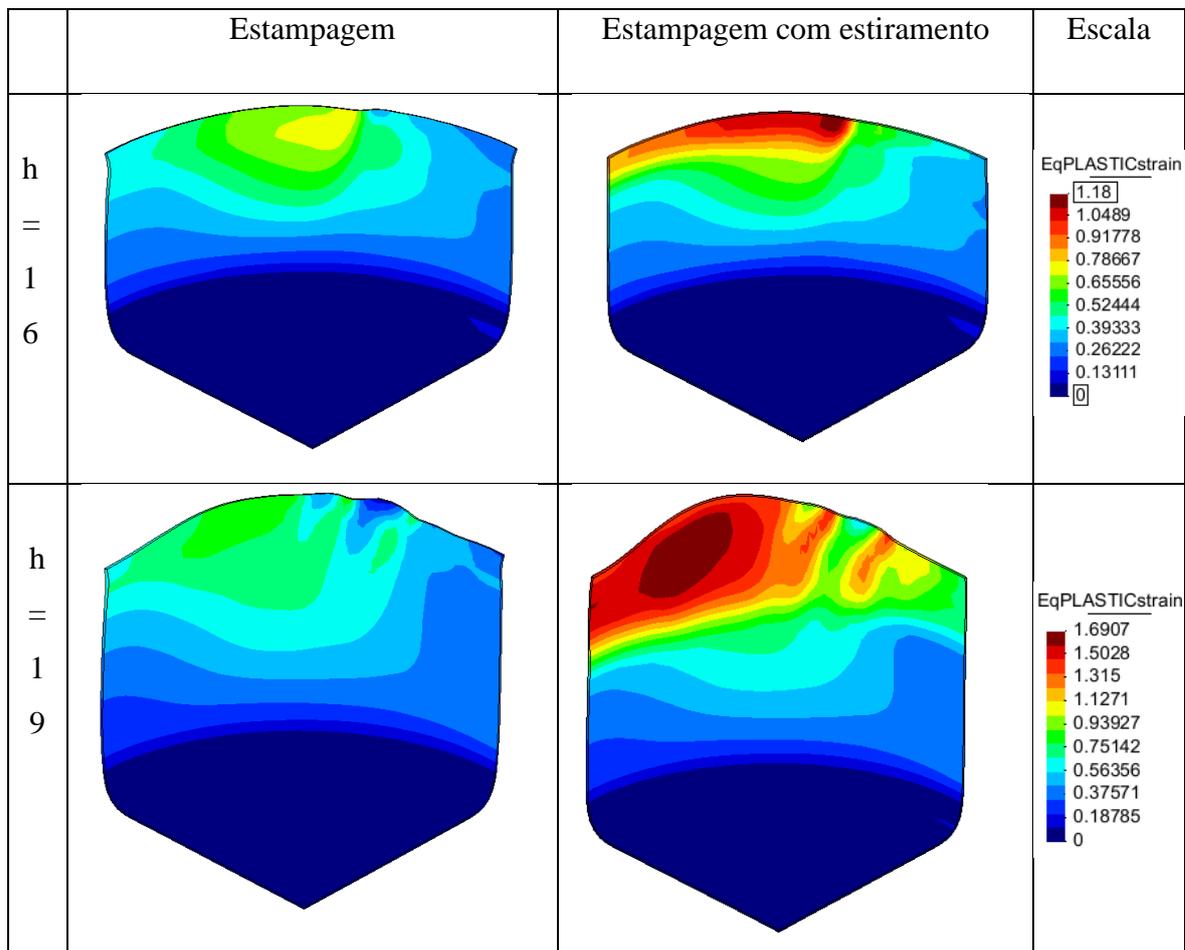


Figura 2.14. Deformação plástica equivalente obtida para cada uma das alturas na última iteração (iteração 16) da otimização da estampagem e estampagem com estiramento.

2.4.2. Influência do critério de plasticidade

De modo a tentar compreender melhor o comportamento do algoritmo de otimização quando é incluída a fase de estiramento, procedeu-se à realização deste

procedimento com o critério de C&B(01), para uma altura final de 16 mm. Tal como para o critério de Hill'48 foram realizadas 17 simulações, sendo os resultados obtidos para a evolução do erro TSE apresentados na Figura 2.15. Da observação desta figura pode concluir-se que, no global, a evolução do erro TSE, obtido com cada um dos critérios, é idêntica. Contudo, o TSE associado ao critério de Hill'48 apresenta uma menor amplitude de oscilação até cerca da iteração 11.

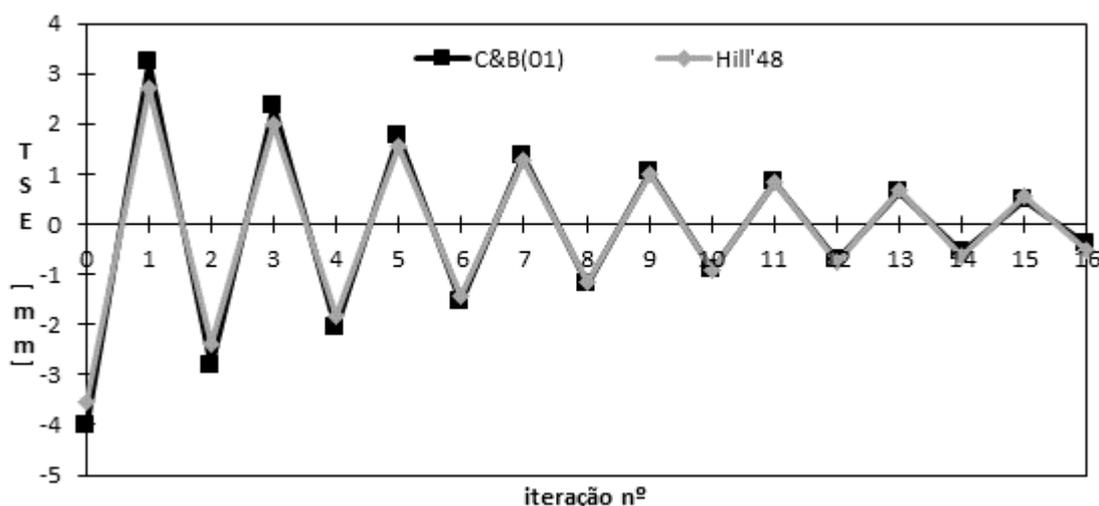


Figura 2.15. Evoluções dos erros TSE obtidos aquando da otimização da estampagem com estiramento em que foram empregues ambos os critérios de plasticidade referidos.

Na Figura 2.16 apresenta-se a geometria do componente final prevista com o esboço circular, com ambos os critérios. Observa-se que o critério C&B(01) conduz a uma altura final do componente mais uniforme. Este facto deve-se ao critério referido anteriormente que permite descrever um comportamento mais isotrópico das tensões limite de elasticidade no plano (ver Figura 1.9). Na mesma figura, apresenta-se a comparação das geometrias finais obtidas com os dois critérios de plasticidade, com o objetivo. Observa-se que, ao contrário do que acontece para o componente estampado, para o componente estirado é possível obter uma solução mais próxima do objetivo com o critério de C&B(01), quando se opta por comparar as soluções para o mesmo número de iterações. Consequentemente, quando é utilizado o critério C&B(01) os erros TSE e GSE para a solução são menores do que os com o critério de Hill'48. Apesar de após a realização de 17 simulações ainda haver um desfasamento entre a forma pretendida para o componente e a forma obtida, esse desfasamento é para ambos os casos inferior a 1 mm.

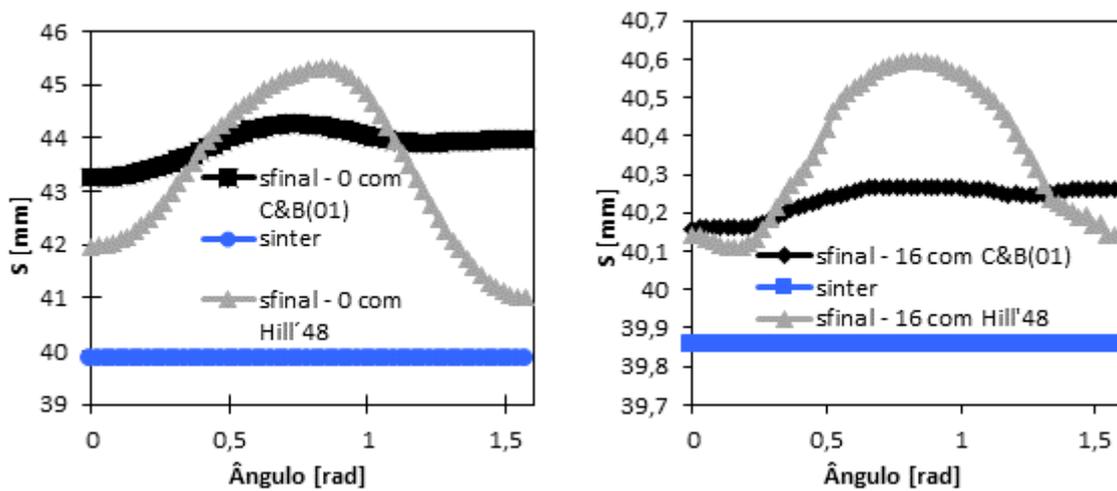


Figura 2.16. Comparação das coordenadas S_{final} referentes às iterações 0 (à esquerda) e 16 (à direita) resultantes de otimizações com diferentes critérios de plasticidade.

