



Universidade do Minho
Escola de Engenharia

Ana Sofia Ferreira de Andrade

Hole Expansion Test: Simulação Numérica e Previsão da Deformada e Início do Mecanismo de Falha em Chapas Metálicas de Alta Resistência



Universidade do Minho

Escola de Engenharia

Ana Sofia Ferreira de Andrade

Hole Expansion Test: Simulação Numérica e Previsão da Deformada e Início do Mecanismo de Falha em Chapas Metálicas de Alta Resistência

Dissertação de Mestrado

Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica

Manufatura Avançada

Trabalho efetuado sob a orientação do:

Professor Doutor José Luís Carvalho Martins Alves

DIREITOS DE AUTOR E CONDIÇÕES DE UTILIZAÇÃO DO TRABALHO POR TERCEIROS

Este é um trabalho académico que pode ser utilizado por terceiros desde que respeitadas as regras e boas práticas internacionalmente aceites, no que concerne aos direitos de autor e direitos conexos.

Assim, o presente trabalho pode ser utilizado nos termos previstos na licença abaixo indicada.

Caso o utilizador necessite de permissão para poder fazer um uso do trabalho em condições não previstas no licenciamento indicado, deverá contactar o autor, através do RepositóriUM da Universidade do Minho.

Licença concedida aos utilizadores deste trabalho



Atribuição-NãoComercial CC BY-NC

<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Doutor José Luis Alves,
uma das pessoas com maior boa vontade e sabedoria que tive o prazer de conhecer até hoje.
Obrigada por toda a disponibilidade, por todo conhecimento transmitido e orientação ao longo desta
dissertação.

Ao Manuel,
por toda a ajuda, paciência e motivação que tornou possível a concretização deste trabalho.

Ao Rui e ao Guilherme,
por estarem sempre comigo ao longo destes cinco anos. Obrigada pela vossa amizade,
entajuda e companheirismo.

Aos meus pais e irmã,
por todo o apoio, incentivo e ajuda. Obrigada por tudo.

DECLARAÇÃO DE INTEGRIDADE

Declaro ter atuado com integridade na elaboração do presente trabalho académico e confirmo que não recorri à prática de plágio nem a qualquer forma de utilização indevida ou falsificação de informações ou resultados em nenhuma das etapas conducente à sua elaboração.

Mais declaro que conheço e que respeitei o Código de Conduta Ética da Universidade do Minho.

RESUMO

Esta dissertação tem como principal objetivo a previsão da deformada e do início da falha de uma chapa metálica de alta resistência através da simulação numérica, pelo método dos elementos finitos, de um processo de conformação plástica. O caso de estudo e investigação considerado foi definido no âmbito da conferência *NUMISHEET'2018*, como *Benchmark#01*, o “*Hole Expansion of a High Strength Steel Sheet*”. Este caso de estudo tem por base o teste de expansão de um furo central num esboço circular de aço *Dual-Phase*, DP980, e do qual são divulgadas as especificações do processo e a caracterização mecânica do material. Este é, assim, o ponto de partida para o estudo numérico que se desenvolve.

Inicia-se esta dissertação pelo estudo e apresentação dos fundamentos teóricos da modelação constitutiva dos materiais metálicos, nomeadamente: os diferentes critérios de cedência existentes (isotrópicos e anisotrópicos) e as leis de encruamento. De seguida, com o auxílio do *software* GiD 11.0.1 (pré-processador) desenvolveu-se os modelos 2D e 3D de elementos finitos do problema. Posteriormente, utilizou-se o *software* DD3IMP (*solver*) onde se editou os ficheiros de entrada, tais como a definição das condições fronteira e o contacto do esboço com as ferramentas, entre outros. E por fim, utilizou-se novamente o *software* GiD 11.0.1 como pós-processador.

Tirando partido da axi-simetria do problema a simular, e procurando estudar a influência do tipo de elemento finito e do refinamento da malha, realizaram-se primeiro simulações 2D axissimétricas (computacionalmente mais eficientes e possibilitando maior detalhe dos campos de deformação) e isotrópicas. Com base nestas simulações foi possível obter a curva força-deslocamento do punção durante a fase de expansão do furo, a deformada da chapa e a variação da espessura. Estes resultados foram posteriormente comparados com os das simulações 3D, e depois estas alargadas ao estudo do caso anisotrópico. Quanto à anisotropia, foram comparados dois critérios de cedência anisotrópicos, Hill'48 e CB2001, e os resultados numéricos comparados com os experimentais; por fim, foram avaliados materiais virtuais com diferentes valores de r a 0° , 45° e 90° com o objetivo de se perceber a relação entre a anisotropia do material e o início da falha no material.

Em síntese, esta dissertação permitiu concluir que: i) sobre a isotropia, que os diferentes materiais isotrópicos têm um forte impacto nos resultados obtidos e, ii) sobre a anisotropia, que o critério de cedência CB2001 é o critério que melhor descreve o comportamento do material.

PALAVRAS-CHAVE

Teste Expansão do Furo; Dano; Isotropia; Anisotropia; DP980

ABSTRACT

The main objective of this dissertation is to predict the deformation and start of failure of a high-strength metal sheet through numerical simulation, by the finite element method, of a plastic forming process. The case study and investigation considered was defined inside the scope of the NUMISHEET'2018 conference, as Benchmark#01, the "Hole Expansion of a High Strength Steel Sheet". This case study is based on the expansion test of a central hole in a circular blank of Dual-Phase steel, DP980, and from which the process specifications and the mechanical characterization of the material are disclosed. This being the starting point for the numerical study that is being developed.

This dissertation begins with the study and presentation of the theoretical foundations of the constitutive modelling of metallic materials, namely: the different existing yield criteria (isotropic and anisotropic) that define the elastic limit of a material; and the hardening laws that define how the yield surface evolves with plastic work. Then, with the help of the GiD 11.0.1 software (pre-processor) the 2D and 3D finite element models of the problem were developed. Subsequently, the DD3IMP software (solver) was used to edit the input files, such as defining the boundary conditions and the contact of the blank with the tools, among others. Finally, the GiD 11.0.1 software was used again as a post-processor.

Taking advantage of the axi-symmetry of the problem to be simulated, and looking for to study the influence of the finite element type and the mesh refinement, first where made axisymmetric 2D simulations (computationally more efficient and allowing for much greater detail of the deformation fields) and isotropic. Based on these simulations, it was possible to obtain, for each isotropic criterion, the force-displacement curve of the punch during the hole expansion phase, the sheet deformation and thickness variation. These results were then compared with those of the 3D simulations, and then extended to the anisotropic case study. As for anisotropy, two anisotropic yield criteria were compared, Hill'48 and CB2001, and the numerical results were compared with the experimental ones; finally, virtual materials with different values of r at 0° , 45° and 90° were evaluated in order to try to understand the relationship between the material's anisotropy and the beginning of failure in the material.

In summary, this dissertation allowed us to conclude that: i) on isotropy, that the different isotropic materials have a strong impact on the results obtained and, ii) on anisotropy, that the yield criterion CB2001 is the criterion that best describes the behaviour of material.

KEYWORDS

Hole Expansion Test; Damage; Isotropy; Anisotropy; DP980

ÍNDICE

Agradecimentos.....	iii
Resumo.....	v
Abstract.....	vi
Índice.....	vii
Lista de Figuras.....	ix
Lista de Tabelas.....	xv
Lista de Símbolos.....	xvii
Siglas, Abreviaturas e Acrónimos.....	xvii
Parâmetros do DD3IMP.....	xix
1. Introdução.....	1
1.1 O Benchmark#01 “Hole Expansion Test of a High Strength Steel Sheet”.....	1
1.2 Objetivos.....	3
1.3 Contexto.....	3
1.4 <i>Software</i> de Simulação Numérica.....	4
2. Modelação Constitutiva de Materiais Elastoplásticos.....	7
2.1 Critérios de Cedência.....	7
2.1.1 Critérios de Cedência Isotrópicos.....	8
2.1.2 Critérios de Cedência Anisotrópicos.....	16
2.2 Leis de Encruamento.....	20
3. Modelação Numérica.....	24
3.1 Comportamento Mecânico do Material.....	24
3.2 Processo e Modelação das Ferramentas.....	27
3.3 Discretização do Esboço.....	33
3.4 Ficheiros de Entrada do <i>Solver</i>	40
3.5 Ficheiros de Saída do <i>Solver</i>	47
4. Influência do Comportamento Isotrópico.....	51
4.1 Simulações 2D Axissimétricas.....	52
4.1.1 Curva Força-Deslocamento.....	52

4.1.2 Perfil e Variação da Espessura	54
4.2 Simulações 3D	65
4.2.1 Curva Força-Deslocamento.....	66
4.2.2 Perfil e Variação da Espessura	68
4.3 Discussão dos Resultados.....	71
5. Influência do Comportamento Anisotrópico	72
5.1 Hill'48 versus CB2001	73
5.1.1 Curva Força-Deslocamento.....	74
5.1.2 Perfil e Variação da Espessura	76
5.1.3 Valores de $r\alpha$ e $\sigma\alpha$	79
5.1.4 Superfícies de Plasticidade.....	81
5.2 Materiais Virtuais do Critério de Cedência Hill'48	82
5.2.1 Curva Força-Deslocamento.....	83
5.2.2 Perfil e Variação da Espessura	84
5.2.3 Valores de $r\alpha$ e $\sigma\alpha$	87
5.2.4 Superfícies de Plasticidade.....	89
5.3 Discussão de Resultados	92
6. Conclusão	94
Bibliografia	96
Anexo I – Desenhos Técnicos: Ferramentas	98

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Teste de expansão do furo: (a) ilustração esquemática da geometria das ferramentas e do seu posicionamento antes e depois do processo de conformação e (b) detalhe da geometria da matriz e do cerra-chapas [figura adaptada de Kuwabara, T., Hakoyama, T., Maeda, T., Sekiguchi, C., 2017]. ...	2
Figura 2.1 – Superfície de plasticidade do critério de Tresca no plano (σ_1, σ_2) [figura adaptada de McGuire, J., 1995].	9
Figura 2.2 – Superfície de plasticidade do critério de von Mises no plano (σ_1, σ_2) [figura retirada de Emara, M., Sayed-Ahmed, E., Soliman, E., 2019].....	10
Figura 2.3 – Representação do critério de Drucker: (a) com $c = +2,25$ (linha vermelha), von Mises (linha preta) e Tresca (linha verde); e (b) com $c = -27/8$ (linha tracejada vermelha) e von Mises (linha preta) [Alves, J. L., 2017].	11
Figura 2.4 – Representação geométrica do critério de plasticidade de von Mises e respectivos limites superior e inferior, representados no plano desviador π [figura retirada de Karafillis, A.P., Boyce M.C., 1993].....	12
Figura 2.5 – Representação das diferentes superfícies de plasticidade isotrópica entre: (a) von Mises e a fronteira inferior (Tresca); e (b) von Mises e a fronteira superior [figura retirada de Alves, J. L., 2017].	13
Figura 2.6 – Representação geométrica de diferentes superfícies de plasticidade isotrópica no espaço (σ_1, σ_2), obtidas pelo critério de plasticidade isotrópico generalizado de Karafillis e Boyce, com $k = 15$ e fazendo variar o parâmetro c na equação [figura retirada de Alves, J. L., 2017].	14
Figura 2.7 – Representação no plano desviador do critério CPB06 para: (a) $k = +1$; e (b) $k = -1$ em comparação com o critério de von Mises [figura retirada de Cazacu, O., Plunkett, B., Barlat, F., 2006].	16
Figura 2.8 – Superfície de plasticidade inicial com subsequente encruamento isotrópico (linha a traço interrompido) ou encruamento cinemático (linha a cheio) [figura adaptada de Banabic, D., 2010].	21
Figura 2.9 – Comparação da lei de Swift e a lei de Voce com a curva tensão-deformação do aço <i>dual-phase</i> DP980.	23
Figura 3.1 – Esquema ilustrativo do processo de laminagem e das respectivas direções de laminagem e transversa [figura adaptada de World Auto Steel, 2021].	24
Figura 3.2 – Microestrutura de um aço <i>dual-phase</i> de alta resistência DP980 com cerca de 60% de martensite (parte branca) e 40% de ferrite (parte escura) [figura retirada de North American Automotive, 2019].....	25

Figura 3.3 – Alteração dos parâmetros da lei de Swift para a aproximação da curva experimental do material.....	26
Figura 3.4 – Integração exata pelo método de Gauss: os dois nós representados a azul e os dois pontos de Gauss representados a verde [figura adaptada de Campos Filho, F., 2018].	27
Figura 3.5 – Método de Elementos Finitos: subdivisão do volume contínuo em partes mais pequenas [figura adaptada de Souza, R., 2003].....	28
Figura 3.6 – Montagem das ferramentas do processo em corte: punção (cor de rosa), matriz (azul) e cerra-chapas (verde).	28
Figura 3.7 – Modelação de $\frac{1}{4}$ de cada uma das ferramentas do processo: (a) punção; (b) matriz; e (c) cerra-chapas.	29
Figura 3.8 – Etapa 1 do processo de criação das ferramentas – ferramenta n°1: (a) perfil do punção no plano Oxz e as coordenadas dos pontos; e (b) detalhe do raio de arredamento do punção.	30
Figura 3.9 – Etapa 1 do processo de criação das ferramentas – Ferramenta n°2: (a) perfil da matriz no plano Oxz e as coordenadas dos pontos; e (b) detalhe dos raios de arredamento da matriz.	30
Figura 3.10 – Etapa 1 do processo de criação das ferramentas – Ferramenta n°3: (a) perfil do cerra-chapas no plano Oxz e as coordenadas dos pontos; e (b) detalhe dos raios de arredamentos do cerra-chapas.	31
Figura 3.11 – Etapa 2 e 3 do processo de criação das ferramentas: (a) geração das superfícies do punção; e (b) verificação das normais do punção.	32
Figura 3.12 – Etapa 4 do processo de criação das ferramentas – Geração das malhas: (a) malha do punção; (b) malha da matriz; e (c) malha do cerra-chapas.	33
Figura 3.13 – Diferentes tipologias dos elementos finitos 2D [figura adaptada de Seed, 2011]: (a) <i>Tri3</i> ; (b) <i>Tri6</i> ; (c) <i>Quad4</i> ; e (d) <i>Quad9</i>	35
Figura 3.14 – Influência do tipo de elemento finito 2D: curva força-deslocamento do punção das malhas “refinadas”.....	35
Figura 3.15 – Influência do refinamento nas malhas com elementos <i>Quad9</i> : curva força-deslocamento do punção.	36
Figura 3.16 – Diferença do refinamento da malha no deslocamento 21 mm na direção Z: (a) malha grosseira; e (b) malha refinada.	37
Figura 3.17 – Discretização da malha 2D com elementos <i>Quad9</i> , com 3 elementos em espessura e 115 no comprimento.	38

Figura 3.18 – Diferentes tipologias dos elementos finitos 3D [figura adaptada de Seed, 2011]: (a) <i>Hex8</i> ; e (b) <i>Hex27</i>	38
Figura 3.19 – Influência do tipo de elemento finito 3D: curva força-deslocamento do punção.	39
Figura 3.20 – Discretização da malha 3D com elementos <i>Hex27</i> com um elemento em espessura, perfazendo um total de 900 elementos e 3 721 nós.	40
Figura 3.21 – Excerto do ficheiro <i>DD3_bcon.dat</i> referente às simulações 3D: a cor de laranja o parâmetro <i>NSC</i> que define o número de condições fronteira, a azul as duas condições fronteira definidas pelas respetivas equações e a verde o tipo de condição fronteira a que correspondem.	41
Figura 3.22 – Excerto do ficheiro <i>DD3_contact.dat</i> : a laranja o parâmetro <i>NSET</i> define o número de <i>sets</i> de contacto, a azul a definição do <i>set</i> n°1 de contacto referente à parte de baixo da chapa e a verde a definição do <i>set</i> n°2 de contacto referente à parte de cima da chapa.	42
Figura 3.23 – Parte do ficheiro <i>DD3_input.dat</i> : a cor de laranja é definido o número máximo de incrementos, a azul é definido o valor da convergência da solução, a verde é definido o número máximo de iterações até passar para o incremento seguinte, a vermelho é ativado o modo elastoplásticos e a roxo é definida a fase de retorno elástico.	43
Figura 3.24 – Cabeçalho do ficheiro <i>DD3_phase.dat</i> : a cor de laranja o parâmetro <i>NPH</i> define o número de fases que o processo tem, a azul o parâmetro <i>NbTOOL</i> define o número de ferramentas do processo e a verde esta designado o número, nome e respetivo <i>set</i> de contacto de cada ferramenta.	44
Figura 3.25 – Primeira fase do processo de conformação descrita no ficheiro <i>DD3_phase.dat</i> : a laranja o parâmetro <i>IPH</i> indica que o número da fase (1ª fase), a azul o parâmetro <i>NOUT</i> indica qual a ferramenta que comanda a fase (matriz), a verde o parâmetro <i>JD</i> indica qual a direção da ação da ferramenta principal (eixo Z), a vermelho o parâmetro <i>NTYP</i> indica o tipo de ação da ferramenta principal (imposição de carga), a roxo é indicado pelo parâmetro <i>NOPR</i> qual é o ponto de mudança de fase (quando a carga atingir os 200 kN) e a amarelo é indicada a ação completa da matriz (imposição de deslocamento e força).	45
Figura 3.26 – Segunda fase do processo de conformação descrita no ficheiro <i>DD3_phase.dat</i> : a laranja o parâmetro <i>IPH</i> indica que o número da fase (2ª fase), a azul o parâmetro <i>NOUT</i> indica qual a ferramenta que comanda a fase (punção), a verde o parâmetro <i>JD</i> indica qual a direção da ação da ferramenta principal (eixo Z), a vermelho o parâmetro <i>NTYP</i> indica o tipo de ação da ferramenta principal (imposição de deslocamento), a roxo é indicado pelo parâmetro <i>NOPR</i> qual é o ponto de mudança de fase (quando o deslocamento atingir os 30 mm), a amarelo é indicada a ação completa do punção	