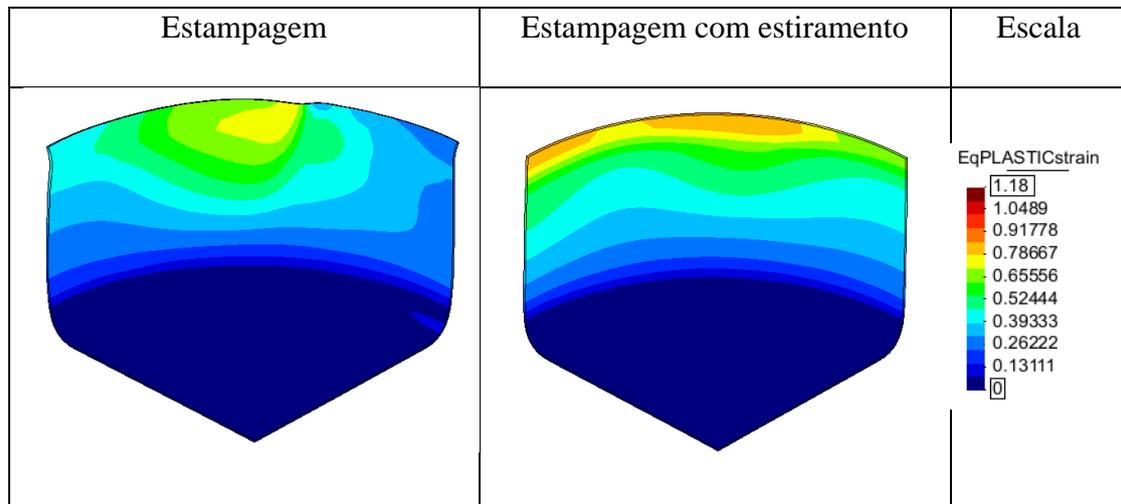


Figura 2.17. Distribuição da deformação plástica equivalente num componente estampado e estirado cuja altura do objetivo é 16 e cujo critério de plasticidade empregue na simulação foi o de C&B(01).

Na Figura 2.17 apresenta-se a distribuição da deformação plástica equivalente após o processo de estampagem e de estiramento, obtido para a simulação realizada com o critério de C&B(01). Mais uma vez, os resultados indiciam que o comportamento do algoritmo é ditado pela deformação plástica induzida pela fase de estiramento da aba.

2.4.3. Proposta de melhoria

Na sequência das dificuldades de convergência observadas para o algoritmo de otimização do esboço baseado na estratégia Logarítmica, para componentes estirados, nesta secção apresenta-se uma estratégia alternativa para melhorar o seu desempenho. De modo a

facilitar a análise, considera-se que o material apresenta um comportamento isotrópico, ou seja, as suas propriedades são iguais em todas as direções.

Com base na análise realizada nas secções anteriores, observa-se que o algoritmo baseado na estratégia Logarítmica é convergente apenas para componentes estampados, pois a correção do esboço é realizada admitindo que a deformação radial é constante. Tal hipótese não é verdadeira quando se inclui a fase de estiramento. Uma forma de contornar o problema passa por ter em consideração o carácter aditivo da deformação logarítmica, que pode ser expresso por:

$$\varepsilon_{k-1}^{drawing} + \varepsilon_{k-1}^{ironing} = \varepsilon_k^{drawing} + \varepsilon_k^{ironing} \quad (2.7)$$

sendo $\varepsilon^{drawing}$ a deformação radial logarítmica após a fase de estampagem e $\varepsilon^{ironing}$ a deformação logarítmica correspondente à fase de estiramento. O índice k refere-se à iteração corrente, uma vez que neste caso não é possível prever a deformação logarítmica induzida pela fase de estiramento. Assim, mesmo admitindo, com base nos resultados apresentados na secção anterior, que a deformação na fase de estampagem é relativamente constante, para proceder à correção da geometria inicial do esboço é necessário conhecer a deformação logarítmica que será induzida pela fase de estiramento. Para determinar a quantidade de deformação imposta pelo estiramento na iteração corrente é necessário realizar a simulação. De facto, mesmo no caso da estampagem completa, o algoritmo baseado na hipótese de deformação constante apresenta em geral um comportamento oscilatório, em torno da solução ótima.

A alternativa que permitirá ultrapassar as dificuldades encontradas passa por realizar um ciclo de correção em função dos valores já calculados. Assim, realiza-se uma primeira simulação com um esboço circular (iteração 0). A primeira correção é calculada com base nos resultados obtidos com a estratégia Logarítmica e realiza-se a respetiva simulação (1 iteração). Com base no resultado obtido para estas duas simulações é possível estabelecer uma regressão linear (ver Figura 2.18), de modo a estimar a dimensão para o esboço a utilizar na iteração subsequente com base em:

$$L_M = (L_T - L_{F0}) \left[\frac{L_{I1} - L_{I0}}{L_{F1} - L_{F0}} \right] + L_{I0}, \quad (2.8)$$

Nesta secção opta-se por considerar a nomenclatura proposta por Dick et al. (2005), de modo a facilitar a analogia com a estratégia Logarítmica. A vantagem do recurso a uma regressão,

e que neste caso é linear, é que, uma vez definido o comprimento radial objetivo L_T pode calcular-se o L_M , de modo a determinar a dimensão radial que o esboço tem de ter para obter um componente sem orelhas.

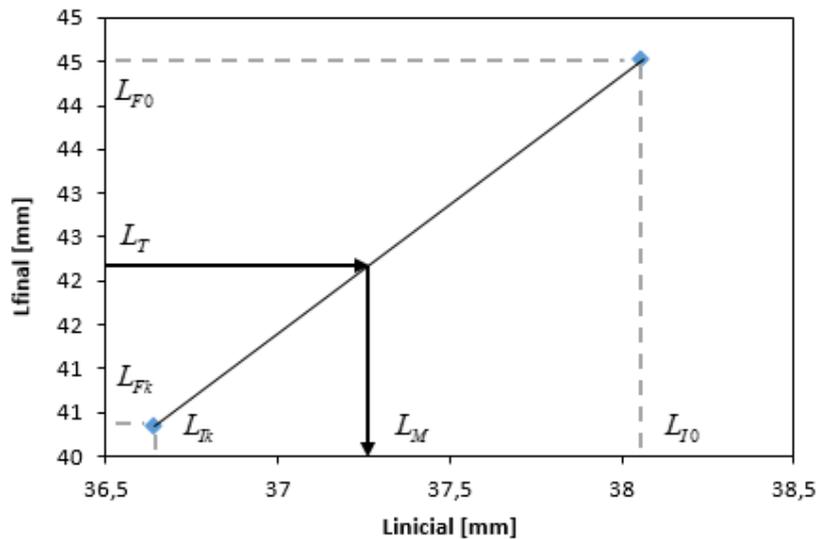


Figura 2.18. Representação esquemática da regressão linear proposta para estabelecer o procedimento de otimização no caso de estampagem com estiramento.

Numa situação de comportamento isotrópico do material, apenas é necessário conhecer as coordenadas iniciais e finais de um nó da aba do componente estampado e estirado, ambos referentes a esboços iniciais circulares. Na Figura 2.19 apresenta-se um exemplo realizado considerando uma altura final objetivo de 19 mm. Apesar de a iteração 1 apresentar um comportamento oscilatório em relação à iteração 0, observa-se que neste caso o algoritmo converge rapidamente para o objetivo pretendido. De salientar que a aplicação da estratégia Logarítmica na determinação da iteração 2, conduz a um esboço inicial que resulta na estricção do componente cilíndrico, no raio de curvatura do punção. No entanto, é expectável que o algoritmo convirja mais facilmente para um material isotrópico, uma vez que o escoamento do material é idêntico para todas as direções radiais.

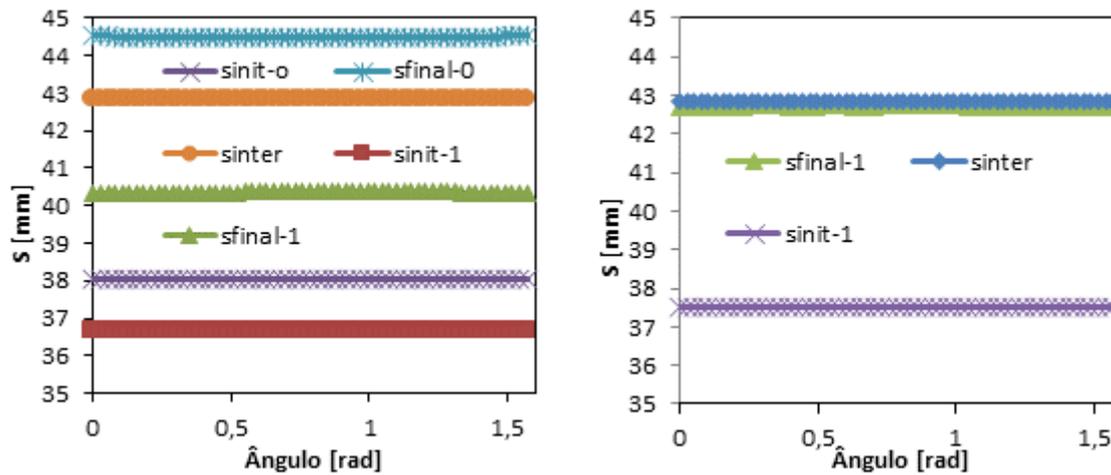


Figura 2.19. Evoluções de S_{inter} , S_{init} e S_{final} considerando que o material se comporta de forma isotrópica (à esquerda, onde se aproveita para mostrar o comportamento oscilatório entre duas iterações consecutivas) e isotrópica (à direita).

Na prática a estratégia defendida pela regressão linear exemplificada corresponde a recorrer a uma superfície de resposta. Esta estratégia de otimização baseia-se em estabelecer uma superfície que melhor ajuste os resultados numéricos, de modo a permitir identificar a solução ótima com recurso a um algoritmo que permita minimizar a distância ao objetivo. Neste contexto, esta estratégia pode também ser utilizada para a fase de estampagem do componente. A título de exemplo apresenta-se na Figura 2.20 a comparação da geometria do esboço determinada por regressão linear com a obtida com a estratégia Logarítmica para a iteração 2 e para a solução ótima. Observa-se que a adoção da estratégia de regressão é sensível ao comportamento anisotrópico do material.

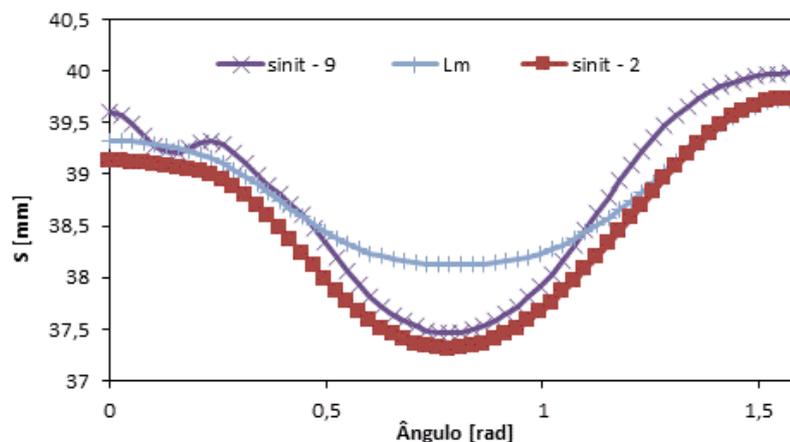


Figura 2.20. Comparação das geometrias dos esboços obtidas com a alternativa proposta, que recorre à regressão linear (Lm), a geometria ótima encontrada com a estratégia Logarítmica na iteração 2 e na última iteração efetuada ($s_{\text{init-2}}$ e $s_{\text{init-9}}$ respetivamente).

Por limitações de tempo na realização deste trabalho esta estratégia não foi implementada no DD3IMP. A sua implementação tem de ser analisada de forma cuidada, uma vez que a adoção de uma regressão linear implica apenas a utilização de dois resultados, ao passo que outros tipos de regressões implicam a utilização de mais dados. No entanto, importa referir que a estratégia pode ser adotada para materiais ortotrópicos, uma vez que é baseada também na variação de coordenada geodésica.

3. CONCLUSÕES

O recurso à simulação numérica com o MEF permite durante a fase de projeto de um dado componente obter informações importantes num curto intervalo de tempo, o que de facto é vantajoso pois nos dias de hoje tempo é um fator extremamente importante.

Com a realização da presente dissertação pretendeu-se avaliar a eficácia de algoritmos de otimização do esboço, para componentes cilíndricos. Subentende-se que o esboço cuja geometria é considerada ótima é aquele que conduz à obtenção de um componente estampado com um nível de defeitos tão baixo quanto possível ou até mesmo isento de defeitos. Os fenómenos associados ao aparecimento de defeitos no processo de estampagem são:

- formação de orelhas;
- enrugamento;
- estrição;
- distribuição de espessura não uniforme ao longo da parede do componente.

Na realização deste trabalho efetuaram-se vários estudos por forma a perceber quais os parâmetros influenciam a convergência para a solução ótima das estratégias selecionadas. Com base na revisão bibliográfica foram selecionadas duas estratégias, uma baseada no deslocamento da periferia do esboço e outra na deformação constante da periferia do esboço (Logarítmica). O material considerado na realização deste trabalho é a liga AA 5042, uma vez que apresenta um comportamento muito anisotrópico. A análise preliminar permitiu concluir que a segunda estratégia conduz a um aumento da velocidade de convergência, no caso de componentes estampados. Para esta estratégia foram realizados estudos para análise da influência da altura pretendida para a taça cilíndrica, da variação da força de aperto do cerra-chapas, e ainda, do critério de plasticidade considerado na análise. Os estudos permitiram concluir que para componentes estampados:

- o algoritmo é sensível à solução inicial, ou seja, ao raio do esboço circular. A escolha desta solução não é trivial uma vez que não pode ser realizada com base na análise dos erros GSE e TSE. O algoritmo

apresenta convergência mais lenta sempre que o processo de otimização se afasta da hipótese de deformação constante para a periferia do esboço.

- manter a pressão inicial de aperto do cerra-chapas constante ao longo das iterações, não produz um efeito notável nos resultados, mas permite reduzir o erro GSE. Ou seja, é mais correto manter a pressão constante pois garante que as condições de escoamento da chapa são mais semelhantes entre iterações;
- a utilização do critério de Cazacu e Barlat (2001) pode conduzir a uma convergência mais lenta do que a obtida com o critério de Hill'48, uma vez que permite descrever o comportamento do material de forma mais flexível, o que contribui para aumentar a variação das diferentes seções radiais, definidas em relação a DL.

A estratégia Logarítmica foi também testada na otimização da geometria do esboço, considerando as várias fases que intervêm no processo, mais propriamente a estampagem completa e o estiramento. Conclui-se que, a inclusão da fase de estiramento introduz dificuldades adicionais, que resultam numa convergência lenta ou mesmo divergência do algoritmo de otimização. De facto, o carácter fortemente não linear da estampagem é acentuado com a fase de estiramento, o que torna mais difícil a verificação da hipótese de deformação constante na periferia do esboço. Este efeito pode ser mais acentuado pela anisotropia, que contribui para a concentração da deformação plástica equivalente em determinadas direções. Neste contexto, foi proposta uma estratégia alternativa para o algoritmo de otimização, que deve ser estudado de forma mais cuidada em trabalhos futuros.