(imposição de deslocamento) e a cinzento é indicada a ação completa da matriz (imposição de força).	45
Figura 3.27 – Excerto do ficheiro <i>DD3_mater.dat</i> : a laranja é definida pelo parâmetro <i>PlasLaw</i> a lei de encruamento (Lei de Swift), a azul é definido pelo parâmetro <i>YldCRIT</i> o critério de cedência (Hill'48 reduzido a von Mises), a verde é indicado o módulo de elasticidade do material pelo parâmetro <i>EM</i> , a vermelho é indicado o coeficiente de Poisson pelo parâmetro <i>PR</i> , a roxo estão indicados os parâmetros da Lei de Swift e a amarelo estão indicados os parâmetros do critério de von Mises.	46
Figura 3.28 – Excerto do ficheiro <i>T1_Punch.res</i> : a laranja o parâmetro <i>iPH</i> indica o número da fase, a azul o parâmetro <i>NST</i> indica o número do incremento, a verde está indicada a coluna com os resultados do deslocamento na direção <i>Z</i> (<i>Disp_z</i>) e a vermelho está indicada a coluna da força na direção <i>Z</i> (<i>Forc_z</i>).	47
Figura 3.29 – Visualização dos ficheiros <i>GID_ini.msh</i> e <i>GID_ini.tool.msh</i> das simulações 2D no <i>software</i> de pós-processamento GiD.	48
Figura 3.30 – Visualização do ficheiro <i>GID_p1end.res</i> no <i>software</i> pós-processador GiD.	49
Figura 3.31 – Visualização do ficheiro <i>GID_p2end.res</i> no <i>software</i> pós-processador GiD.	49
Figura 3.32 – Visualização dos ficheiros <i>GID_p3end.res</i> e <i>GID_p3end.tool.msh</i> das simulações 2D no <i>software</i> de pós-processamento GiD.	50
Figura 4.1 – Curvas força-deslocamento do punção obtidas para os vários materiais isotrópicos estudados, e obtidas a partir das simulações 2D axissimétricas.	53
Figura 4.2 – Superfícies de plasticidade dos critérios de cedência von Mises (linha a preto), CPB06 com $k = +1$ (linha vermelha) e CPB06 com $k = -1$ (linha vermelha a traço interrompido) e as respetivas normais à superfície de plasticidade [figura adaptada de Alves, J.L, 2017].	55
Figura 4.3 – Perfil do esboço no plano <i>Oxz</i> nos diferentes critérios de cedência isotrópicos (Simulações 2D axissimétricas).	56
Figura 4.4 – Detalhe do perfil do esboço no plano <i>Oxz</i> do lado esquerdo do esboço (Simulações 2D axissimétricas): (a) nos seis diferentes critérios de cedência isotrópicos; e (b) comparação entre o critério CPB06 com $k = -1$ e $k = +1$	57
Figura 4.5 – Deformação plástica equivalente do esboço no final da terceira fase com aplicação do critério de cedência CPB06 (a) com $k = -1$; e (b) com $k = +1$ (Simulações 2D axissimétricas). ...	58
Figura 4.6 – Superfícies de plasticidade dos critérios de cedência von Mises (linha a preto), CPB06 com $k = +1$ (linha vermelha) e CPB06 com $k = -1$ (linha vermelha a traço interrompido): estados de tensão e estados de deformação para cada critério de cedência: roxo para o critério CPB06 com $k =$	

+1, cor de laranja para o critério von Mises e azul para o critério CPB06 com $k = -1$ [figura adaptada de Alves, J.L, 2017].	59
Figura 4.7 – Tensão equivalente do esboço no final da terceira fase com aplicação do critério de cedência CPB06 com: (a) $k = -1$; (b) $k = +1$ (Simulações 2D axissimétricas).	60
Figura 4.8 – Representação gráfica do retorno elástico do critério de cedência CPB06 com $k = +1$: a segunda fase está representada pela marca de água e a terceira fase pela cor roxa.	61
Figura 4.9 – Identificação da camada superior, camada inferior e espessura do esboço: (a) na posição inicial, retirada do ficheiro <i>GID_ini.msh</i> , e (b) no final da terceira fase do processo, retirada do ficheiro <i>GID_p3end.msh</i> .	62
Figura 4.10 – Variação da espessura do esboço em função da distância geodésica do esboço nos diferentes critérios isotrópicos (Simulações 2D axissimétricas).	63
Figura 4.11 – Detalhe da variação da espessura do esboço, do lado esquerdo, em função da distância geodésica do esboço nos diferentes critérios isotrópicos (Simulações 2D axissimétricas).	64
Figura 4.12 – Detalhe da variação da espessura do esboço, do lado direito, em função da distância geodésica do esboço nos diferentes critérios isotrópicos (Simulações 2D axissimétricas).	65
Figura 4.13 – Curva força-deslocamento do punção nos diferentes critérios isotrópicos (Simulações 3D).	66
Figura 4.14 – Perfil do esboço no plano Oxz nos diferentes critérios de cedência isotrópicos (Simulações 3D).	68
Figura 4.15 – Detalhe do perfil do esboço no plano Oxz do lado esquerdo do esboço (Simulações 3D): (a) nos seis diferentes critérios de cedência isotrópicos; (b) comparação entre o critério CPB06 com $k = -1$ e $k = +1$.	69
Figura 4.16 – Variação da espessura do esboço em função da distância geodésica nos diferentes critérios isotrópicos (Simulações 3D).	70
Figura 5.1 – Curva força-deslocamento do punção dos critérios de cedência anisotrópicos Hill'48 e CB2001.	75
Figura 5.2 – Perfil do furo no plano Oxy dos critérios anisotrópicos Hill'48 e CB2001.	77
Figura 5.3 – Variação da espessura do esboço em função do ângulo α em relação à direção de laminagem dos critérios anisotrópicos estudados.	78
Figura 5.4 – Deformação plástica equivalente do esboço para os critérios anisotrópicos: (a) Hill'48; e (b) CB2001.	79

Figura 5.5 – Variação do valor r em função do ângulo α em relação à direção de laminagem: comparação entre o critério CB2001 e Hill'48.	80
Figura 5.6 – Variação do valor de σ em função do ângulo α em relação à direção de laminagem: comparação entre o critério CB2001 e Hill'48.	81
Figura 5.7 – Comparação dos critérios de plasticidade Hill'48 e CB2001 nos planos: (a) (σ_x, σ_y) ; (b) (σ_x, σ_z) ; e (c) (σ_y, σ_z)	82
Figura 5.8 – Curva força-deslocamento do punção dos diversos materiais virtuais estudados.....	83
Figura 5.9 – Perfil do furo no plano Oxy dos diversos materiais virtuais.	85
Figura 5.10 – Variação da espessura em função do ângulo α em relação à direção de laminagem dos diferentes materiais virtuais.	86
Figura 5.11 – Deformação plástica equivalente do esboço para os critérios Hill'48 com coeficientes de anisotropia alterados: (a) $0,5; 1,5; 1,5$, e (b) $1,5; 1,5; 0,5$	87
Figura 5.12 – Variação do valor de r em função do ângulo α em relação à direção de laminagem: comparação entre os diferentes critérios com coeficientes alterados.....	88
Figura 5.13 – Variação do valor de σ em função do ângulo α em relação à direção de laminagem: comparação entre os diferentes critérios com coeficientes alterados.....	89
Figura 5.14 – Comparação entre as superfícies de plasticidade: (a) $0,5; 0,5; 1,5$ e $1,5; 0,5; 0,5$ no plano (σ_x, σ_y) ; (b) $0,5; 1,5; 1,5$ e $0,5; 1,5; 0,5$ no plano (σ_x, σ_y) ; (c) $0,5; 0,5; 1,5$ e $1,5; 0,5; 0,5$ no plano (σ_x, σ_z) ; (d) $0,5; 1,5; 1,5$ e $0,5; 1,5; 0,5$ no plano (σ_x, σ_z) ; (e) $0,5; 0,5; 1,5$ e $1,5; 0,5; 0,5$ no plano (σ_y, σ_z) ; e (f) $0,5; 1,5; 1,5$ e $0,5; 1,5; 0,5$ no plano (σ_y, σ_z)	91
Figura 5.15 – Comparação dos materiais virtuais $0,5; 0,5; 1,5$ (azul) e $1,5; 1,5; 0,5$ (amarelo) nos planos: (a) (σ_x, σ_y) ; (b) (σ_x, σ_z) ; e (c) (σ_y, σ_z)	92

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 – Quadro resumo dos ficheiros de entrada do DD3IMP.	5
Tabela 1.2 – Quadro resumo dos ficheiros de saída do DD3IMP.	6
Tabela 3.1 – Composição química do aço DP980 [dados retirados de Pottore, N., Fonstein, N., Gupta, I., Bhattacharya, D., 2004].	25
Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas do aço DP980 [dados retirados de Pottore, N., Fonstein, N., Gupta, I., Bhattacharya, D., 2004 e Martins, B., Santos, A., Teixeira, P., Ito, K., Mori, N., 2013].	25
Tabela 3.3 – Parâmetros da lei de Swift fornecidos pelo <i>Benchmark#01</i> e ajustados.	26
Tabela 3.4 – Diferentes discretização feita ao esboço para o estudo do tipo de elemento e refinamento da malha.	34
Tabela 4.1 – Valor do parâmetro <i>YldCRIT</i> no ficheiro de entrada <i>DD3_mater1.dat</i> para cada critério de cedência isotrópico estudado.	52
Tabela 4.2 – Força máxima atingida do punção nos diferentes critérios isotrópicos (Simulações 2D axissimétricas).	53
Tabela 4.3 – Tempo de cálculo das simulações 2D axissimétricas nos diferentes critérios de cedência isotrópicos estudados.	54
Tabela 4.4 – Coordenadas (X, Y, Z) dos nós 22 e 1 435 no final da segunda e terceira fase do processo.	61
Tabela 4.5 – Força máxima atingida do punção nos diferentes critérios isotrópicos (Simulações 3D).	66
Tabela 4.6 – Tempo de cálculo das simulações 3D nos diferentes critérios de cedência isotrópicos estudados.	67
Tabela 5.1 – Valor do parâmetro <i>YldCRIT</i> no ficheiro de entrada <i>DD3_mater.dat</i> para cada critério de cedência anisotrópico estudado.	73
Tabela 5.2 – Parâmetros de anisotropia para os vários casos em estudo do critério de cedência Hill'48.	73
Tabela 5.3 – Dados de entrada para o <i>software</i> DD3MAT e os respetivos dados de saída.	74
Tabela 5.4 – Força máxima atingida do punção para os critérios anisotrópicos Hill'48 e CB2001.	74
Tabela 5.5 – Tempo de cálculo dos dois critérios de cedência anisotrópicos estudados.	75
Tabela 5.6 – Parâmetros de anisotropia para os vários materiais virtuais em estudo.	82
Tabela 5.7 – Força máxima atingida do punção nos diferentes materiais virtuais estudados.	83

Tabela 5.8 – Espessura mínima e respectivo ângulo em relação à direção de laminagem de cada material virtual..... 86

LISTA DE SÍMBOLOS

SIGLAS, ABREVIATURAS E ACRÓNIMOS

Al – Alumínio;

α – Ângulo em relação à direção de laminagem;

C – Carbono;

C, C_y, n – Constantes do Material;

CAE – Engenharia assistida por computador (*computer aided engineering*);

CAD – Modelação assistida por computador (*computer aided design*);

CB2001 – Critério de Plasticidade de Cazacu & Barlat 2001;

CCC – Estrutura cristalina cúbica de corpo centrado;

CFC – Estrutura cristalina cúbica de faces centradas;

DD3IMP – Contração de “*Deep Drawing 3D IMPLICIT finite element code*”;

DD3MAT – Contração de “*Deep Drawing 3D MATERIAL parameters identification*”;

dc_{n-1}^n – Distância cartesiana do nó $n - 1$ ao nó n ;

dg_{n-1}^n – Distância geodésica do nó $n - 1$ ao nó n ;

e_n^{n+1} – Espessura do esboço do nó n ao nó $n + 1$;

$\bar{\epsilon}^p$ – Deformação plástica equivalente;

ϵ_0 – Parâmetro numérico de correção da lei de Hollomon à lei de Swift;

ϵ_l – Deformação real segundo a direção do comprimento do provete (em tração uniaxial);

ϵ_t – Deformação real segundo a direção da espessura do provete (em tração uniaxial);

ϵ_w – Deformação real segundo a direção da largura do provete (em tração uniaxial);

FEM – Método de elementos finitos (*finite element method*);

Hex27 – Elemento finito 3D hexaedro de 27 nós (quadrático);

Hex8 – Elemento finito 3D hexaedro com 8 nós (linear);

Hill'48 – Critério de Plasticidade de Hill 1948;

J_2 – Segundo invariante do tensor das tensões desviador de Cauchy;

J_3 – Terceiro invariante do tensor das tensões desviador de Cauchy;

k – Parâmetro constitutivo da lei de Swift;

Mn – Manganês;

n – Parâmetro constitutivo da lei de Swift;

N – Azoto;

P – Fósforo;
Quad4 – Elemento finito 2D quadrilátero com 4 nós (linear);
Quad9 – Elemento finito 2D quadrilátero com 9 nós (quadrático);
 RD – Direção de laminagem (*rolling direction*);
 r – Coeficiente de anisotropia;
 r_α – Coeficiente de anisotropia segundo a direção α ;
 r – Raio do furo;
 S – Enxofre;
 Si – Sílica;
 σ – Tensor das tensões;
 $\bar{\sigma}$ – Tensão equivalente;
 σ – Tensão limite de elasticidade em tração uniaxial;
 σ_α – Tensão limite de elasticidade em tração uniaxial segunda a direção α ;
 σ_I – Maior tensão principal do tensor das tensões;
 σ_1, σ_2 e σ_3 – Tensões principais do tensor das tensões;
 σ_{III} – Menor tensão principal do tensor das tensões;
 σ' – Tensor das tensões desviador das tensões de Cauchy;
 σ_1', σ_2' e σ_3' – Valores principais do tensor das tensões desviador de Cauchy;
 σ_C – Tensão de escoamento de compressão uniaxial;
 σ_T – Tensão de escoamento de tração uniaxial;
 TD – Direção transversal (*transverse direction*);
Tri3 – Elemento finito 2D triangular com 3 nós (linear);
Tri6 – Elemento finito 2D triangular com 6 nós (quadrático);
 tr – Traço da matriz;
 τ_Y – Tensão de escoamento em corte puro;
 θ – Ângulo do retorno elástico;
 \mathbf{X} – Tensor das tensões inversas;
 Y – Tensão limite de elasticidade em tração uniaxial;
 Y_{sat} – Tensão de saturação;
 2D – Duas dimensões;
 3D – Três dimensões.

PARÂMETROS DO DD3IMP

EM – Parâmetro que define o módulo de elasticidade ou módulo de Young;

iphOSS – Parâmetro que define o número da fase em que existe retorno elástico;

JD – Parâmetro que define a direção de ação da ferramenta principal da fase;

IEQMAX – Parâmetro que define o número máximo de iterações;

NbTOOL – Parâmetro que define o número total de ferramentas do processo;

NEND – Parâmetro que define o número máximo de incrementos;

NOPR – Parâmetro que define o teste de validação de mudança de fase;

NOUT – Parâmetro que define a ferramenta que comanda a fase (ferramenta principal);

NPH – Parâmetro que define o número total de fases do processo;

NST – Parâmetro que indica o número do incremento;

NTYP – Parâmetro que define o tipo de ação da ferramenta principal da fase;

PlasLAW – Parâmetro que define a lei de encruamento;

PR – Parâmetro que define o coeficiente de Poisson;

TOLEQ – Parâmetro que define a tolerância das forças não equilibradas;

YldCRIT – Parâmetro que define o critério de cedência.

1. INTRODUÇÃO

Neste primeiro capítulo começa-se por se apresentar o estudo do *Benchmark* utilizado como ponto de partida para o trabalho desenvolvido ao longo desta dissertação; de seguida definem-se os objetivos, e depois faz-se uma abordagem generalizada aos processos de fabrico no âmbito da conformação de materiais metálicos, à importância das simulações numéricas como forma de auxílio no desenvolvimento de projetos, e ao teste de expansão do furo (*hole expansion test*) utilizado no presente trabalho para a previsão da falha/dano da chapa metálica de alta resistência DP980. Por fim, faz-se uma breve explicação do software de simulação utilizado.

1.1 O BENCHMARK#01 “HOLE EXPANSION TEST OF A HIGH STRENGTH STEEL SHEET”¹

Esta dissertação tem por base o *Benchmark#01* da conferência internacional NUMISHEET'2018, intitulado por “*Hole Expansion Test of a High Strength Steel Sheet*”. Esta conferência tem como objetivo promover a troca de novas ideias e tecnologias no âmbito da simulação numérica de conformação de chapas, e demonstração de capacidades das várias ferramentas numéricas utilizadas na simulação numérica dos problemas de conformação de chapas metálicas. Este caso de estudo foi proposto mundialmente a todas as equipas de investigação, sendo que muitas contribuíram com resultados numéricos.

Com o objetivo de prever a deformação e a fratura numa chapa metálica de um aço *dual-phase* (DP980) de alta resistência com uma espessura de 1,2 milímetros foi proposto a realização do teste de expansão do furo. Como o próprio nome indica, este teste consiste no alargamento do furo existente na chapa metálica, o esboço, através da ação de um punção com um diâmetro superior ao diâmetro do furo: por ação do punção, o furo inicial alarga-se até que, num dado momento, ocorre a rotura. O aparecimento desta linha de rotura, bem como a localização da mesma (ou, por outras palavras, o quando e o onde da falha), são frequentemente indicadores utilizados como métricas, quer da conformabilidade do material, quer da anisotropia do material, e daqui o interesse académico e industrial deste caso de estudo, dada a simplicidade do teste e a objetividade dos valores e parâmetros quantificados e observados.