Em relação à implementação adotada para o algoritmo de otimização proposto, para ambas as estratégias, observou-se que é necessário garantir que a discretização do esboço seja realizada com um alinhamento dos nós segundo direções bem definidas em relação a DL, para garantir uma correta avaliação da coordenada geodésica. Tal envolve a definição de uma zona de transição entre a malha estruturada e não estruturada, que deve ser bem definida de modo a garantir o correto funcionamento do algoritmo proposto.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Barros, P.D., Simões, V.M., Neto, D.M., Oliveira, M.C., Alves, J.L., Menezes, L.F., “On the Influence of the Yield Parameters Identification Procedure in Cylindrical Cups Earing Prediction”, Numisheet 2014, AIP Conference Proceedings (1567) pp. 512-515
- Dick, R.E., Yoon, J.W. e Barlat, F. (2005), “Convolute Cut-Edge Design for an Earless Cup in Cup Drawing”, AIP Conference Proceedings (788) pp. 713-718.
- Dick, R.E., Yoon, J.W., Huh, H.S., Bae, G. (2011), “BM1 – Earing Evolution During Drawing and Ironing processes”, AIP Conference Proceedings (1383), pp. 171-226.
- Fernandes, J. V (2007) Apontamentos da cadeira de Elasticidade e Plasticidade.
- Grilo, T. J. (2011), “Estudo de modelos constitutivos anisotrópicos para chapas metálicas”. Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica. Departamento de Engenharia Mecânica - Universidade Aveiro, Aveiro.
- Guo, Y. Q., Batoz, J. L., Naceur, H., Bouabdallah, S., Mercier, F., Barlet, O. (2000), “Recent developments on the analysis and optimum design of sheet metal forming parts using a simplified inverse approach”, Computers and Structures (78) pp. 133-148.
- Hosford, W. F. e Duncan, J. L. (2004) "The Aluminum Beverage Can." Scientific American, pp., 48-53
- Kishor, N., Kumar, R., (2002), “Optimization of initial blank shape to minimize earing in deep drawing using finite element method”, Journal of Materials Processing Technology (130-131) pp. 20-30.
- Kuwabara, T., Si, W. (1997), “PC-based blank design system for deep-drawing irregularly shaped prismatic shells with arbitrarily shaped flange”, Journal of Materials Processing Technology (63) pp.89-94
- Menezes, L.F. e Teodosiu, C., (2000), “Three-dimensional numerical simulation of the deep-drawing process using solid finite elements”, Journal of Materials Processing Technology, 97 (1-3) pp. 100-106.
- Mulder, J., Nový, J., Vegter, H. (2011), “Analytical and Numerical Simulation of Deep Drawing and Ironing”, AIP Conference Proceedings (1383) pp. 134-141
- Padmanabhan, R., Oliveira, M.C., Baptista, A.J., Alves, J.L., Menezes, e L.F. (2009a), “Blank design for deep drawn parts using parametric NURBS surfaces”, Journal of Materials Processing Technology, 609 pp. 2402-2411.
- Padmanabhan, R., Oliveira, M.C., Baptista, A.J., Alves, J.L., Menezes, e L.F. (2009b), “Numerical study on the influence of initial anisotropy on initial blank shape”, Finite Elements in Analysis and Design, 45 pp.71-80.

- Pegada, V., Chun, Y., Santhanam, S. (2002), “An algorithm for determining the optimal blank shape for the deep drawing of aluminium cups”, *Journal of Materials Processing Technology*, (125-126) pp. 743-750.
- Rocha, A. B., Duarte, J. F., “Tecnologia da Embutidura”, *Associação Portuguesa das Tecnologias de Conformação Plástica* (1993) pp. 3-1 a 3-17.
- Ulitz, P. (2008), “Deep Drawing – More Advanced Topics”, Acedido em 23 de Junho de 2014, no Web site da: *MetalForming Magazine Xtra*: <http://www.metalformingmagazine.com/magazine/article.asp?iid=39&aid=4935>
- Vafaeseefat, A. (2008), “Optimum blank shape design in sheet metal forming by projection method”, *International Journal of Material Forming* (1) pp. 189-192.
- Yoon, J.W., Dick, R.E., Barlat, F. (2011), “A new analytical theory for earing generated from anisotropic plasticity”, *International Journal of Plasticity* (27) pp. 1165-1184.

A. APÊNDICE

CONSTRUÇÃO DA MALHA DE ELEMENTOS FINITOS DO ESBOÇO

Recorrendo ao *software* GiD no modo de pré-processamento começa-se por definir um círculo, que serve de base para a construção da malha de um quarto do esboço circular. O esboço a utilizar representa-se através de uma malha de elementos finitos com duas regiões distintas de malha, uma mais grosseira não estruturada, que se situará debaixo da parte plana no fundo do punção, e outra região estruturada, correspondente à zona que irá sofrer maior deformação, cujo tamanho de elemento finito deve cumprir as regras para uma boa avaliação da distribuição da espessura. Este exemplo de construção da malha de elementos finitos de um esboço para estampagem encontra-se inserido como APÊNDICE neste trabalho pois é de extrema importância seguir à risca as indicações dadas uma vez que só assim se tem a garantia de que a malha seja gerada de forma conveniente ao bom funcionamento do algoritmo.

No caso que serve de exemplo, o raio do fundo do punção é cerca de 20 mm, mas uma vez que pode haver alguma deformação ainda dentro do limite do raio do fundo considera-se para a zona de malha não estruturada um raio de apenas 18mm. O raio do esboço é 38,062 mm e considera-se que este está centrado na origem dos eixos coordenados. Assim, como se mostra na Figura A.1 começa-se por definir o círculo, com base nas coordenadas do centro, na direção normal ao plano do círculo e ainda no raio. De seguida elimina-se a superfície que se encontra por predefinição no interior do círculo.

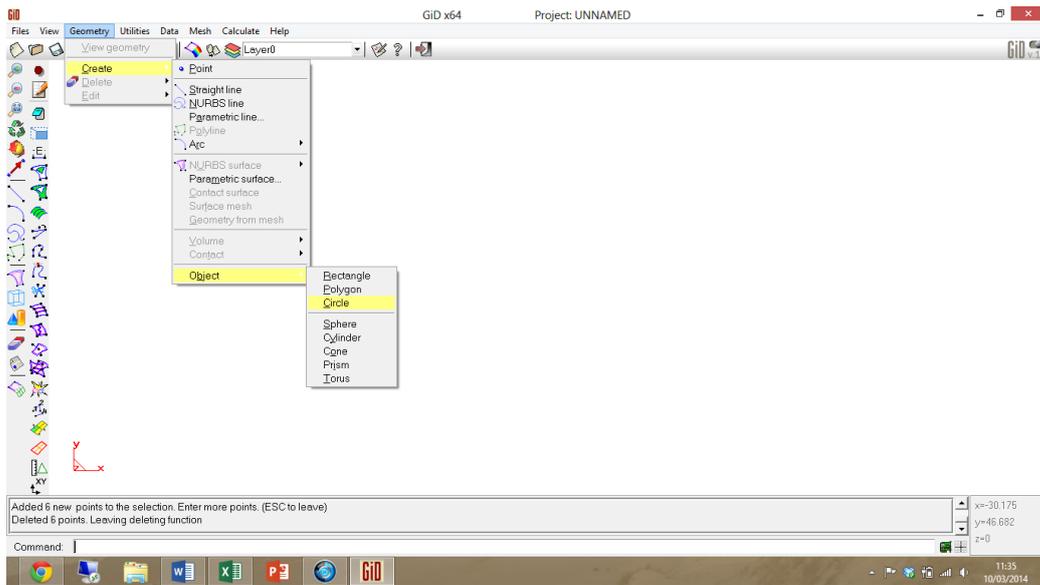


Figura A.1. Passos para a introdução de um círculo no GiD.

Agora, introduzem-se as coordenadas dos três pontos que definem as extremidades do quarto de círculo, de modo a definir os segmentos de reta que o intersectam, cortando de seguida a porção da linha circular que não faz parte do quarto de círculo. É necessário definir a intersecção entre as linhas como se mostra na Figura A.2. A próxima etapa é a da eliminação das linhas desnecessárias à definição do quarto de círculo, como se mostra na Figura A.3.

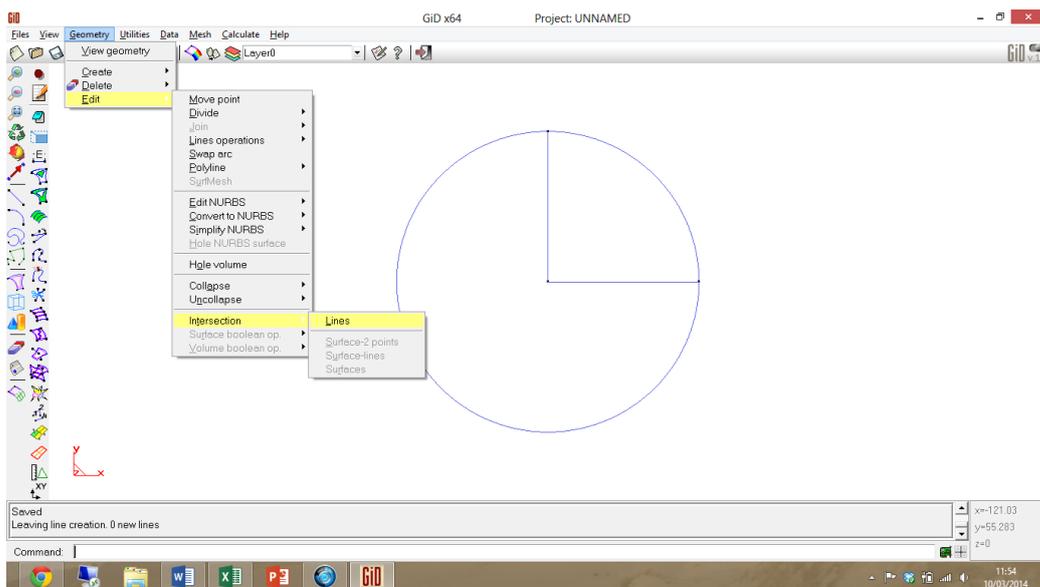


Figura A.2. Passos para definir a intersecção entre entidades, neste caso linhas.

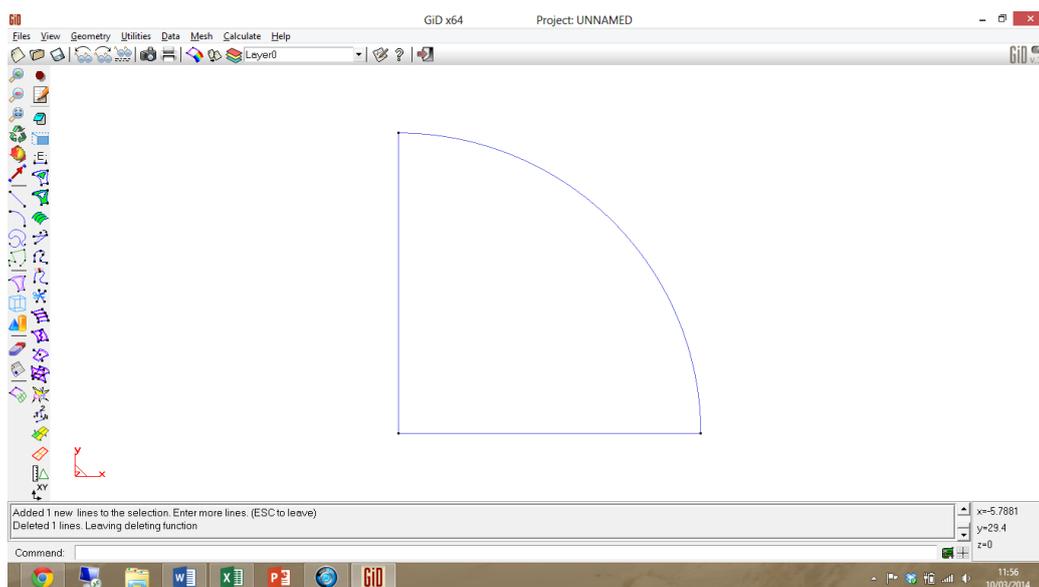


Figura A.3. Representação do quarto de círculo.

Neste momento encontram-se definidos os limites das duas regiões de malha como se pode ver na Figura A.4. É necessário definir novamente a intersecção das linhas.

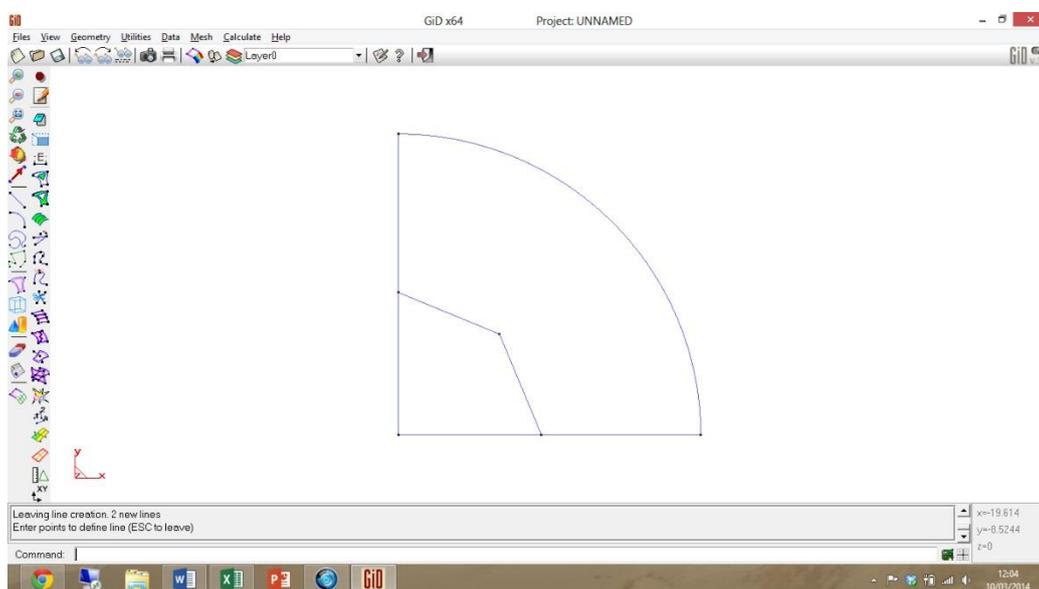


Figura A.4. Ilustração dos limites definidos para cada uma das regiões da malha de EF.

Para que os nós se encontrem distribuídos radialmente de maneira regular sobre linhas retas com origem no centro é necessário selecionar a aresta inferior e fazer uma extrusão. A este passo é chamado de criação da superfície e encontra-se detalhado na Figura A.5. Foi necessário selecionar o tipo de entidade a tratar, neste caso linhas, o tipo de transformação, que é rotação, o ângulo de rotação, 45° , definir a direção em torno da qual a

rotação se efetua, OZ, e o resultado da extrusão, como superfície. Este procedimento é repetido duas vezes, sendo que na primeira deve ser selecionada a parte exterior da linha horizontal e na segunda a parte exterior da linha, que se encontra a 45 graus com a horizontal. Como se pode ver na Figura A.6 este procedimento permite definir as superfícies correspondentes à região da malha estruturada.