¹ Proposto no âmbito da conferência NUMISHEET'2018.

Em síntese, no *Benchmark#01* proposto, o esboço tem um diâmetro externo de 215 milímetros e um furo com 30 milímetros de diâmetro. Por sua vez, foi proposto um punção com um diâmetro de 100 milímetros que terá um deslocamento de 15 milímetros no sentido ascendente. Além do punção, existem mais duas ferramentas essenciais para o processo: uma matriz e um cerra-chapas que têm a função de segurar vigorosamente a aba do esboço, para que o teste seja realizado corretamente e sob condições repetíveis.

De relevar que, apesar de os valores inicialmente especificados para o diâmetro do furo e do curso do punção serem de 30 mm e 15 mm, respectivamente, na presente dissertação optou-se por, após uma breve análise a resultados preliminares de simulações realizadas para definição do contexto do estudo, aumentar tanto o diâmetro do furo para 60 mm como o curso do punção para 30 mm. Procura-se deste modo tornar mais complexos os estados de tensão e de deformação na zona da aresta do furo, para deste modo potenciar as diferenças entre critérios isotrópicos e/ou anisotrópicos a estudar.

Na Figura 1.1 encontra-se uma representação esquemática, tanto da geometria das ferramentas como do seu posicionamento antes e depois do processo de expansão do furo. Apresenta-se ainda um detalhe dos freios presentes na matriz e no cerra-chapas.

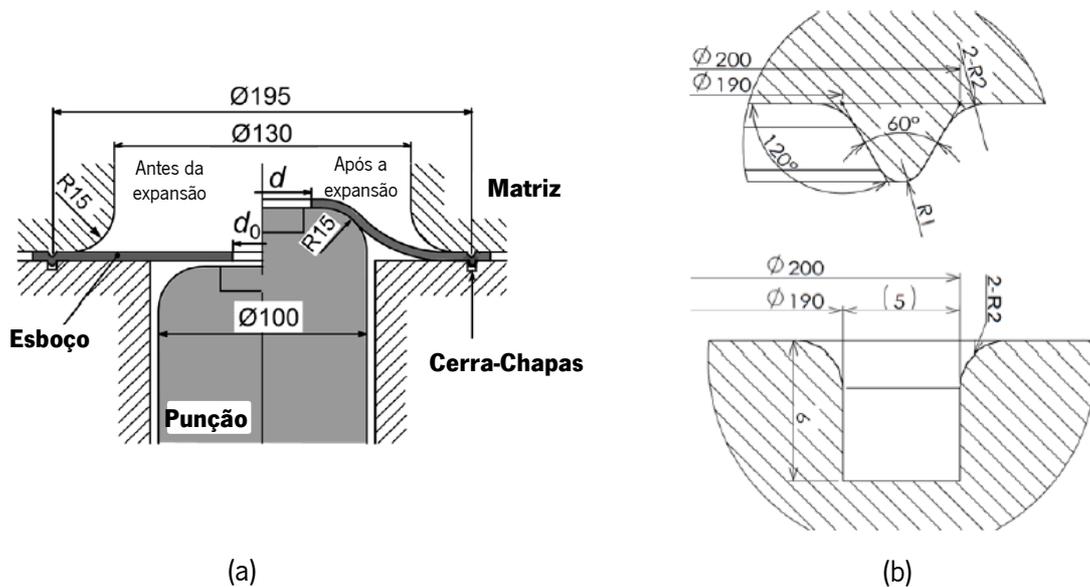


Figura 1.1 – Teste de expansão do furo: (a) ilustração esquemática da geometria das ferramentas e do seu posicionamento antes e depois do processo de conformação e (b) detalhe da geometria da matriz e do cerra-chapas [figura adaptada de Kuwabara, T., Hakoyama, T., Maeda, T., Sekiguchi, C., 2017].

1.2 OBJETIVOS

O principal objetivo desta dissertação é prever, com o auxílio de simulações numéricas do processo de expansão do furo, a deformação e a fratura de uma chapa de aço *dual-phase*, designado por DP980, que possui uma resistência à tração de 980 MPa. Nos resultados das simulações numéricas deverá estar presente a distribuição dos campos de tensão e de deformação ao longo de toda a aresta do furo. Também se espera que, a partir destas simulações, se determine o início da falha/dano através da análise da variação da espessura da chapa e da localização da deformação plástica, i.e. da rotura.

Esta dissertação tem outros objetivos que passam pela determinação da força máxima que o punção atinge no processo de expansão do furo.

É tido, também, como objetivo a análise da influência do comportamento dos materiais isotrópicos e anisotrópicos no resultado final obtido, quer a nível de forças, quer a nível da deformada obtida.

1.3 CONTEXTO

A conformação é um processo de fabrico onde se obtém peças através da deformação plástica do material base. Este processo está dividido em dois grupos: conformação de massa (extrusão, forjamento, trefilagem, laminagem, etc.) e conformação de chapa (embutidura, estampagem, quinagem, etc.). O primeiro, consiste em dar forma a um material maciço, como por exemplo, um tarugo. O segundo, como o próprio nome indica, consiste em dar forma a um produto a partir de chapa, que pode ter sido previamente conformada [CorrosionPedia, 2018]. As chapas metálicas têm uma alta relação entre a área da superfície e volume e, geralmente, são obtidas através do processo de laminagem.

Para assegurar a segurança dos processos é necessário garantir a deteção de defeitos. Existem métodos experimentais como o Raio-X ou DIC (*Digital Image Correlation*) que são caros [Scenini, F., Azough, F., Read-Jennings, M. C. L., P., U., Shoesmith, J. P., 2012]. Contrariamente à simulação numérica, que é um método acessível, rápido e evita alguns trabalhos experimentais.

A simulação numérica é usada em quase todos os processos de conformação de metal, visto que permite a redução dos tempos de projeto e fabrico de novos e complexos componentes, como no caso da indústria automóvel, que é um mercado dinâmico, com grandes volumes de produção, elevada variabilidade do produto e muito exigente.

A utilização da simulação numérica como auxílio dos processos de fabrico de conformação de chapa permite também validar virtualmente as ferramentas e prever quais as forças necessárias exercidas pelas mesmas durante o processo [Selven, S., 2018]. Além destas vantagens, permite ainda

prever o aparecimento de defeitos no metal, tais como enrugamento, retorno elástico, fissuras, orelhas de embutidura, etc. No entanto, ainda existem desafios a serem enfrentados na análise e previsão da conformabilidade de chapas metálicas, como por exemplo, otimização da modelação constitutiva do material a conformar.

O teste da expansão de um furo (i.e., *hole expansion test*) é amplamente utilizado em diversas indústrias, e em particular na indústria automóvel para *benchmarking* dos materiais para produção do *body-in-white* de um carro. Um estudo numérico deste teste, aplicado em particular à terceira geração de chapas de alta resistência, é um assunto de elevado interesse para os fabricantes, devido à elevada resistência mecânica e baixa conformabilidade deste tipo de materiais e chapas: o estudo foca-se na previsão numérica, tanto da deformada da chapa como no momento e o local onde a chapa irá fraturar.

1.4 SOFTWARE DE SIMULAÇÃO NUMÉRICA

Durante esta dissertação foi utilizado como pré- e pós-processador o *software* GiD 11.0.1 e como *solver* o *software* DD3IMP. O DD3IMP foi criado, inicialmente, para simular o processo de embutidura (*Deep Drawing*), no entanto, hoje em dia, é utilizado em todo tipo de simulações de conformação de metal envolvendo deformação plástica [Heleno, R., 2012].

Neste *solver* existe um conjunto de ficheiros base de entrada editáveis conforme o processo a simular, nomeadamente:

- *DD3_bcon.dat*: impõe as condições fronteira do problema, como por exemplo, os planos de simetria (*BCID=2*);
- *DD3_contact.dat*: define os *sets* de contacto, o coeficiente de atrito entre a superfície a deformar e as ferramentas (*MU*), o coeficiente de penalidade (*CPEN*), entre outros;
- *DD3_input.dat*: define todos os parâmetros numéricos, tais como: critério de convergência da malha, número máximo de iterações (*NEND*), tolerâncias e resíduos;
- *DD3_mater.dat*: define os parâmetros material da chapa a ser conformada, de acordo com a lei de encruamento e critério de plasticidade. Também é definido qual o módulo de elasticidade (*EM*) em GPa e o coeficiente de Poisson (*PR*);
- *DD3_mesh*: define a discretização do corpo utilizando o método de elementos finitos. O *software* DD3IMP sugere o ficheiro *DD3_mesh.dat* onde é possível definir o comprimento, largura e espessura da chapa, bem como esta estará dividida em elementos, e o tipo de elementos. Existe

ainda a hipótese de utilizar o ficheiro *DD3_mesh.msh*, no caso de se exportar uma malha previamente gerada no *software* de pré processamento GiD;

- *DD3_phase.dat*: define as condições do processo, incluindo o número total de ferramentas, de fases e qual a ação de cada ferramenta em cada fase, como deslocamentos e forças impostas.

Existe ainda outro ficheiro de entrada que diz respeito às ferramentas do processo de conformação. Este ficheiro define as geometrias das ferramentas e é denominado por *DD3_tool[tool_number].msh*, como por exemplo, *DD3_tool1.msh*.

Tabela 1.1 – Quadro resumo dos ficheiros de entrada do DD3IMP.

Ficheiro	Descrição
<i>DD3_bcon.dat</i>	Define as condições fronteira do processo.
<i>DD3_contact.dat</i>	Define os <i>sets</i> de contacto.
<i>DD3_input.dat</i>	Define parâmetros relativos à simulação numérica.
<i>DD3_mater.dat</i>	Define o material do conformado.
<i>DD3_mesh</i>	Define a geometria do conformado.
<i>DD3_phase</i>	Define as condições do processo.
<i>DD3_tool</i>	Define a geometria das ferramentas do processo.

Tendo todos os ficheiros de entrada corretamente preenchidos, corre-se a simulação através do executável e obtém-se um conjunto de ficheiros de saída, nomeadamente:

- *stat.res*: diz respeito ao estado da simulação, contém toda a informação relativa ao número total de incrementos, número de iterações, tempo de cálculo, valor do critério de convergência, etc. Este ficheiro é muito utilizado durante as simulações numéricas para observar o comportamento iterativo e a sua convergência;
- *[tool_name].res*: como por exemplo *T1_punch.res*, contém informações relativas às forças e aos deslocamentos em cada eixo das respetivas ferramentas. Estes ficheiros são muito utilizados para a construção de gráficos da força em função de um determinado deslocamento, muito importantes na análise de resultados;
- *GID_[name]*: possui vários ficheiros (*GID_ini*, *GID_p1end*, *GID_simu*, etc.) e extensões, tais como *.msh*, *.res*, *.tool.msh*. Estes ficheiros contêm informação necessária para a visualização

no pós processador GiD. O ficheiro *GID_ini* é sempre produzido no início de cada simulação de modo a ser possível visualizar as condições iniciais do processo, como por exemplo, a posição relativa das ferramentas entre si e em relação ao esboço. O ficheiro *GID_p1end*, tem o resultado obtido do conformado no final da primeira fase. Já o ficheiro *GID_p1end.tool.msh*, tem a posição final das ferramentas ao fim da primeira fase do processo. Por fim, utilizando o ficheiro *GID_simu.res*, é possível visualizar a animação do processo de conformação;

- *UFO_[name].UFO*: contém informação relativa a um dado incremento da simulação, sendo sempre possível relançar a simulação a partir deste ponto. Por exemplo, se for necessário alterar algum ficheiro de entrada que não tenha interferência na primeira fase do processo, relança-se a simulação através do ficheiro *UFO_p1end.UFO*, poupando-se tempo computacional.

Tabela 1.2 – Quadro resumo dos ficheiros de saída do DD3IMP.

Ficheiro		Descrição
<i>stat.res</i>		Toda a informação relativa ao estado da simulação.
<i>[tool_name].res</i>		Informação relativa a força e deslocamentos de cada ferramenta.
<i>GID_[name]</i>	<i>GID_ini</i>	Define as condições iniciais do material a conformar.
	<i>GID_ini.tool</i>	Define as condições das ferramentas no início do processo.
	<i>GID_p[X]end</i>	Define as condições do conformado no final da fase X.
	<i>GID_p[X]end.tool</i>	Define as condições das ferramentas no final da fase X.
<i>GID_simu.res</i>		Visualiza-se a evolução do processo de conformação.
<i>UFO_[name].UFO</i>		Armazena toda a informação de um dado incremento.

2. MODELAÇÃO CONSTITUTIVA DE MATERIAIS ELASTOPLÁSTICOS

O presente capítulo tem por base os documentos “Elastoplasticidade – Modelação Constitutiva” (2010) e “Seminário de Agregação – *Isotropy Matters*” (2017) ambos do autor Alves, J. L. Os materiais elastoplásticos apresentam propriedades no domínio elástico e no domínio plástico.

O comportamento mecânico destes materiais é descrito através da conjugação de três regras fundamentais, designadas por:

- *Crítérios de Cedência*: definem o limite de elasticidade de um material sob qualquer combinação de tensão;
- *Leis de Encruamento*: definem como a superfície de cedência evolui sob a deformação plástica, i.e. o trabalho plástico, do material;
- *Lei de Escoamento Associada*: a deformação está associada a um critério de cedência definido no espaço das tensões (diz-se associada porque a determinação das deformações plásticas se faz a partir de um potencial definido no espaço das tensões).

2.1 CRITÉRIOS DE CEDÊNCIA

Um critério de cedência é um modelo que define uma superfície contínua no espaço das tensões. Esta superfície diz respeito a todos os estados de tensão para quais ocorre o início da deformação plástica [Alves, J. L., 2010].

Os critérios de cedência obedecem a três regras, nomeadamente:

- *Independentes da pressão hidrostática*: para o caso geral de materiais metálicos caracterizados por baixa porosidade. Observações experimentais permitiram concluir que as pressões hidrostáticas não induzem deformações plásticas;
- *Convexidade*: têm que ser convexos e não devem existir pontos singulares;
- *Ligados a lei de plasticidade associada*: adota-se para potencial plástico a superfície de plasticidade definida no espaço das tensões, e define-se que o tensor velocidade de deformação plástica é sempre ortogonal à superfície de plasticidade. Verificações experimentais permitiram concluir que a regra da normalidade não é violada [Drucker, 1951].

O estado de tensão de um ponto material em qualquer instante dum carregamento é definido pelo tensor das tensões, σ , descrito matematicamente pela Equação (2.1):

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{23} & \sigma_{33} \end{bmatrix}, \quad (2.1)$$

e, como referido anteriormente, as pressões hidrostáticas não induzem deformação plástica. Assim, a componente volumétrica ou hidrostática pode ser subtraída ao tensor das tensões, dando origem ao tensor das tensões desviador de Cauchy, $\boldsymbol{\sigma}'$, definido matematicamente pela Equação (2.2):

$$\boldsymbol{\sigma}' = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{23} & \sigma_{33} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} - \sigma_m & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} - \sigma_m & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{23} & \sigma_{33} - \sigma_m \end{bmatrix}, \quad (2.2)$$

onde, σ_m é a média aritmética das tensões normais do tensor das tensões ($\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}$). O tensor hidrostático (segunda matriz da equação anterior) é uma matriz diagonal de valores iguais.

Ao longo dos últimos tempos foram estudados e desenvolvidos vários critérios de plasticidade com o intuito de caracterizar cada vez melhor os materiais. Existem critérios de plasticidade para materiais isotrópicos (Tresca, von Mises, Drucker, CPB06, etc.) e anisotrópicos (Hill'48, Yld91, CB2001, etc.).

2.1.1 CRITÉRIOS DE CEDÊNCIA ISOTRÓPICOS

A isotropia caracteriza-se por ser a propriedade dos materiais que independentemente da direção de solitação considerada, a resposta do material será a mesma em qualquer direção [Britannica, "Isotropy", 2021]. Assim sendo, as superfícies de plasticidade dos critérios de cedência isotrópicos são inalteráveis independentemente da direção de solitação.

CRITÉRIO DE TRESCA

O primeiro critério de plasticidade a surgir foi o critério de Tresca (1864). De acordo com este critério, a deformação plástica ocorre quando a tensão de corte máximo atingir um valor crítico.

Este critério de cedência no plano (σ_1, σ_2) é representado por um hexágono não regular como se pode verificar na Figura 2.1. Já no plano desviador π , o critério de cedência de Tresca é representado por um hexágono regular que é circunscrito pelo critério de cedência de von Mises (Figura 2.4, ver na página 12).

O critério de cedência de Tresca é mais difícil de implementar na estrutura de elementos finitos do que o critério de von Mises devido à presença dos cantos (pontos singulares) na superfície de plasticidade [Alves, J.L., 2017].

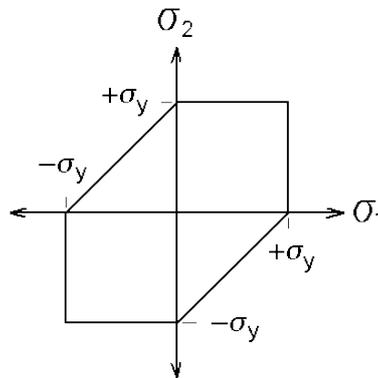


Figura 2.1 – Superfície de plasticidade do critério de Tresca no plano (σ_1, σ_2) [figura adaptada de McGuire, J., 1995].