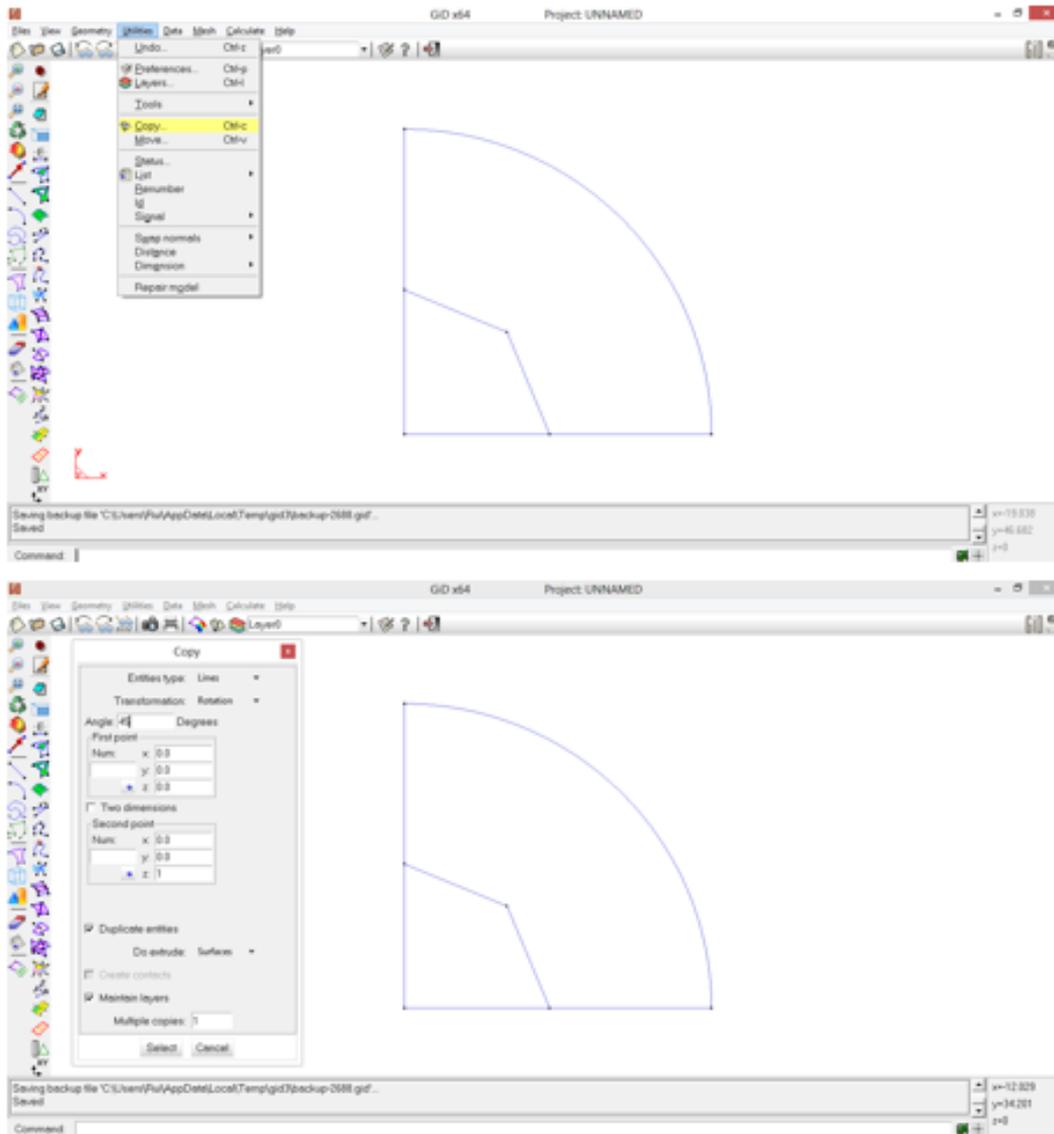


Figura A.5. Passos para a criação da superfície.

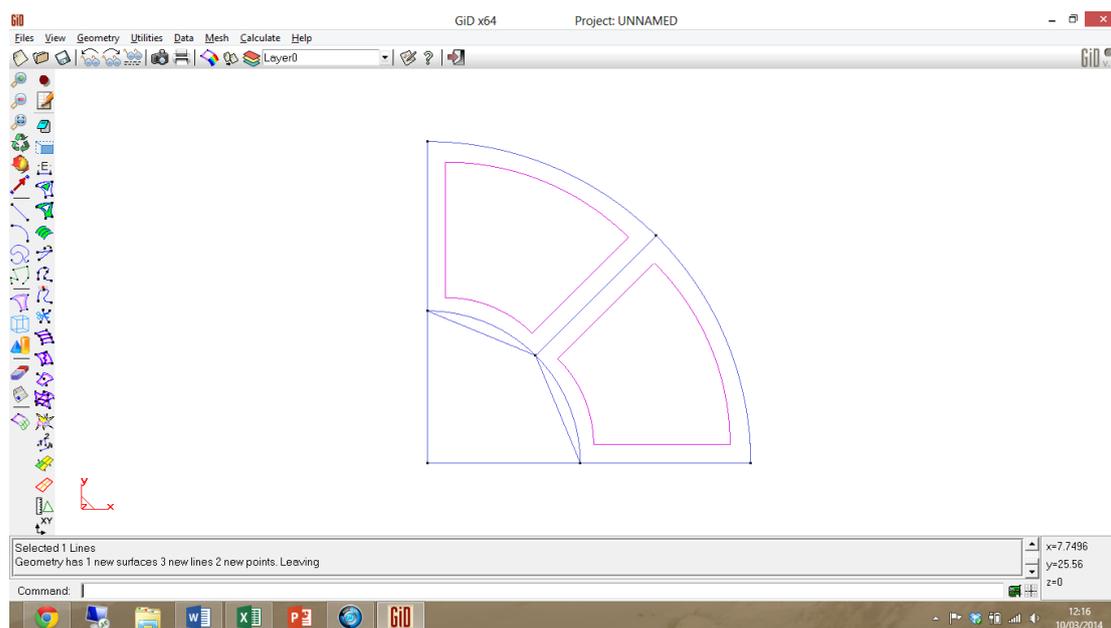


Figura A.6. Resultado da extrusão no GiD.

Para criar a superfície afeta à zona de malha não estruturada basta construir uma superfície com base nas linhas como se mostra na Figura A.7. O resultado desta operação são as superfícies definidas na Figura A.8.

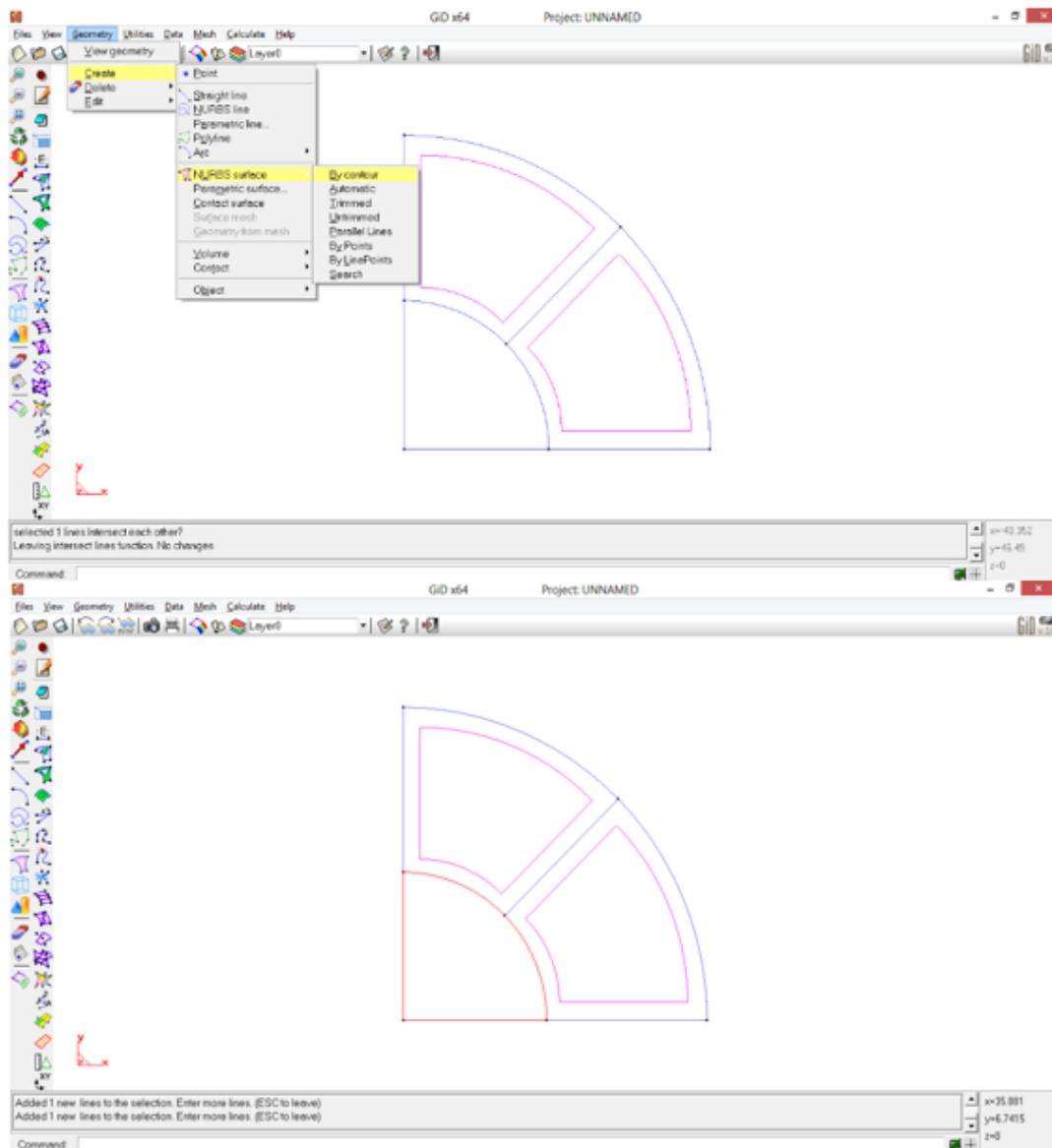


Figura A.7. Passos para a definição do tipo de superfícies.

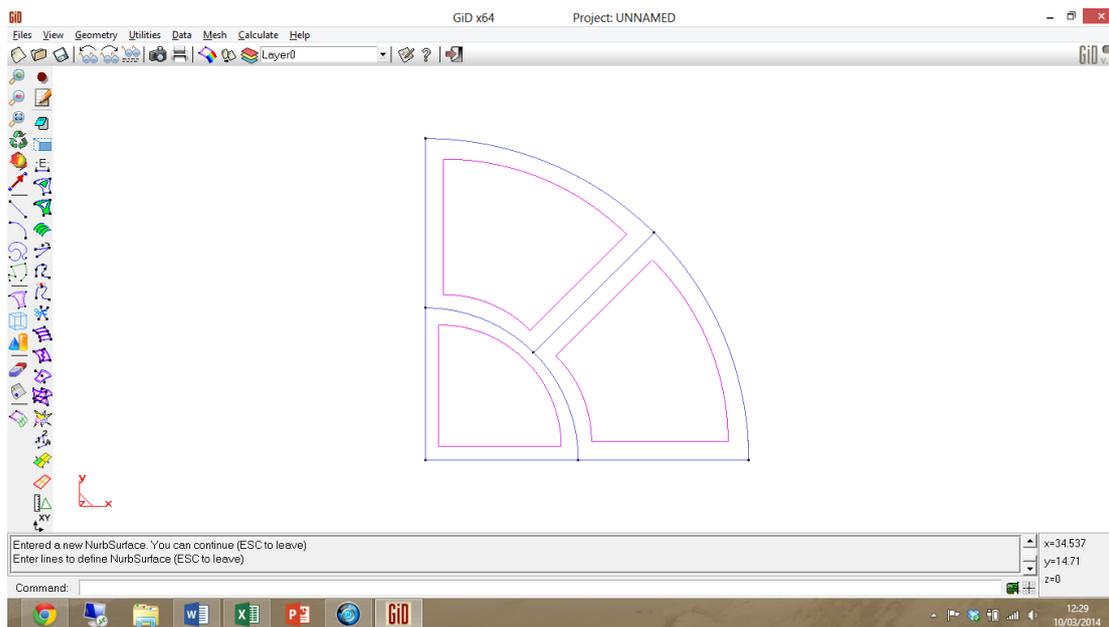


Figura A.8. Representação das superfícies correspondentes às duas regiões da malha.

De seguida constrói-se a malha correspondente à zona estruturada. O tamanho do elemento finito deve ser aproximadamente 10° do raio de curvatura da matriz (zona onde será imposta flexão à chapa), para que a força de estampagem, os deslocamentos e as deformações sejam corretamente previstos. Para que se possa prever corretamente o retorno elástico o tamanho do elemento finito no plano deve ser de aproximadamente 5° do raio de curvatura da matriz.

Para o exemplo utilizado, uma vez que o raio de curvatura da matriz (segundo Dick e Yoon (2011)) é $r_d = 1.905$ mm e como não é importante prever o retorno elástico o tamanho do elemento finito deverá ser:

$$L_{E.F.} = \frac{\pi}{18} \times r_d = \frac{\pi}{18} \times 1.905 = 0.332 \text{ mm} \quad (\text{A.1})$$

Desta forma, sabendo o comprimento da linha calcula-se o número de divisões que esta deve conter para que o tamanho de elemento finito seja o desejado:

$$\text{comp.dalinha} = 38.062 - 18 = 20.062 \text{ mm} \quad (\text{A.2})$$

então:

$$n^\circ \text{ divisões} = \frac{20.062}{0.332} = 60 \quad (\text{A.3})$$

Deste modo o número de divisões foi definido como sendo igual a 60, através das opções que se encontram assinaladas na figura Figura A.9.

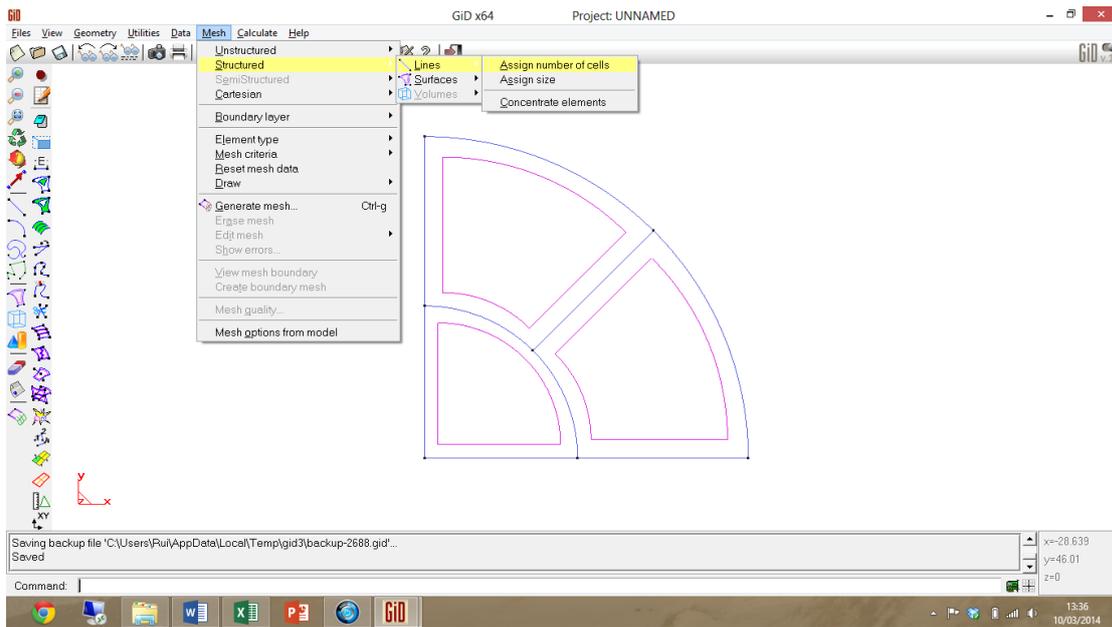


Figura A.9. Definição do número de divisões na zona estruturada da malha.

Para a região não estruturada da malha, seguem-se os passos detalhados na Figura A.10. O tamanho de elemento finito nesta zona foi considerado igual a 1, e, o tipo de elemento finito a considerar é do tipo quadrilátero. Na Figura A.11 encontra-se o 2D da malha que foi criada com as 60 divisões na região estruturada da malha.

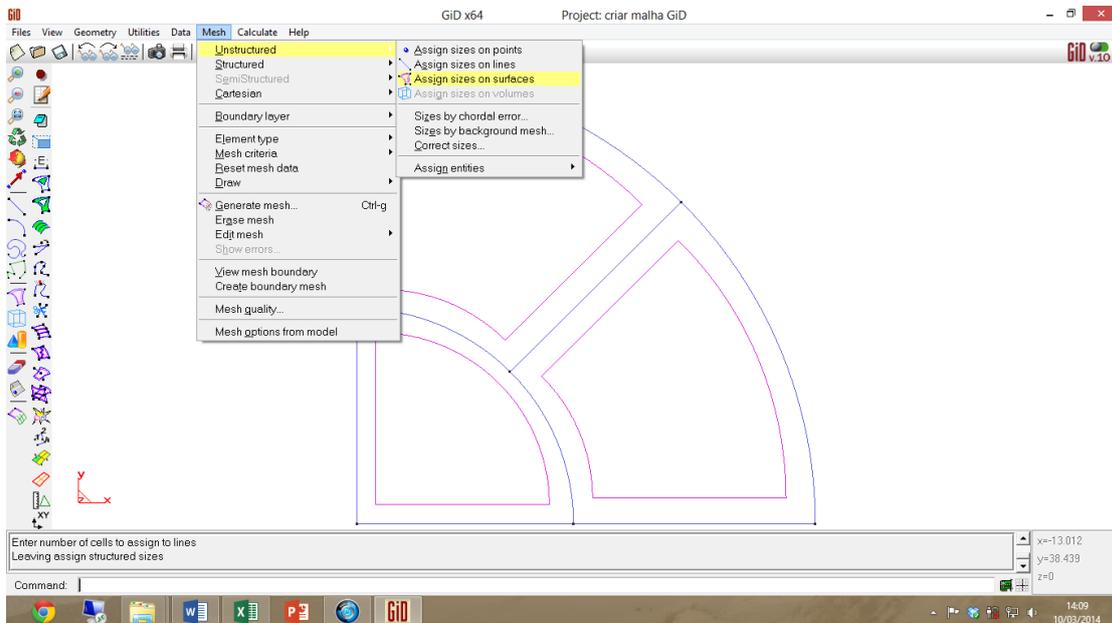


Figura A.10. Definição do número de divisões na zona não estruturada da malha.