O critério de Tresca é descrito pela Equação (2.3), sendo que σ_I e σ_{III} são as maior e menor tensões principais do tensor das tensões σ , respetivamente, e Y é a tensão limite de elasticidade em tração uniaxial.

$$\sigma_I - \sigma_{III} = Y \quad (2.3)$$

CRITÉRIO DE VON MISES

O segundo critério a surgir foi o critério de cedência de von Mises (1913). Este critério tem sido amplamente utilizado para modelar materiais isotrópicos pela sua simplicidade e fácil implementação numérica por ser formulado com uma equação matemática de segundo grau [Alves, J. L., 2017], como se pode verificar na Equação (2.4):

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 = 2Y^2, \quad (2.4)$$

onde, σ_1 , σ_2 e σ_3 são as tensões principais do tensor das tensões σ , Y é a tensão limite de elasticidade em tração uniaxial. Este critério também pode ser descrito matematicamente pela equação

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3J_2}, \quad (2.5)$$

sendo, J_2 o segundo invariante do tensor das tensões desviador de Cauchy σ' , que pode ser determinado pela equação seguinte:

$$J_2 = \frac{1}{6} [(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2] + \sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2 \quad (2.6)$$

Na figura abaixo está exposta a elipse que caracteriza a superfície de plasticidade do critério de von Mises no plano (σ_1, σ_2) . No plano desviador π a superfície de plasticidade deste critério é representada por um círculo (Figura 2.4, ver na página 12).

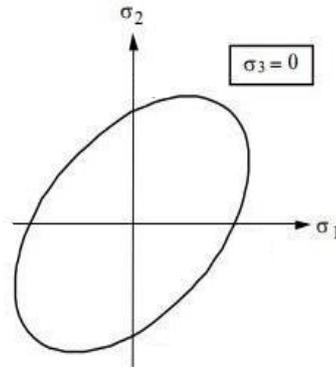


Figura 2.2 – Superfície de plasticidade do critério de von Mises no plano (σ_1, σ_2) [figurar retirada de Emara, M., Sayed-Ahmed, E., Soliman, E., 2019].

CRITÉRIO DE DRUCKER

Passado mais algumas décadas, em 1949, Drucker propõe um novo critério de cedência. A superfície de plasticidade de Drucker localiza-se entre as superfícies de plasticidade propostas por Tresca e von Mises (Figura 2.3). Este critério é descrito pela Equação (2.7):

$$J_2^3 - cJ_3^2 = \tau_Y^6, \quad (2.7)$$

onde, J_2 (Equação (2.6)) e J_3 (Equação (2.8)) são os segundo e terceiro invariantes do tensor das tensões desviador σ' , respetivamente, τ_Y é a tensão de escoamento ao corte puro e c é uma constante do material.

$$J_3 = \frac{2}{27}I_1^3 - \frac{1}{3}I_1I_2 + I_3, \quad (2.8)$$

onde,

$$I_1 = \sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz} \quad (2.9)$$

$$I_2 = \sigma_{xx}\sigma_{yy} + \sigma_{yy}\sigma_{zz} + \sigma_{xx}\sigma_{zz} - \sigma_{xy}^2 - \sigma_{yz}^2 - \sigma_{zx}^2 \quad (2.10)$$

$$I_3 = \sigma_{xx}\sigma_{yy}\sigma_{zz} + 2\sigma_{xy}\sigma_{yz}\sigma_{zx} - \sigma_{xy}^2\sigma_{zz} - \sigma_{yz}^2\sigma_{xx} - \sigma_{zx}^2\sigma_{yy} \quad (2.11)$$

A convexidade do critério é assegurada se $-27/8 \leq c \leq 2,25$. Para $c = 0$ o critério de von Mises é recuperado.

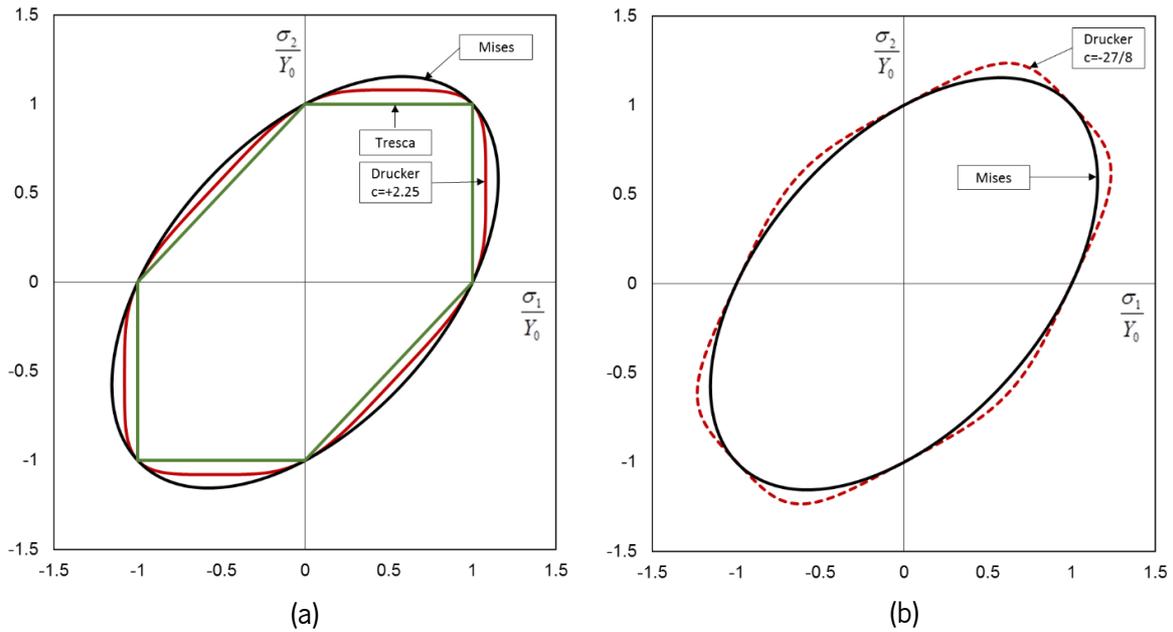


Figura 2.3 – Representação do critério de Drucker: (a) com $c = +2,25$ (linha vermelha), von Mises (linha preta) e Tresca (linha verde); e (b) com $c = -27/8$ (linha tracejada vermelha) e von Mises (linha preta) [Alves, J. L., 2017].

Para tração uniaxial, $\sigma_1 = \sigma_T$, $\sigma_2 = 0$ e $\sigma_3 = 0$, o critério de Drucker torna-se:

$$\sigma_T^6(27 - 4c) = 729\tau_y^6 \Leftrightarrow c = \frac{27}{4} \left[1 - \left(\frac{\tau_y\sqrt{3}}{\sigma_T} \right)^6 \right] \quad (2.12)$$

Assim sendo, segundo a Equação (2.12), a razão entre os esforços uniaxiais e a tensão de corte puro depende do valor do parâmetro c . Para:

- $c > 0 \rightarrow \sigma_T > \sqrt{3}\tau_y$;
- $c < 0 \rightarrow \sigma_T < \sqrt{3}\tau_y$.

Ou seja, para $c > 0$ a superfície de cedência do critério de Drucker fica dentro da superfície de von Mises. Para $c < 0$ a superfície de Drucker, fica fora da superfície de von Mises.

CRITÉRIO DE HOSFORD

Em 1972, foi proposto o critério de cedência de Hosford que é uma generalização do critério de cedência de von Mises. Este critério é descrito matematicamente por:

$$|\sigma_1 - \sigma_2|^m + |\sigma_2 - \sigma_3|^m + |\sigma_1 - \sigma_3|^m = A\bar{\sigma}^m, \quad (2.13)$$

onde, σ_1 , σ_2 e σ_3 são as tensões principais do tensor das tensões σ' , A é um fator de escala de tensão e $\bar{\sigma}$ é o tensor equivalente das tensões. Quando m tende para $+\infty$, este critério reduz-se ao critério de cedência de Tresca. Quando $A = 2$ reduz-se ao critério de cedência de von Mises.

CRITÉRIO GENERALIZADO DE KARAFILLIS E BOYCE

Karafillis e Boyce em 1993 referem a existência de fronteiras inferiores e superiores para as superfícies de plasticidade isotrópica de qualquer material com uma tensão limite de elasticidade conhecida, criando assim um novo critério de cedência designado por critério de plasticidade generalizado de Karafillis e Boyce [Alves, J. L., 2017].

A fronteira inferior coincide com a superfície de plasticidade de Tresca (1864) e a superior representa uma superfície definida com base na semissoma dos dois maiores diâmetros dos círculos de Mohr.

Na figura seguinte está representada a superfície de plasticidade do critério de von Mises com os respetivos limites superiores e inferiores no plano desviador π , ou seja, no plano perpendicular à linha representativa da pressão hidrostática.

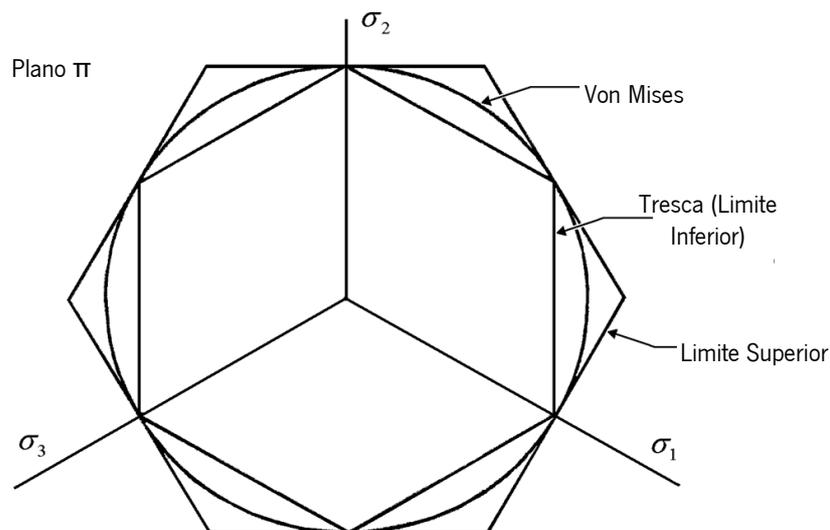


Figura 2.4 – Representação geométrica do critério de plasticidade de von Mises e respetivos limites superior e inferior, representados no plano desviador π [figura retirada de Karafillis, A.P., Boyce M.C., 1993].

As superfícies de plasticidade isotrópicas, compreendidas entre a dos critérios isotrópicos de Tresca (limite inferior) e von Mises, são matematicamente descritas pelo critério de Hosford (1972) pela seguinte equação matemática:

$$\Phi_1(\sigma') = (\sigma_1 - \sigma_2)^{2k} + (\sigma_2 - \sigma_3)^{2k} + (\sigma_1 - \sigma_3)^{2k} = 2Y^{2k}, \quad (2.14)$$

onde, σ_1 , σ_2 e σ_3 são as tensões principais do tensor das tensões desviador $\boldsymbol{\sigma}'$. Esta expressão é uma generalização do critério de plasticidade de von Mises, no qual é utilizado um expoente $2k$, com k inteiro e positivo. Quando $k = 1$ a expressão anterior é equivalente à proposta de von Mises e quando k tende para $+\infty$ a expressão tende para a proposta de Tresca. Para valores intermédios, descrevem todas as superfícies de plasticidade compreendidas entre a superfície de plasticidade de von Mises e a fronteira inferior.

De um modo genérico, as superfícies de plasticidade isotrópica compreendida entre a superfície de von Mises e a fronteira superior são matematicamente descritas pela expressão:

$$\Phi_2(\boldsymbol{\sigma}') = \sigma_1^{2k} + \sigma_2^{2k} + \sigma_3^{2k} = \frac{2^{2k}+2}{3^{2k}} Y^{2k}, \quad (2.15)$$

fazendo $k = 1$ obtém-se a expressão matemática da superfície de plasticidade isotrópica de von Mises, como no caso anterior, enquanto que quando k tende para $+\infty$, a expressão representa a fronteira do limite superior.

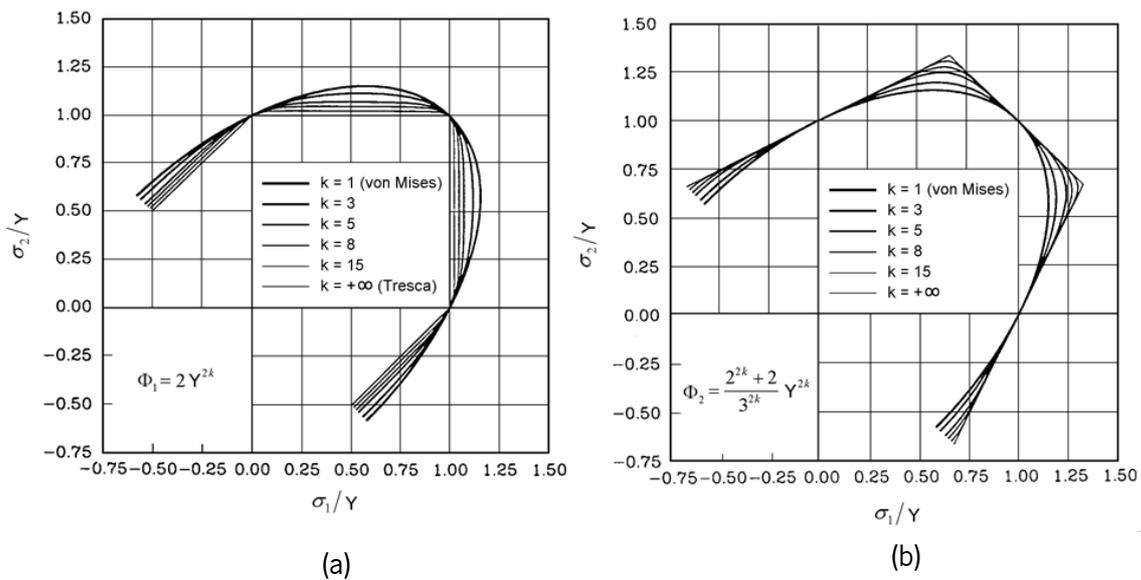


Figura 2.5 – Representação das diferentes superfícies de plasticidade isotrópica entre: (a) von Mises e a fronteira inferior (Tresca); e (b) von Mises e a fronteira superior [figura retirada de Alves, J. L., 2017].

Então, Karafilis e Boyce propuseram uma superfície de plasticidade isotrópica genérica, pela combinação linear de Φ_1 e Φ_2 , com o parâmetro isotrópico c . Este parâmetro está compreendido entre 0 e 1.

$$\Phi(\boldsymbol{\sigma}') = (1 - c)\Phi_1(\boldsymbol{\sigma}') + c \frac{3^{2k}}{2^{2k-1} + 1} \Phi_2(\boldsymbol{\sigma}') = 2Y^{2k} \quad (2.16)$$

O critério de plasticidade isotrópico genérico, matematicamente descrito pela equação anterior, modela todas as superfícies de plasticidade isotrópica compreendida entre as fronteiras limites superiores e inferiores.

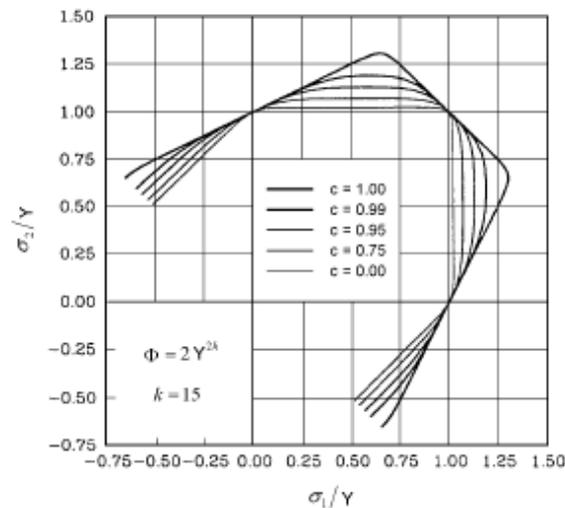


Figura 2.6 – Representação geométrica de diferentes superfícies de plasticidade isotrópica no espaço (σ_1, σ_2) , obtidas pelo critério de plasticidade isotrópico generalizado de Karafillis e Boyce, com $k = 15$ e fazendo variar o parâmetro c na equação [figura retirada de Alves, J. L., 2017].

CRITÉRIO CPB06

Posteriormente, em 2006, Cazacu e co-autores propuseram um novo critério, designado por CPB06, para metais com forte assimetria à tração e à compressão, como por exemplo, ligas de magnésio, ligas de titânio e até algumas ligas de alumínio [Alves, J. L., 2017]. Descrito matematicamente pela Equação (2.17):

$$\bar{\sigma} = B \left[(|\sigma'_1| - k|\sigma'_1|)^a + (|\sigma'_2| - k|\sigma'_2|)^a + (|\sigma'_3| - k|\sigma'_3|)^a \right]^{\frac{1}{a}}, \quad (2.17)$$

onde, σ'_1 , σ'_2 e σ'_3 são os valores principais do tensor das tensões desviador de Cauchy, $\boldsymbol{\sigma}'$. B é uma constante do próprio material (Equação (2.18)), de forma que $\bar{\sigma}$ se reduz à tensão de escoamento de tração uniaxial, σ_T ,

$$B = \left[\frac{3^a}{2^{a(1-k)^a + 2(1+k)^a} } \right]^{\frac{1}{a}}, \quad (2.18)$$

k também é um parâmetro do material, que na sua forma isotrópica, é o único parâmetro responsável por descrever a assimetria à tração e à compressão. Assim sendo, pode ser descrito como a razão entre o escoamento uniaxial à tração, σ_T , e o escoamento uniaxial à compressão, σ_C . Este parâmetro tem valores compreendidos entre $[-1; 1]$, tais que:

- $0 < k \leq 1$, se $1 < \sigma_T/\sigma_C \leq \sqrt{2}$;

- $k = 0$, se $\sigma_T = \sigma_C$;
- $-1 \leq k < 0$, se $\sqrt{2}/2 < \sigma_T/\sigma_C \leq 1$;

com,

$$k = \frac{1 - f\left(\frac{\sigma_T}{\sigma_C}\right)}{1 + f\left(\frac{\sigma_T}{\sigma_C}\right)} \quad (2.19)$$

e onde,

$$f(x) = \sqrt{\frac{2 - x^2}{2x^2 - 1}} \quad (2.20)$$

Na Figura 2.7 está representada a comparação entre a superfície de plasticidade do critério de cedência CPB06 e a critério de von Mises no plano desviador normalizado ao corte. Neste plano, a superfície de plasticidade de von Mises é representada por um círculo, enquanto que a do critério CPB06 é representada por um triângulo com cantos arredondados. No primeiro caso (a), que corresponde ao critério CPB06 com $k = +1$, a sua superfície de plasticidade esta circunscrita no círculo de von Mises. No segundo caso (b), ocorre o inverso. A superfície de plasticidade do critério CPB06 com $k = -1$ está pelo lado de fora do círculo de von Mises. Ou seja, o critério de cedência CPB06 com $k = +1$ é um critério mais “conservador” que o critério de von Mises e, por sua vez, o critério de von Mises é mais “conservador” que o critério CPB06 com $k = -1$.

De referir que, como o critério CPB06 detém uma assimetria na tensão em escoamento uniaxial à tração e em escoamento uniaxial à compressão, o critério com $k = -1$ possui maior tensão em escoamento uniaxial à compressão que em escoamento uniaxial à tração, o contrário verifica-se no critério com $k = +1$.

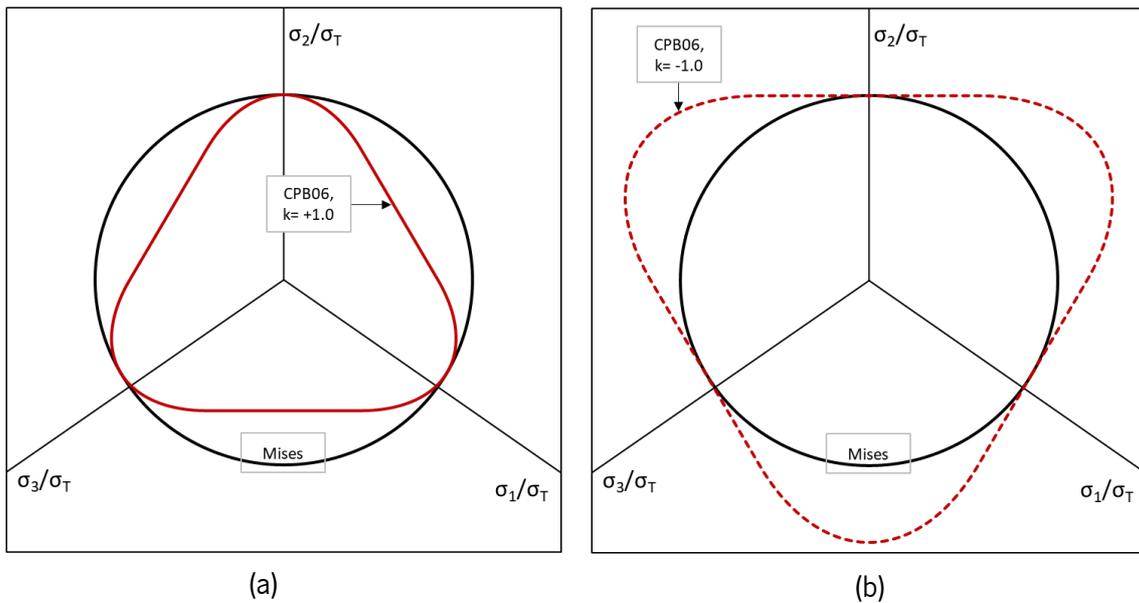


Figura 2.7 – Representação no plano desviador do critério CPB06 para: (a) $k = +1$; e (b) $k = -1$ em comparação com o critério de von Mises [figura retirada de Cazacu, O., Plunkett, B., Barlat, F., 2006].

2.1.2 CRITÉRIOS DE CEDÊNCIA ANISOTRÓPICOS

Contrariamente à isotropia, a anisotropia caracteriza-se por ser a propriedade dos materiais que irá produzir respostas diversas conforme a direção de sollicitação considerada [Britannica, “Anisotropy”, 2021].

Os critérios de plasticidade anisotrópicos Hill (1948, 1979, 1990 e 1993), Bassani (1977), Budiansky (1984), Barlat (1989, 1991, 1994, 1997 e 2000) respeitam as regras anteriormente mencionadas: independência da pressão hidrostática, a convexidade e a adoção de uma lei de plasticidade associada [Alves, J. L., 2010].

Já o critério de Karafillis e Boyce (1993) restringe-se à modelação do comportamento de materiais anisotrópicos de comportamento ortotrópico² com 3 planos de simetria de propriedades mutuamente ortogonais em cada ponto material [Alves, J. L., 2010].

Os critérios elaborados por Barlat (Yld91, Yld94, Yld96, Yld00) são válidos apenas para o estado plano de tensão, exceto o Yld91 que é uma extensão do critério isotrópico de Hosford para materiais que apresentam anisotropia ortotrópica [Alves, J. L., 2010].

² Uma chapa ortotrópica é definida pela existência de apenas três simetrias no que diz respeito à resposta do material perante diferentes sollicitações.

CRITÉRIO HILL'48

O critério Hill'48 é o mais utilizado na simulação de processos de conformação de chapa de metálicas cujo coeficiente de anisotropia é superior a 1, tais como os aços, visto que descreve adequadamente a anisotropia inicial das chapas. Este critério é a generalização do critério quadrático isotrópico de von Mises para materiais anisotrópicos ortotrópicos. Possui seis parâmetros de anisotropia (F, G, H, L, M e N) que são determinados a partir dos três ensaios de tração uniaxial a 0° , 45° e 90° da direção de laminagem.

$$F = \frac{H}{r_{90}} \quad (2.21)$$

$$G = \frac{1}{r_0 + 1} \quad (2.22)$$

$$H = r_0 \times G \quad (2.23)$$

$$L = M = 1,5 \quad (2.24)$$

$$N = 0,5 \times \frac{(r_0 + r_{90}) \times (2r_{45} + 1)}{r_0 \times (r_0 + 1)} \quad (2.25)$$

Este critério é descrito matematicamente, no referencial ortotrópico Oxyz, pela seguinte equação:

$$F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 2L\sigma_{yx}^2 + 2M\sigma_{xz}^2 + 2N\sigma_{xy}^2 = Y^2 \quad (2.26)$$

CRITÉRIO YLD91

Para o critério Yld91, foi proposta uma transformação linear, \mathbf{L} , do tensor das tensões, $\boldsymbol{\sigma}$. Assim, este tensor das tensões que sofreu a transformação linear é utilizado no critério isotrópico de Hosford em 1972 [Alves, J. L., 2010]. Desta forma, este critério de plasticidade é descrito matematicamente pela seguinte equação:

$$s = \mathbf{L} : (\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X}) \text{ e } |s_1 - s_2|^a + |s_2 - s_3|^a + |s_1 - s_3|^a = 2Y^a, \quad (2.27)$$

onde, s_1, s_2 e s_3 são as tensões principais do tensor das tensões desviador $\boldsymbol{\sigma}$, é a tensão limite de elasticidade em tração uniaxial, \mathbf{X} o tensor das tensões inversas (apenas no caso de o encruamento cinemático ser considerado) e a um coeficiente com valor superior a 1 que varia em função da anisotropia do material e da estrutura cristalográfica. Foi sugerido o valor 6 para estruturas

cristalográficas CCC (cúbica de corpo centrado) e o valor 8 para estruturas cristalográficas CFC (cúbica de faces centradas).

CRITÉRIO DE KARAFILLIS E BOYCE

O critério de Karafillis e Boyce conseguiu caracterizar vários materiais através do seu critério isotrópico generalizado. A anisotropia neste critério de base isotrópica é introduzida, à semelhança do critério anterior, através de uma transformação linear do tensor das tensões e por isso é considerado uma generalização do critério Yld91.

O espaço das tensões resultante da transformação linear foi designado por “Estado Plástico Isotrópico Equivalente”, e definido matematicamente por:

$$\mathbf{s} = \mathbf{L} : \boldsymbol{\sigma} \quad (2.28)$$

Este critério usufrui de mais um parâmetro de anisotropia ($c, c_1, c_2, c_3, c_4, c_5$ e c_6) que o critério Yld91 (c_1, c_2, c_3, c_4, c_5 e c_6), designado por parâmetro c . No entanto, Barlat defende que o parâmetro adicional tem pouca influência na exatidão da descrição da anisotropia, visto que se trata de um parâmetro isotrópico, ao contrário dos demais parâmetros [Alves, J. L., 2010].

CRITÉRIO CB2001

Em 2001, Cazacu e Barlat (CB2001) propuseram duas formulações com base no critério de plasticidade isotrópico proposto por Drucker em 1949.

Na primeira formulação, a anisotropia foi proposta, como já tinha sido feito anteriormente por Barlat em 1991 e por Karafillis e Boyce em 1993, através da utilização do tensor \mathbf{s} obtido a partir da transformação linear \mathbf{L} , e do critério de plasticidade isotrópico de Drucker [Alves, J. L., 2010], sendo descrito matematicamente por:

$$\mathbf{s} = \mathbf{L} : (\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X}) \quad (2.29)$$

Pode assim calcular-se (Equações (2.30) e (2.31)) o segundo e terceiro invariante do tensor das tensões linearmente transformando em \mathbf{s} , J_2^s e J_3^s , respetivamente, através do traço, tr , dos tensores \mathbf{s}^2 e \mathbf{s}^3 , respetivamente:

$$J_2^s = tr \mathbf{s}^2 / 2 \quad (2.30)$$

$$J_3^s = tr \mathbf{s}^3 / 3 \quad (2.31)$$

Utilizando estes valores na expressão do critério isotrópico de Drucker tem-se:

$$(J_2^s)^3 - c(J_3^s)^2 = 27\left(\frac{Y}{3}\right)^6 \quad (2.32)$$

Tendo sempre em atenção que o valor do parâmetro c para garantir a convexidade do critério $\left(-\frac{27}{8} < c < \frac{9}{4}\right)$.

A segunda formulação proposta é designada como “Generalização do critério de Drucker à ortotropia” [Alves, J. L., 2010]. Para isto Cazau e Barlat desenvolveram expressões generalizadas para o segundo e terceiro invariante do tensor das tensões, J_2^0 e J_3^0 , respetivamente.

Sendo o segundo invariante generalizado descrito matematicamente pela Equação (2.33).

$$\begin{aligned} \frac{a_1}{6}(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + \frac{a_2}{6}(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + \frac{a_3}{6}(\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^2 + a_4\sigma_{xy}^2 + a_5\sigma_{xz}^2 + a_6\sigma_{yz}^2 \\ = J_2^0, \end{aligned} \quad (2.33)$$

e sendo o terceiro invariante generalizado descrito matematicamente pela Equação (2.34).

$$\begin{aligned} \frac{1}{27}(b_1 + b_2)\sigma_{xx}^3 + \frac{1}{27}(b_3 + b_4)\sigma_{yy}^3 + \frac{1}{27}[2(b_1 + b_4) - b_2 - b_3]\sigma_{zz}^3 \\ - \frac{1}{9}(b_1\sigma_{yy} + b_2\sigma_{zz})\sigma_{xx}^2 - \frac{1}{9}(b_3\sigma_{zz} + b_4\sigma_{xx})\sigma_{yy}^2 \\ - \frac{1}{9}[(b_1 - b_2 + b_4)\sigma_{xx} + (b_1 - b_3 + b_4)\sigma_{yy}]\sigma_{zz}^2 + \frac{2}{9}(b_1 + b_4)\sigma_{xx}\sigma_{yy}\sigma_{zz} \\ - \frac{\sigma_{xz}^2}{3}[2b_9\sigma_{yy} - b_8\sigma_{zz} - (2b_9 - b_8)\sigma_{xx}] \\ - \frac{\sigma_{xy}^2}{3}[2b_{10}\sigma_{zz} - b_9\sigma_{yy} - (2b_{10} - b_9)\sigma_{xx}] \\ - \frac{\sigma_{xz}^2}{3}[(b_6 - b_7)\sigma_{xx} - b_6\sigma_{yy} - b_7\sigma_{zz}] + 2b_{11}\sigma_{xy}\sigma_{yz}\sigma_{xz} = J_3^0 \end{aligned} \quad (2.34)$$

Depois de determinados os invariantes generalizados podem ser introduzidos no critério de plasticidade de Drucker (Equação (2.35)).

$$(J_2^0)^3 - c(J_3^0)^2 = 27\left(\frac{Y}{3}\right)^6 \quad (2.35)$$

O critério de plasticidade proposto por estes autores, é composto por 18 parâmetros de anisotropia $(a_1, \dots, a_6; b_1, \dots, b_{11}; c)$ para um dado estado de tensões triaxiais (Equação (2.36)) e 11 parâmetros de anisotropia para estados planos de tensão (Equação (2.37)).

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zx} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad (2.36)$$

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \sigma_{xy} \\ \sigma_{yx} & \sigma_y \end{bmatrix} \quad (2.37)$$

Caso os materiais tenham um comportamento isotrópico, atribui-se o valor de um em todos os parâmetros a e b , obtendo-se assim a igualdade entre os segundos e terceiros invariantes generalizados e os segundos e terceiros invariantes do tensor das tensões ($J_2^0 = J_2$ e $J_3^0 = J_3$), como se pode verificar nas Equações (2.6) e (2.8).

No caso do processo de conformação de chapas metálicas, e em particular na caracterização mecânica, é normalmente difícil quantificar grandezas, tais como deformações e/ou tensões, fora do plano da chapa, pelo que se torna difícil identificar e caracterizar o comportamento anisotrópico fora do plano. Assim, admite-se que os parâmetros de anisotropia relacionados com a direção normal (i.e., na direção da sua espessura) se reduzem ao caso isotrópico. Isto considerado, resulta que dos 18 parâmetros de anisotropia do critério, 7 deles reduzem-se ao caso isotrópico, pelo que sobram 11 para caracterizar o comportamento anisotrópico, os quais carecem e podem ser identificados a partir de resultados de testes experimentais, tais como, por exemplo, a partir dos coeficientes de anisotropia (r_α) e das tensões limite de elasticidades em pelo menos 5 diferentes orientações no plano da chapa relativamente à direção de laminagem. Para os restantes 7 parâmetros associados à resposta fora do plano da chapa assume-se o valor unitário, o que corresponde a assumir-se que, nesta direção, a resposta do material é isotrópica.

O critério de plasticidade CB2001 apresenta uma grande flexibilidade para descrever a anisotropia plástica dos materiais, muito devido ao elevado número de parâmetros de anisotropia (11 ou 18, tratando-se de um estado plano de tensões ou um estado de tensões triaxial, respetivamente).

2.2 LEIS DE ENCRUAMENTO

Qualquer material, durante o processo de deformação plástica sofre expansão ou contração, translação ou distorção da sua superfície de plasticidade inicial definida pelo critério de plasticidade que melhor modela o comportamento plástico do material. As leis de encruamento determinam estas alterações de tamanho, posição ou forma da superfície de plasticidade.

A Figura 2.8 ilustra de forma clara a diferença entre o encruamento isotrópico e cinemático. No encruamento isotrópico ocorre uma expansão uniforme da superfície de plasticidade, enquanto que no encruamento cinemático a superfície de plasticidade desloca-se no espaço das tensões. Em geral, nos processos de conformação de chapas metálicas, simplifica-se o modelo de encruamento assumindo-se que o material apenas sofre encruamento isotrópico, até porque este é mais fácil de caracterizar experimentalmente do que o encruamento cinemático. Todavia, quase todos os materiais metálicos exibem algum efeito de Bauschinger, o qual só pode ser adequadamente descrito com recurso aos modelos de encruamento cinemático.

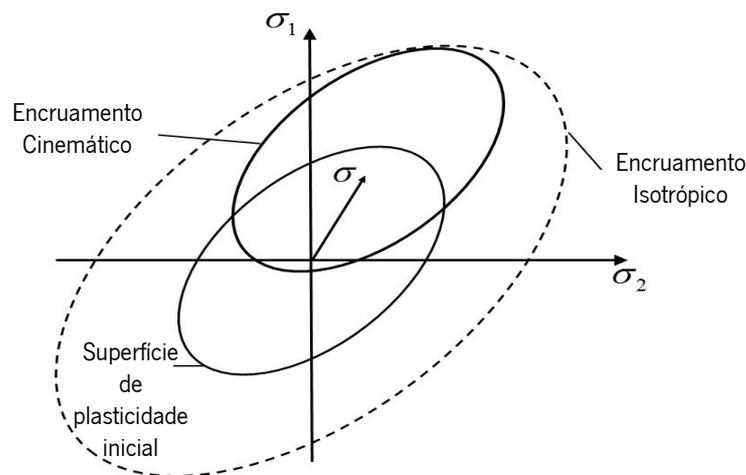


Figura 2.8 – Superfície de plasticidade inicial com subsequente encruamento isotrópico (linha a traço interrompido) ou encruamento cinemático (linha a cheio) [figura adaptada de Banabic, D., 2010].

Como referido anteriormente, trata-se de encruamento isotrópico se a nova superfície de plasticidade do material (depois de sofrer deformação plástica) for obtida através de uma expansão uniforme da superfície de plasticidade inicialmente definida pelo critério de plasticidade. Ou seja, os centros das superfícies de plasticidade mantêm-se os mesmos, desprezando-se assim o efeito de Bauschinger.

O efeito de Bauschinger ocorre aquando de uma inversão da direção de solitação e após se ter ultrapassado o limite de elasticidade, i.e., após ocorrer deformação plástica de um material metálico. Como exemplo, traciona-se um corpo até que seja ultrapassado o seu limite de elasticidade e depois comprime-se o mesmo corpo (ou seja, inverte-se a trajetória de deformação), irá verificar-se uma diferença considerável no novo limite de elasticidade do material. Para se modelar este tipo de comportamento foi necessário introduzir-se uma componente cinemática no processo de encruamento [Zhuang, Z., Liu, Z., Cui, Y., 2019].

Existem várias leis de encruamento isotrópico, tais como, Lundwick (1909), Prager (1938), Ramberg e Osgood (1943), Holomon (1944), Fernandes *et.al.* 1998 e as duas leis mais utilizadas Swift (1947) e Voce (1948).