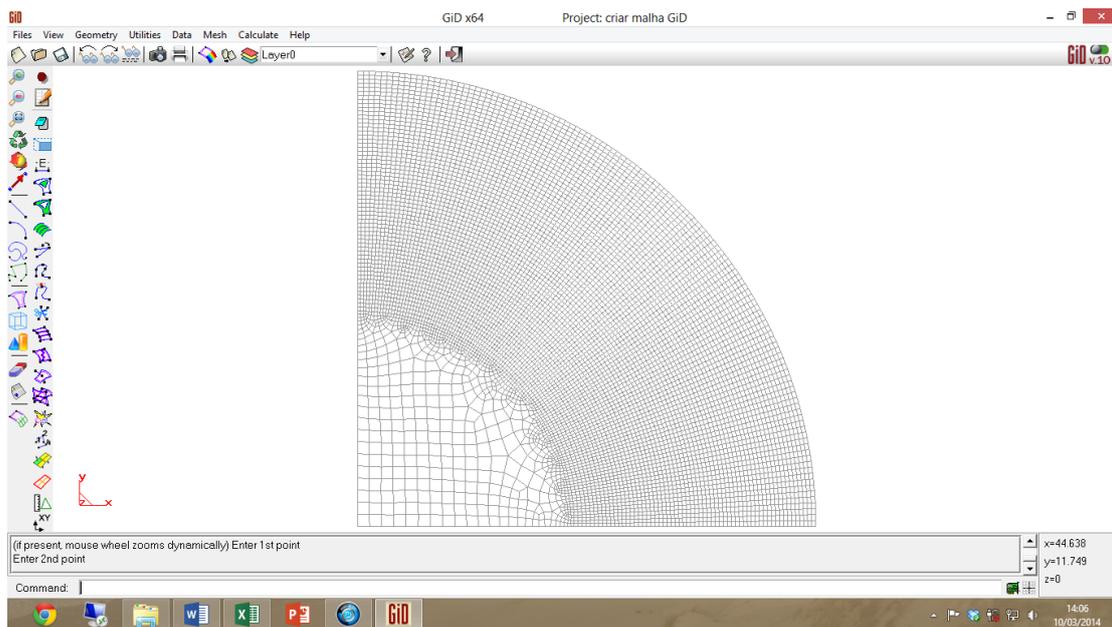


Figura A.11. Ilustração da malha de elemento finitos (2D) criada para o esboço inicial.

A discretização tridimensional é obtida com base nesta malha bidimensional, com o auxílio do *software* Bi2tri.

Para isso é necessário seguir os passos:

- i. Exportar a malha (ver Figura A.12);
- ii. Criar uma nova diretoria para onde se irá exportar a malha 2D, e dar o nome pretendido ao ficheiro, por exemplo “malha_teste”.
- iii. De seguida copiar o executável do Bi2tri para a diretoria que contém a malha 2D e executar (ver Figura A.13);
- iv. Por fim, para sair e criar a malha basta carregar em 0 e fazer “enter”.

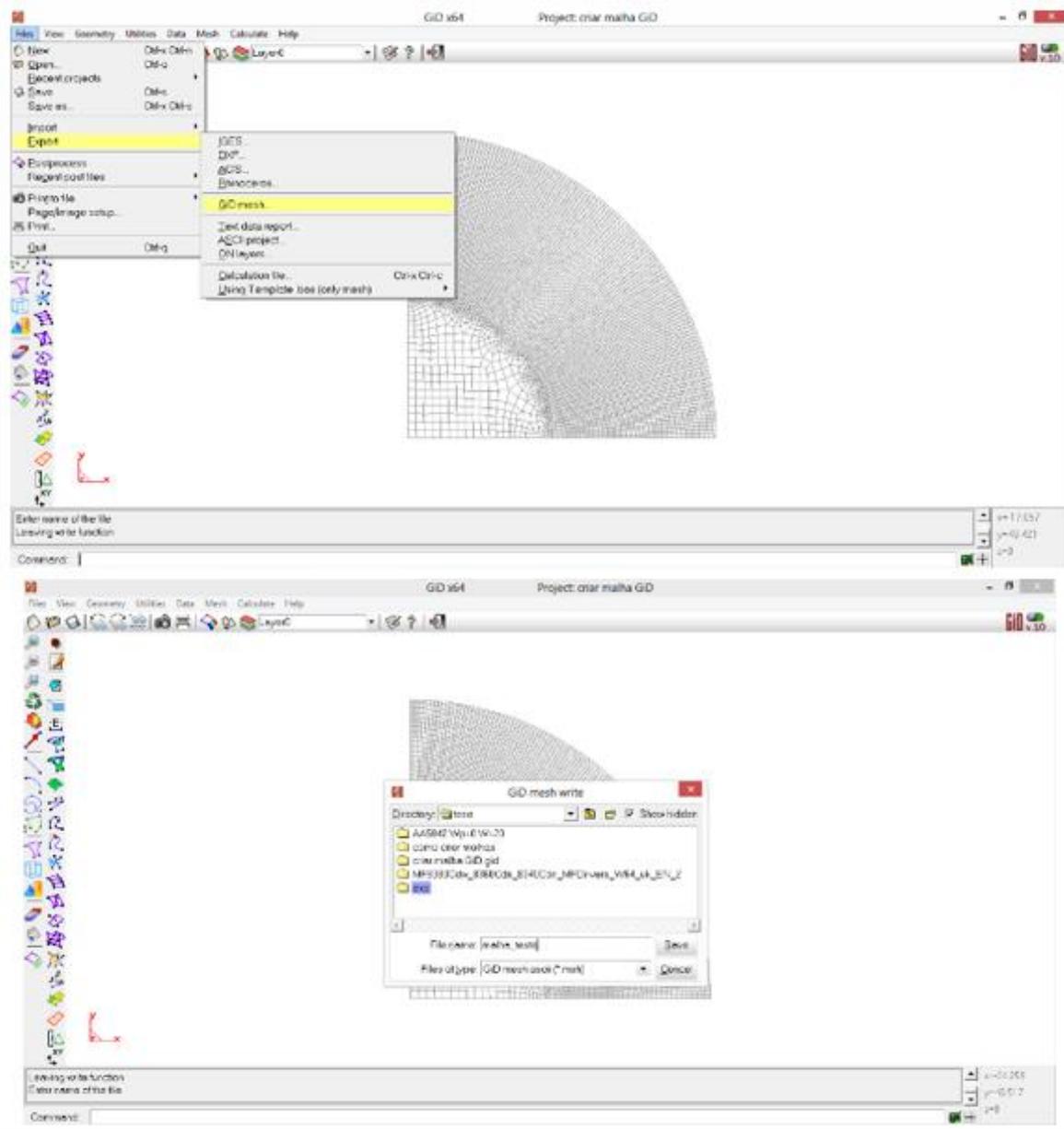
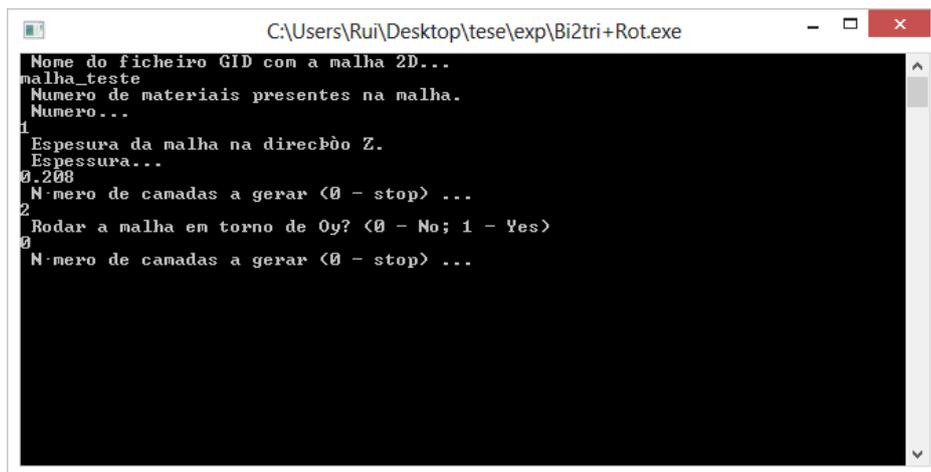


Figura A.12. Passos a executar para exportar a malha criada no GiD.



```
C:\Users\Rui\Desktop\tese\exp\Bi2tri+Rot.exe
Nome do ficheiro GiD com a malha 2D...
malha_teste
Numero de materiais presentes na malha.
Numero...
1
Espesura da malha na direcção Z.
Espesura...
0.208
Numero de camadas a gerar <0 - stop> ...
2
Rodar a malha em torno de Oy? <0 - No; 1 - Yes>
0
Numero de camadas a gerar <0 - stop> ...
```

Figura A.13. Passagem da malha construída com auxílio do GiD de 2D para 3D.

O ficheiro de bloco de notas criado com a nova malha possui um cabeçalho que é necessário apagar uma vez que este não faz parte do ficheiro de entrada “DD3_mesh.dat” do DD3IMP.