A lei de Swift (Equação (2.38)) é mais apropriada para descrever o comportamento de materiais que possuam encruamento isotrópico sem saturação. Em geral os aços não apresentam saturação da tensão de escoamento e, conseqüentemente, esta lei é a que mais se adequa para modelar o seu comportamento e encruamento isotrópico,

$$Y = k (\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}^p)^n \quad (2.38)$$

Já a lei de Voce (Equação (2.39)) é mais apropriada para descrever o comportamento de materiais que exibam saturação do encruamento isotrópico. Em geral, é mais adequado para modelar o encruamento de ligas de alumínio, visto que estas apresentam saturação da tensão de escoamento.

$$Y = Y_0 + (Y_{sat} - Y_0) \cdot [1 - \exp(-C_Y \cdot \bar{\varepsilon}^p)], \quad (2.39)$$

onde, nas duas equações anteriores, Y diz respeito à tensão de escoamento, Y_0 à tensão limite de elasticidade inicial em tração uniaxial, $\bar{\varepsilon}^p$ à deformação plástica equivalente e C , n e C_Y são constantes do material determinadas experimentalmente.

Na Figura 2.9 apresenta-se uma comparação das leis de Swift (sem os parâmetros ajustados) e Voce com a curva tensão-deformação experimental do aço *dual-phase* DP980. Os dados para obtenção desta figura foram fornecidos no ficheiro "*BM1_Matera_Data.xlsx*" do *Benchmark#01* do tema desta dissertação.

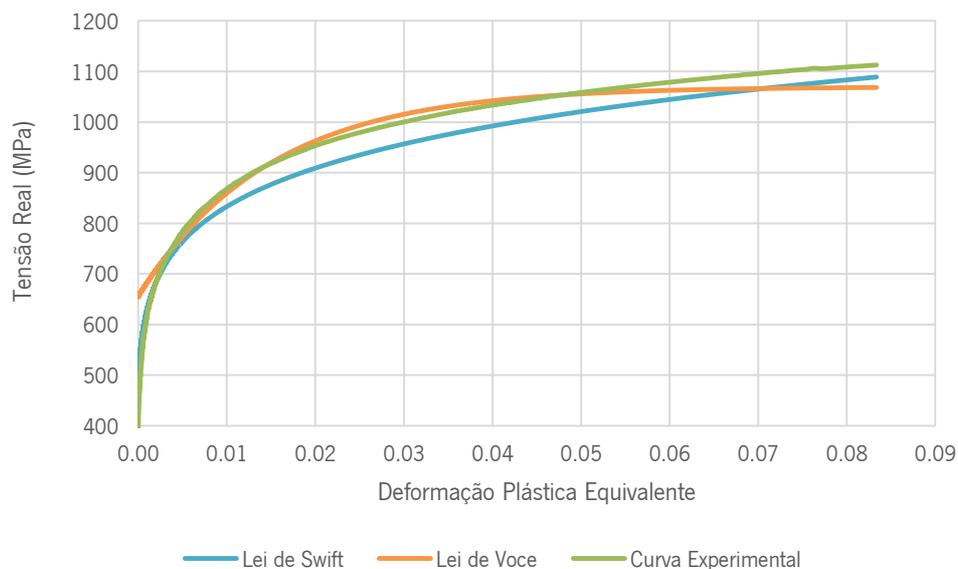


Figura 2.9 – Comparação da lei de Swift e a lei de Voce com a curva tensão-deformação do aço *dual-phase* DP980.

Na figura acima verifica-se que, a linha cor de laranja, representativa da lei de Voce, apresenta uma clara saturação da tensão de escoamento com a evolução da deformação plástica equivalente. E como seria de esperar, verifica-se que a lei de Swift (linha azul) se assemelha, pela não saturação da tensão de escoamento, à curva experimental do material.

De referir que, a comparação das curvas tensão-deformação da lei de Swift, com e sem os parâmetros ajustados, à curva tensão-deformação do material em estudo, encontra-se mais à frente no subcapítulo 3.1, na Figura 3.3 (ver página 26).

O encruamento cinemático é caracterizado por manter a superfície de plasticidade inalterada (tamanho e forma) durante o processo de deformação plástica, só a deslocando no espaço das tensões.

As leis de encruamento cinemático correspondem às leis de evolução do tensor das tensões inversas, \mathbf{X} [Alves, J. L., 2010]. A lei mais utilizada é a lei de Lemaître e Chaboche proposta em 1985 para corrigir falhas das duas leis anteriormente criadas, lei de Prager (1955) e lei de Ziegler (1959), mas a sua abordagem está fora do âmbito desta dissertação, também porque a caracterização experimental do material não contempla a análise e caracterização do efeito de Bauschinger.

3. MODELAÇÃO NUMÉRICA

Neste capítulo é feita a descrição completa do processo de conformação estudado, primeiramente a descrição da chapa metálica a ser conformada, abordando-se o comportamento mecânico do material e a discretização do esboço, quer para as simulações 2D axissimétricas, quer para as simulações 3D. Posteriormente descrevem-se as ferramentas, nomeadamente o processo de modelação 3D das ferramentas e geração das malhas de elementos finitos necessárias para as simulações numéricas. Por fim, detalham-se os ficheiros *input* e *output* do *solver* de elementos finitos utilizado (DD3IMP).

3.1 COMPORTAMENTO MECÂNICO DO MATERIAL

O material da chapa metálica laminada em estudo é um aço *dual-phase* de alta resistência, denominado DP980. Este aço pertencente à terceira geração de chapas de alta resistência e o seu estudo é um assunto de elevado interesse para os fabricantes. Geralmente, o aço DP980 é utilizado em estruturas que requerem alta absorção de energia [North American Automotive, 2019].

Para fabricar chapas metálicas é utilizado um processo de conformação denominado por laminagem. Este processo consiste em produzir chapas de uma determinada espessura a partir de blocos, lingotes ou chapas mais grossas por ação de rolos cilíndricos. A redução de espessura é gradual e ocorre sempre no mesmo plano.

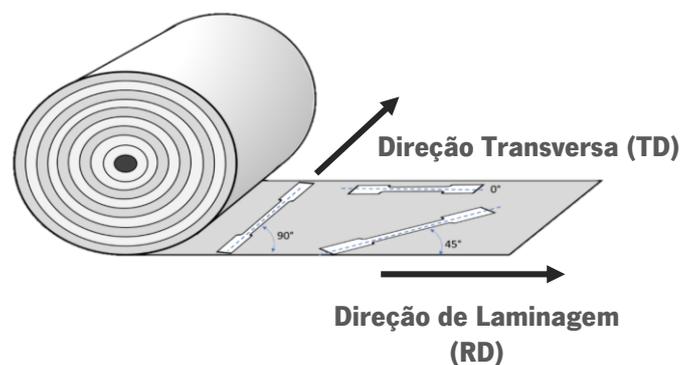


Figura 3.1 – Esquema ilustrativo do processo de laminagem e das respetivas direções de laminagem e transversa [figura adaptada de World Auto Steel, 2021].

Os aços *dual-phase*, ou bifásicos, caracterizam-se por conciliarem, de forma otimizada, a elevada resistência mecânica com uma boa conformabilidade. A ductilidade deste tipo de aço provém da sua microestrutura (Figura 3.2) que associa uma fase extremamente dura (martensite) dispersa numa matriz de ferrite.

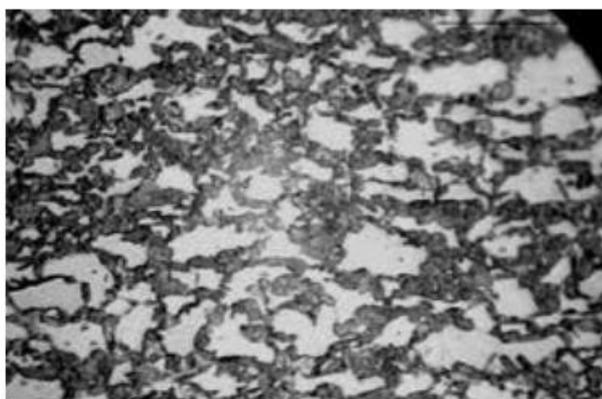


Figura 3.2 – Microestrutura de um aço *dual-phase* de alta resistência DP980 com cerca de 60% de martensite (parte branca) e 40% de ferrite (parte escura) [figura retirada de North American Automotive, 2019].

A típica composição química deste aço, encontra-se na tabela seguinte. Pode verificar-se uma alta percentagem de manganês, que se traduz em uma elevada resistência mecânica e dureza do material.

Tabela 3.1 – Composição química do aço DP980 [dados retirados de Pottore, N., Fonstein, N., Gupta, I., Bhattacharya, D., 2004].

Elemento	C	Mn	Si	P	S	N	Al
Peso Total [%]	0,15	1,45	0,3	0,01	0,007	0,007	0,04

Propriedades mecânicas tais como tensão de cedência, tensão de rotura, alongamento, módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson estão descritas na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas do aço DP980 [dados retirados de Pottore, N., Fonstein, N., Gupta, I., Bhattacharya, D., 2004 e Martins, B., Santos, A., Teixeira, P., Ito, K., Mori, N., 2013].

Tensão de Cedência [MPa]	Tensão de Rotura [MPa]	Alongamento [%]	Módulo de Young [GPa]	Coefficiente de Poisson
675	1 030	10	210	0,3

Como se pode verificar no Figura 3.3 na curva tensão-deformação do material, trata-se de um material que não atinge saturação na tensão de escoamento, como já seria de esperar, visto que em geral os aços apresentam esta característica. Desta forma, a lei de encruamento que melhor se adequa ao material é a lei de Swift, descrita matematicamente pela Equação (2.38).

Os parâmetros da lei de Swift foram fornecidos no enunciado do *Benchmark#01*, no entanto, foram ajustados para uma melhor aproximação à curva tensão-deformação do material.

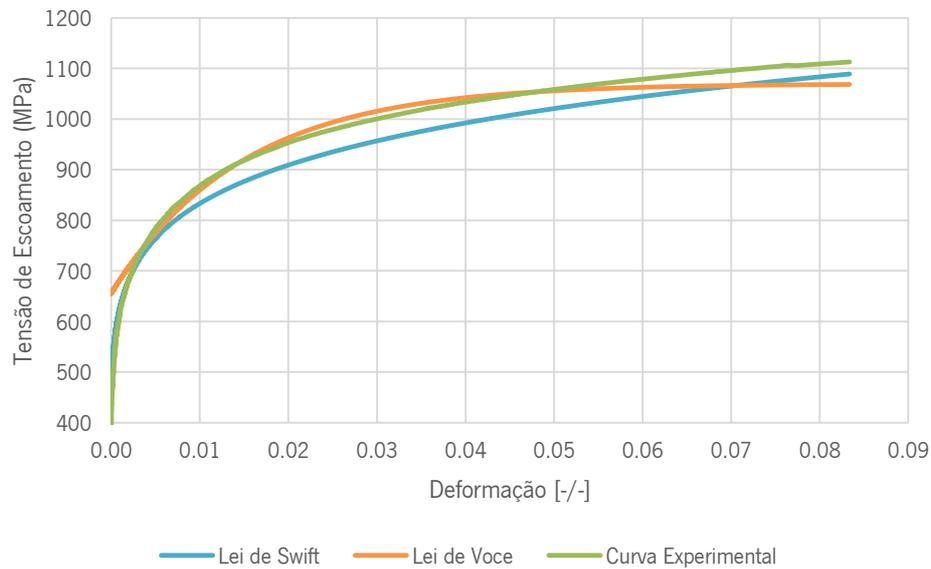


Figura 3.3 – Alteração dos parâmetros da lei de Swift para a aproximação da curva experimental do material.

Na Tabela 3.3 estão descritos os respectivos parâmetros da lei de Swift fornecidos no enunciado do *Benchmark#01*, bem como os parâmetros ajustados que foram posteriormente utilizados para modelar o encruamento do material.

Tabela 3.3 – Parâmetros da lei de Swift fornecidos pelo *Benchmark#01* e ajustados.

Parâmetro	Y_0	k	n	$\epsilon_0 = \sqrt[n]{\left(\frac{Y_0}{k}\right)}$
Fornecido	684,2 MPa	1 492,7 MPa	0,114	0,00014
Ajustado	500 MPa	1 550 MPa	0,127	0,00107

Sendo Y_0 a tensão de cedência, k e n são parâmetros constitutivos da Lei de Swift e ϵ_0 é um parâmetro numérico (parâmetro de correção da lei de Hollomon à lei de Swift) e é obtido através dos parâmetros anteriores.

3.2 PROCESSO E MODELAÇÃO DAS FERRAMENTAS

O método de elementos finitos (*FEM – Finite Element Method*) tem por base subdividir um volume contínuo em partes menores, denominadas por elementos finitos. Esta subdivisão de um problema complexo e contínuo em partes menores torna possível a sua resolução computacionalmente. Os elementos finitos podem apresentar diferentes formas como triangulares, quadriláteros, etc., em função do tipo e da dimensão do problema. Os elementos são todos conectados entre si por pontos, denominados de nós. Um conjunto de elementos irá formar uma malha que faz a discretização da forma do esboço. Outro aspeto a ter em conta na discretização de um esboço é a forma de integração, normalmente pelo método de Gauss, e consequentemente o número de pontos de Gauss de cada elemento finito. O método de Gauss permite a integração exata da função discretizada pelo elemento finito. Na Figura 3.4 representa-se esquematicamente o método de Gauss aplicado à integração da função $F(x)$, discretizada por um elemento 1D linear definido pelos nós 'a' e 'b' no domínio canónico [-1,1]. A função $F(x)$ é aproximada linearmente (linha azul), e o método de Gauss permite determinar o integral exato da área abaixo da linha azul simplesmente pelo cálculo dos valores da função nos pontos de Gauss.

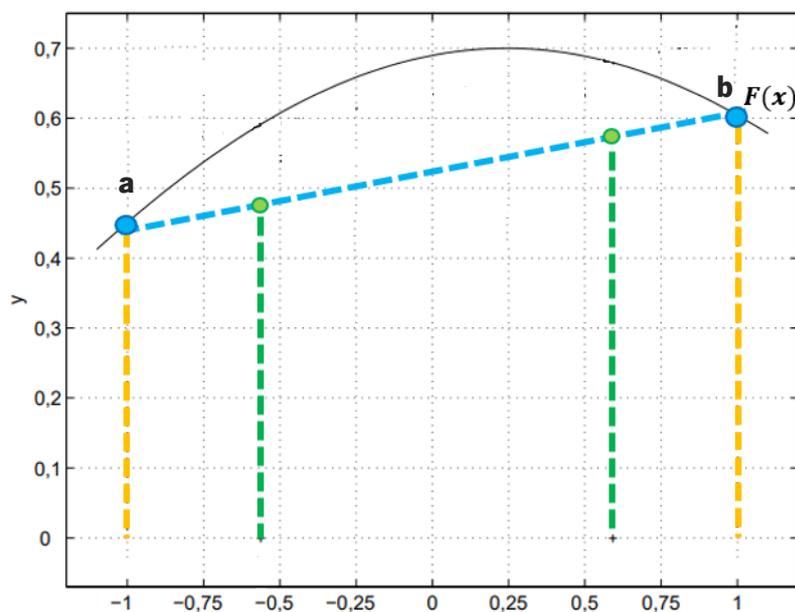


Figura 3.4 – Integração exata pelo método de Gauss: os dois nós representados a azul e os dois pontos de Gauss representados a verde [figura adaptada de Campos Filho, F., 2018].

Quanto mais pequeno for o tamanho do elemento, ou se se utilizarem elementos de ordem superior (quadráticos, cúbicos, etc.), menor será o erro de integração, pelo que se devem utilizar refinamentos de malha adequados e o tipo de elemento finito mais ajustado ao problema e ao domínio

contínuo em estudo. Como exemplo, na figura acima, a função $F(x)$ não está a ser integrada com rigor devido a uma discretização insuficiente (a área entre a função exata e a função aproximada pela formulação do elemento finito linear, i.e. a linha azul, é “perdida” pelo método de aproximação) ou a uma má escolha do tipo de elemento finito utilizado. Se se adicionasse mais um nó, por exemplo no ponto máximo da função, este problema seria quase ultrapassado, uma vez que com mais um nó se consegue uma muito melhor discretização da função $F(x)$ no domínio em estudo.

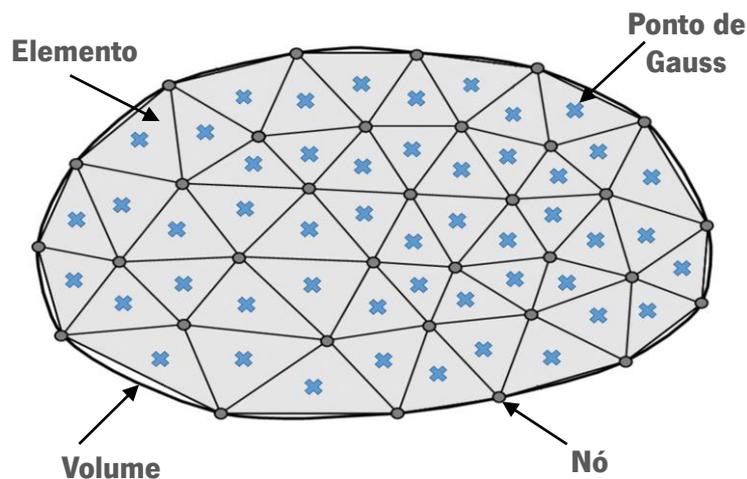


Figura 3.5 – Método de Elementos Finitos: subdivisão do volume contínuo em partes mais pequenas [figura adaptada de Souza, R., 2003].

Todos os processos de fabrico que envolvam conformar um material necessitam sempre de ferramentas para que deformem o corpo na forma pretendida. Neste *Benchmark*, o objetivo é alargar o furo central da chapa metálica com as características descritas no seguinte subcapítulo 3.3 (página 33), para isso são necessárias três ferramentas: um punção, uma matriz e um cerra-chapas (Figura 3.6)

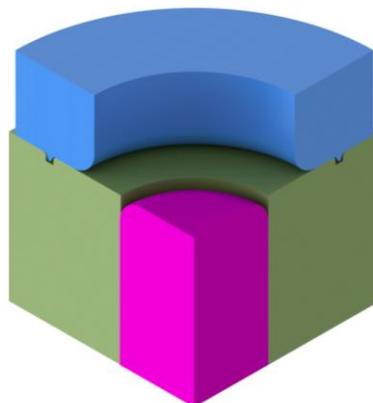


Figura 3.6 – Montagem das ferramentas do processo em corte: punção (cor de rosa), matriz (azul) e cerra-chapas (verde).

Como a chapa tem um furo central com um diâmetro inicial de 60 milímetros, o punção (Figura 3.7 (a)) tem obrigatoriamente que ter um diâmetro superior, visto ser ele a ferramenta responsável pela expansão do furo. No *Benchmark* foi definido que o diâmetro do punção é de 100 milímetros.

A matriz e o cerra-chapas (Figura 3.7 (b) e (c), respectivamente) têm a função de segurar vigorosamente a chapa para que esta não escoe enquanto o punção faz o seu movimento ascendente e de alargamento do furo. Para isto acontecer, estas duas ferramentas criam um vinco (resultando da ação de um freio, com uma profundidade de 5 milímetros) que irá prender a chapa a uma distância compreendida entre 95 e os 100 milímetros do centro do furo.

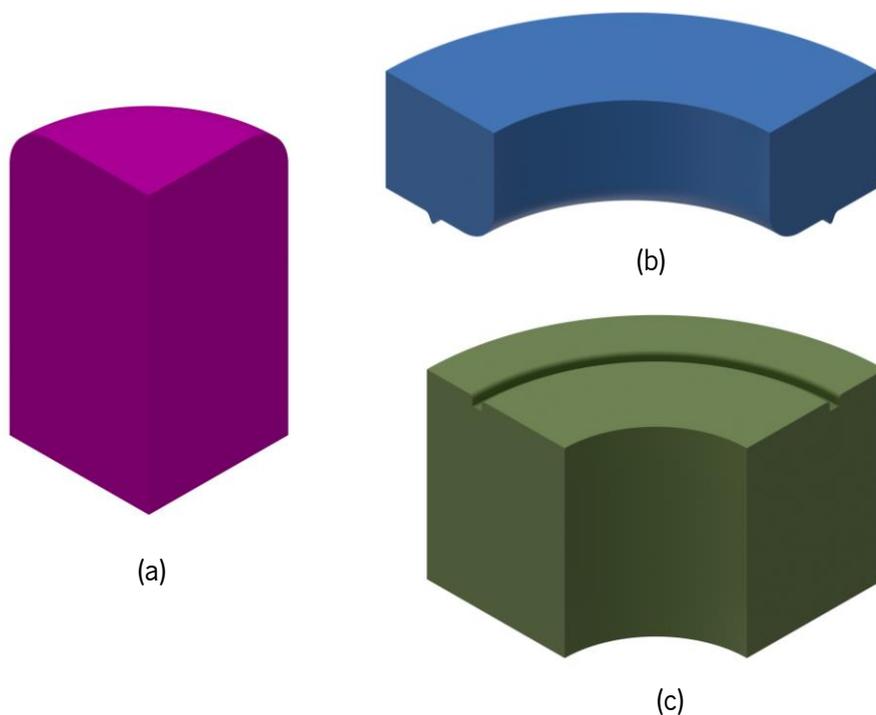


Figura 3.7 – Modelação de $\frac{1}{4}$ de cada uma das ferramentas do processo: (a) punção; (b) matriz; e (c) cerra-chapas.

Pela geometria simples das ferramentas do processo de conformação, optou-se por fazer a sua modelação unicamente no *software* de pré-processamento GiD, sem ser necessário o auxílio de outras ferramentas CAD (*Computer Aided Design*).

A primeira etapa para a modelação das ferramentas foi desenhar o seu perfil através das coordenadas de cada ponto no plano Oxz e posteriormente fazer os raios de curvatura onde era necessário, utilizando a opção automática que o *software* possui para o efeito (*Geometry* \rightarrow *Create* \rightarrow *.Arc* \rightarrow *Fillet Curves*).

Nas figuras seguintes encontram-se os perfis de cada ferramenta no plano Oxz e as respectivas coordenadas de cada ponto, bem como um detalhe dos seus raios de concordância.

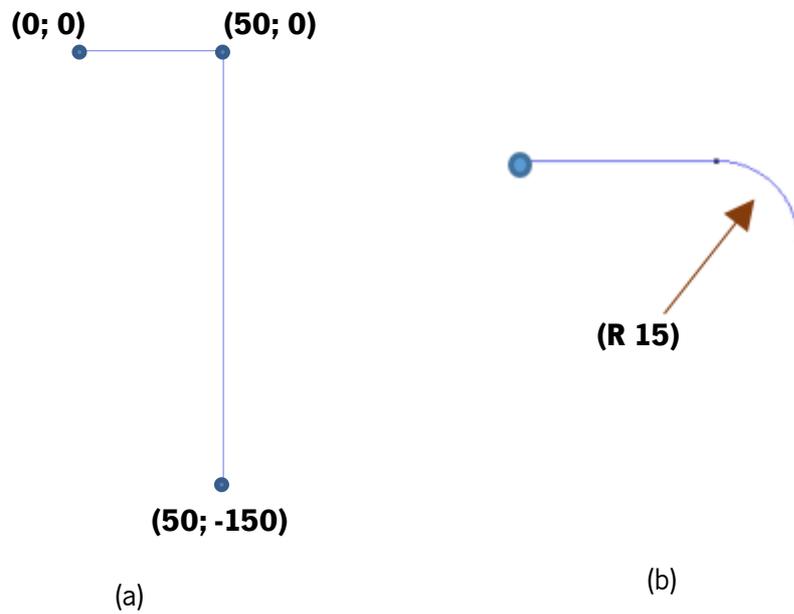


Figura 3.8 – Etapa 1 do processo de criação das ferramentas – ferramenta n°1: (a) perfil do punção no plano Oxz e as coordenadas dos pontos; e (b) detalhe do raio de arredamento do punção.

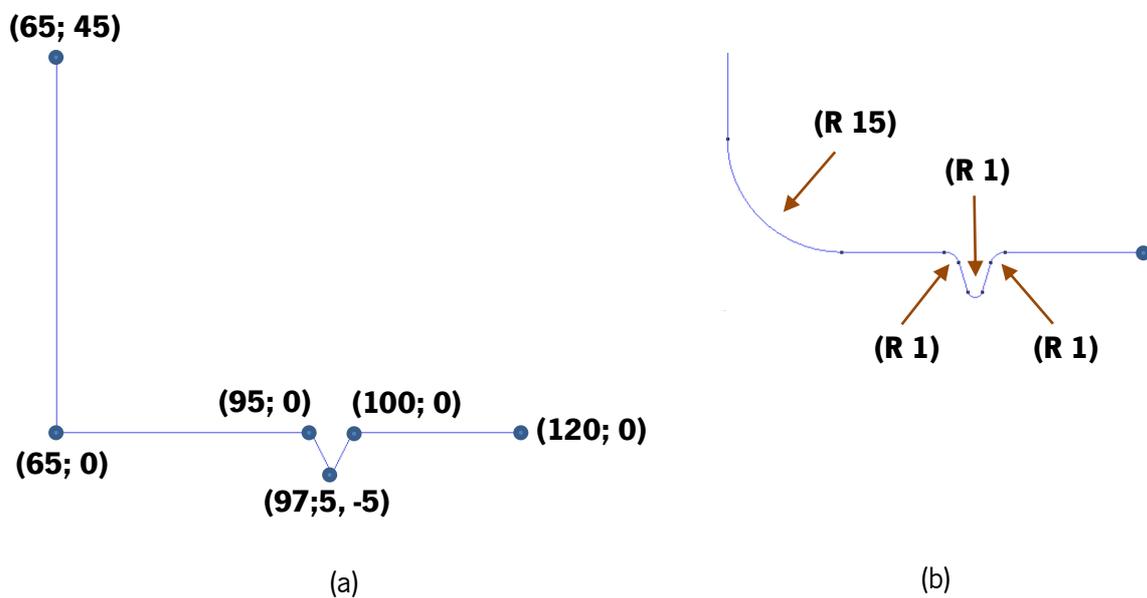


Figura 3.9 – Etapa 1 do processo de criação das ferramentas – Ferramenta n°2: (a) perfil da matriz no plano Oxz e as coordenadas dos pontos; e (b) detalhe dos raios de arredamento da matriz.

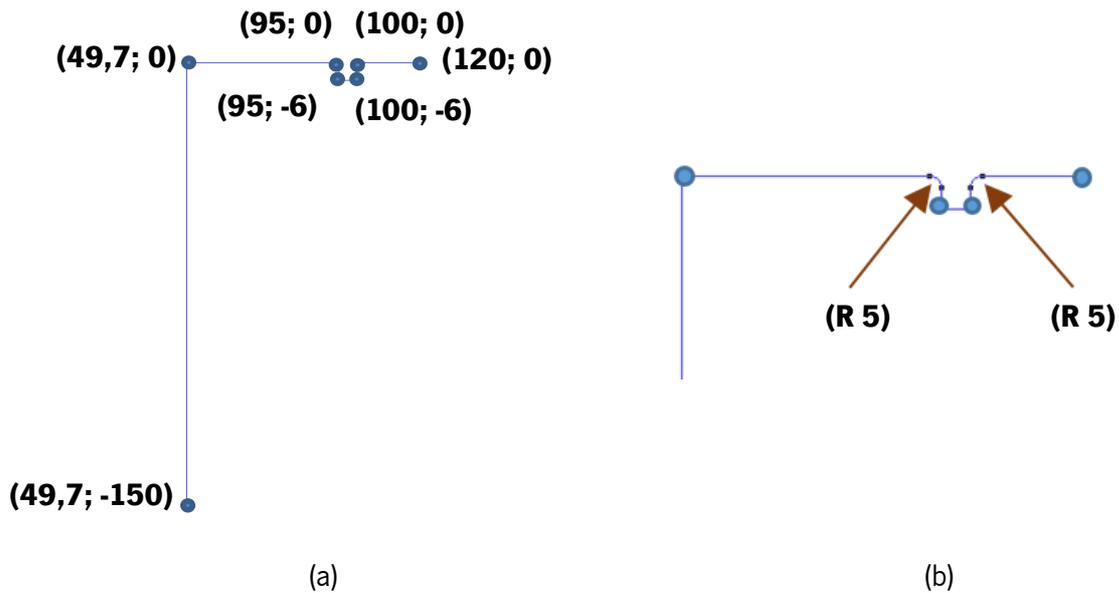


Figura 3.10 – Etapa 1 do processo de criação das ferramentas – Ferramenta n°3: (a) perfil do cerra-chapas no plano Oxz e as coordenadas dos pontos; e (b) detalhe dos raios de arredamentos do cerra-chapas.

Os desenhos técnicos das ferramentas estão expostos mais à frente, no Anexo I (página 98) da presente dissertação.

Devido à geometria e simetria do processo de conformação, apenas foi modelado e estudado $\frac{1}{4}$ da estrutura do esboço, para que as simulações fossem mais rápidas, exigindo assim menos tempo de computação. Outra estratégia utilizada para o mesmo propósito é utilizar ferramentas discretizadas com elementos 2D, uma vez que as ferramentas se assumem como perfeitamente rígidas. Assim sendo, o passo seguinte é a geração de superfícies (ao invés de volumes, para o caso das ferramentas serem 3D). Para isso, foi executado uma rotação de 90° sobre o eixo Z, seguindo o seguinte procedimento no *software* de pré-processamento: *Utilities* → *Copy* → *Entities type: Lines* → *First point: (0,0,0)* → *Second point: (0,0,1)* → *Do extrude: Surfaces*.

Depois, é necessário verificar as normais das superfícies acabadas de criar (*View* → *Normals* → *Surfaces* → *Normal*). Este passo é de extrema importância, pois é aqui que se define qual a superfície da ferramenta que estará em contacto com a chapa, e assim se distingue o interior do exterior da ferramenta. Caso seja necessário alterar alguma das normais deve seguir-se o seguinte procedimento: *Utilities* → *Swap Normals* → *Surfaces*.

Na figura abaixo, a título de exemplo, está exposta a ferramenta n°1, depois das superfícies criadas e uma posterior verificação das normais. Como as normais apontam para fora, indica que a chapa a conformar irá contactar com o punção pelo lado de fora do mesmo.

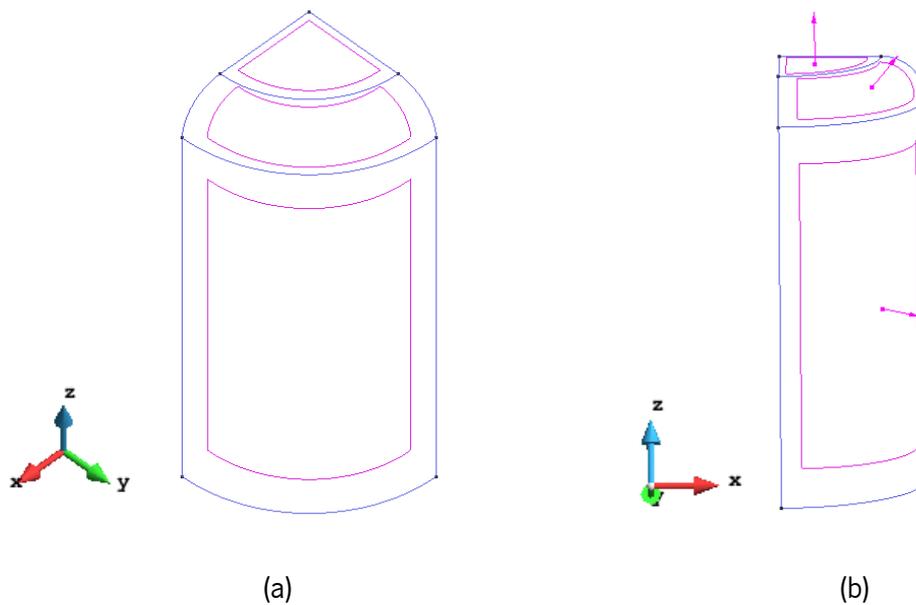


Figura 3.11 – Etapa 2 e 3 do processo de criação das ferramentas: (a) geração das superfícies do punção; e (b) verificação das normais do punção.

Depois de criadas as superfícies e verificadas as normais, pode gerar-se as respetivas malhas de elementos finitos, para isso tem que se escolher o tipo de elemento (*Mesh* → *Element type*). Para o caso da geração das malhas das ferramentas devem utilizar-se sempre elementos lineares, triangulares ou quadriláteros. Para a geração das malhas deve seguir-se o procedimento: *Mesh* → *Structured* → *Surfaces* → *Assign number of cells* → *Generate mesh*.

O punção, a ferramenta nº1 do processo, possui dois tipos de elementos: os triangulares e os quadriláteros. Isto acontece, porque no topo da ferramenta (por apenas se ter modelado $\frac{1}{4}$ do modelo) existe uma superfície definida por apenas três lados, o que impossibilita a geração de uma malha estruturada com a utilização de elementos quadriláteros nessa superfície. Assim sendo, a malha gerada para esta ferramenta tem 225 elementos *Tri3* e 780 elementos *Quad4*, com um total de 668 nós.

Para as ferramentas nº2 e 3 do processo, a matriz e o cerra-chapas, respetivamente, já não acontece o problema descrito anteriormente, podendo utilizar-se assim elementos quadriláteros em todas as superfícies de ambas as ferramentas. Sendo a matriz composta por 780 elementos *Quad4* fazendo um total de 848 nós e o cerra-chapas composto por 1 215 elementos *Quad4* e 1 312 nós.

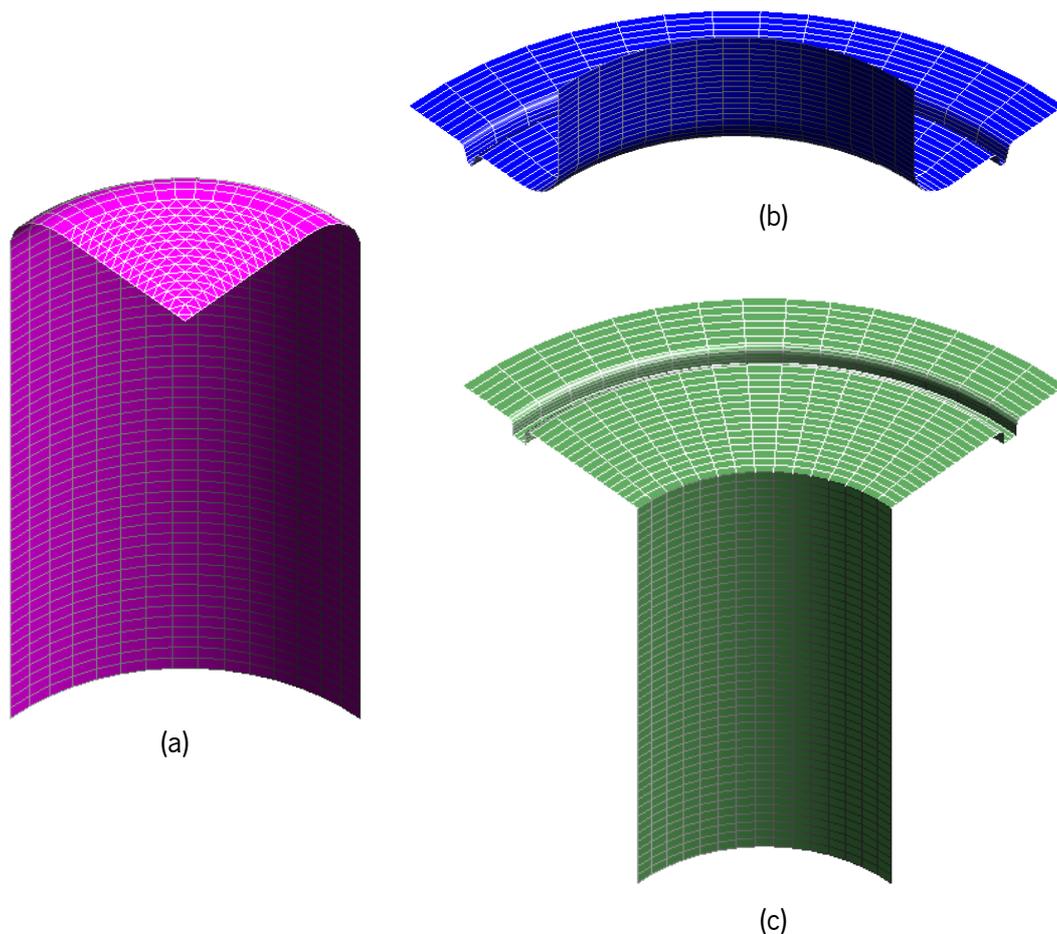


Figura 3.12 – Etapa 4 do processo de criação das ferramentas – Geração das malhas: (a) malha do punção; (b) malha da matriz; e (c) malha do cerra-chapas.

Por fim, pode agora exportar-se as malhas criadas com o nome *DD3_tool[tool_number]* no formato *.msh* para a pasta da simulação onde está o *solver* e os outros ficheiros base da simulação (*Files* → *Export* → *Gid mesh*).

3.3 DISCRETIZAÇÃO DO ESBOÇO

O esboço é uma chapa metálica com uma geometria circular com um diâmetro de 215 milímetros e um furo central de 60 milímetros de diâmetro. A espessura nominal do esboço é de 1,2 milímetros e é fabricado de um aço *dual-phase* de alta resistência, designado por DP980.

Como referido anteriormente no subcapítulo 3.2 (ver página 31) utilizou-se a estratégia de simular apenas $\frac{1}{4}$ do processo de conformação com o propósito de diminuir o tempo de cálculo. Outra estratégia de simulação numérica com o intuito da mesma ser menos cara computacionalmente, é a utilização de malhas 2D axissimétricas para simular o processo, sendo esta simplificação válida apenas no caso de

se assumir que o comportamento mecânico do material é isotrópico. Esta estratégia é muito vantajosa para o caso dos materiais isotrópicos, visto que tudo o que é relevante ocorre numa única secção do componente, sendo, por conseguinte, possível observar e estudar, com muito rigor e pormenor, o processo de conformação do componente. No entanto, tem a desvantagem de não ser possível ver a influência da anisotropia do material. Assim sendo, com base no método de elementos finitos, foram discretizadas malhas utilizando elementos finitos 2D axissimétricos para o estudo da influência do comportamento isotrópico (Capítulo 4, página 51) e as malhas com elementos finitos 3D para o estudo da influência do comportamento anisotrópico (Capítulo 5, página 72).

Como referido anteriormente, as simulações numéricas 2D correm com muito mais rapidez tornando assim viável ser efetuado um estudo do tipo de elemento e de refinamento da malha do esboço. Para isso, o esboço foi discretizado (Tabela 3.4) com quatro tipos de elementos finitos diferentes (*Tri3*, *Tri6*, *Quad4* e *Quad9*) e cada um deles com refinamentos diferentes. Para uma maior coerência manteve-se aproximadamente o mesmo número de nós para as malhas consideradas “Grosseiras” (243 nós) e o mesmo número de nós para as malhas consideradas “Refinadas” (1 617 nós), variando-se apenas a tipologia do elemento finito

Tabela 3.4 – Diferentes discretização feita ao esboço para o estudo do tipo de elemento e refinamento da malha.

		Nº Elementos	Nº Nós	Nº de Elementos: Espessura x Comprimento
GROSSEIRAS	<i>Tri3</i>	240	242	1 x 120
	<i>Tri6</i>	80	243	1 x 40
	<i>Quad4</i>	120	242	1 x 120
	<i>Quad9</i>	40	243	1 x 40
REFINADAS	<i>Tri3</i>	2 760	1617	6 x 230
	<i>Tri6</i>	690	1617	3 x 115
	<i>Quad4</i>	1 380	1617	6 x 230
	<i>Quad9</i>	345	1617	3 x 115

Verifica-se, na tabela acima, que para se manter o mesmo número de nós há uma enorme discrepância do número de elementos na malha do esboço, isto acontece pela diferente tipologia dos elementos finitos: diferenças na geometria dos elementos (comparando os elementos triangulares com os quadriláteros) e diferenças no número de nós que cada elemento possui.

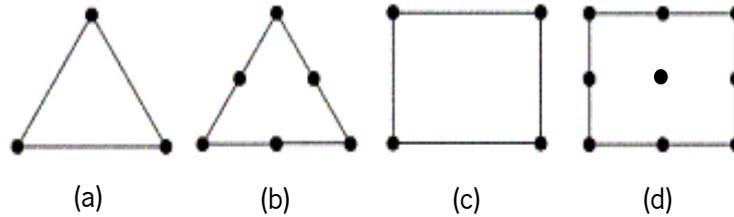


Figura 3.13 – Diferentes tipologias dos elementos finitos 2D [figura adaptada de Seed, 2011]: (a) *Tri3*; (b) *Tri6*; (c) *Quad4*; e (d) *Quad9*.

Na Figura 3.14 estão representadas as curvas força-deslocamento do punção (ferramenta definida no subcapítulo anterior) para as quatro diferentes malhas em estudo, com o objetivo de se perceber a influência do tipo de elemento finito na simulação do processo.

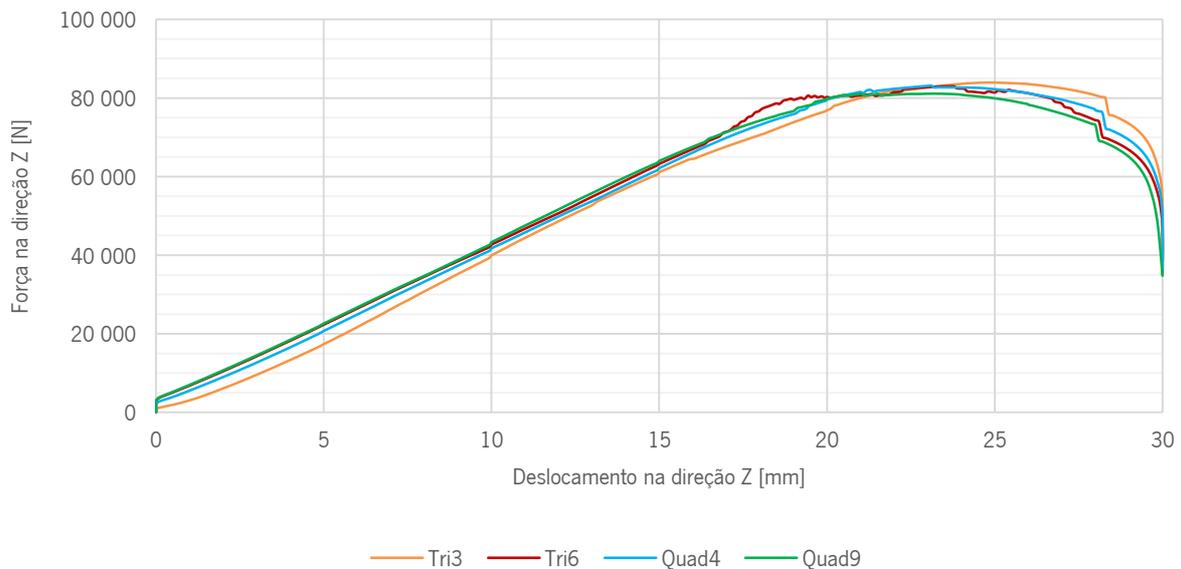


Figura 3.14 – Influência do tipo de elemento finito 2D: curva força-deslocamento do punção das malhas “refinadas”.

Os elementos quadriláteros são por natureza elementos mais flexíveis, comparado com os triangulares, porque têm mais um nó, que, por conseguinte, lhes confere mais três graus de liberdade. Assim sendo, os elementos quadriláteros são os mais utilizados para problemas elastoplásticos, contrariamente aos elementos triangulares que geralmente são utilizados para problemas puramente elásticos.

O caso de conformação em estudo é um problema elastoplástico e por isso optou-se por elementos quadriláteros. Mais concretamente, os *Quad9*, visto que são elementos quadráticos, ou seja, têm mais

graus de liberdade (mais nós e mais pontos de Gauss que os elementos *Quad4*), que torna a malha mais estável.

No Figura 3.15 é apresentada a influência do refinamento da malha para o tipo de elemento (*Quad9*) escolhido para a continuação do estudo.

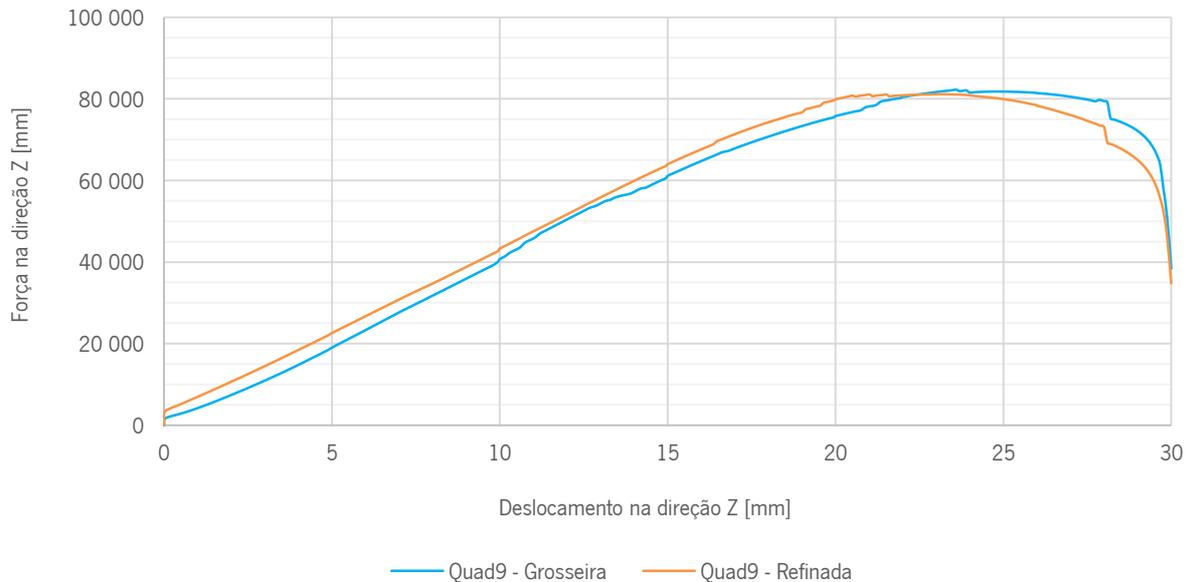


Figura 3.15 – Influência do refinamento nas malhas com elementos *Quad9*: curva força-deslocamento do punção.

Na figura acima pode verificar-se que a malha mais refinada (linha cor de laranja) corresponde a uma curva força-deslocamento mais linear, no entanto, a diferença é pequena, pois os elementos *Quad9* já tornam a simulação bastante estável, não causando muitas oscilações na força do punção. É, porém, interessante notar a diferença em termos da força do punção, mais elevada para o caso da malha mais refinada até aproximadamente aos 21 mm de deslocamento do punção. Tal acontece por dois motivos, nomeadamente, i) história da deformação ocorre de forma diferente em função da malha de elementos finitos (apesar do igual deslocamento do punção), devido à diferença na quantidade de elementos presentes em cada uma das malhas, como claramente se evidencia na Figura 3.16; ii) a deformada das duas malhas (grosseira e refinada) no final da primeira fase do processo (aperto do cerra-chapas e fecho do freio) são bastante diferentes, o que dá origem a pontos de partida diferentes para o início da segunda fase, e, assim sendo, obtém-se deformadas distintas para o mesmo deslocamento do punção.

Os tempos de cálculo para as duas simulações mostradas no Figura 3.15 são bastante díspares, sendo que a simulação com a malha refinada demorou cerca de 51 minutos e a malha grosseira demorou apenas aproximadamente 2 minutos.

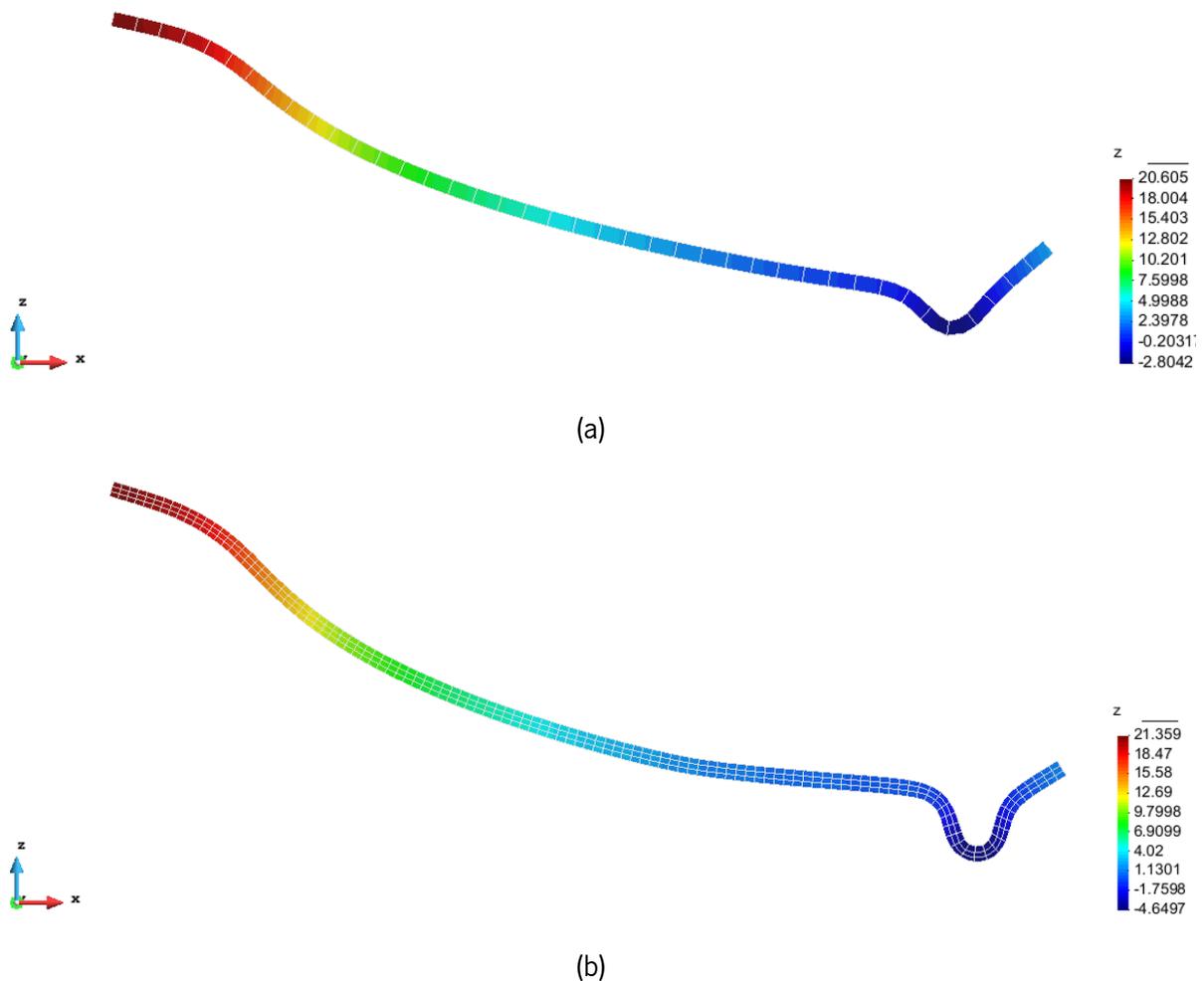


Figura 3.16 – Diferença do refinamento da malha no deslocamento 21 mm na direção Z:
(a) malha grosseira; e (b) malha refinada.

Assim sendo, a partir deste ponto, a malha 2D utilizada para a continuação do estudo descrito no subcapítulo 4.1 (página 52) é a malha com 345 elementos quadriláteros e com 1 617 nós, discretizadas com 3 elementos finitos na direção da espessura (3 camadas) e 115 elementos finitos na direção do comprimento do esboço.



Figura 3.17 – Discretização da malha 2D com elementos *Quad9*, com 3 elementos em espessura e 115 no comprimento.

Quanto às simulações 3D, fez-se o estudo da influência dos elementos hexaédricos de 8 e de 27 nós, excluindo-se logo os elementos tetraédricos, visto que, tal como nos elementos finitos 2D, estes também são elementos mais rígidos, e mais adequados para problemas lineares elásticos.

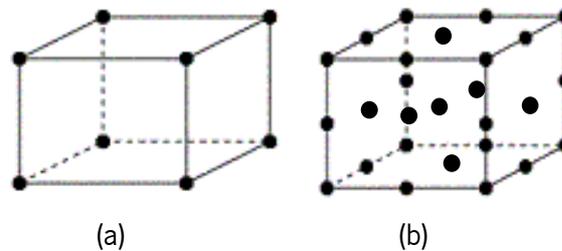


Figura 3.18 – Diferentes tipologias dos elementos finitos 3D [figura adaptada de Seed, 2011]: (a) *Hex8*; e (b) *Hex27*.

Na Figura 3.19 estão representadas as curvas força-deslocamento das malhas discretizadas com elementos hexaédricos de 8 nós (linha a azul) e de 27 nós (linha cor de laranja). Como referido anteriormente, os elementos quadráticos são mais flexíveis que os elementos lineares. Assim sendo, à semelhança do que aconteceu nas simulações 2D, esta também foi uma das razões que levou à escolha dos elementos finitos *Hex27*. Outra razão que levou à escolha destes elementos foi a existência de coerência entre as simulações 2D e 3D, havendo uma correspondência entre os elementos finitos *Quad9* e *Hex27*.

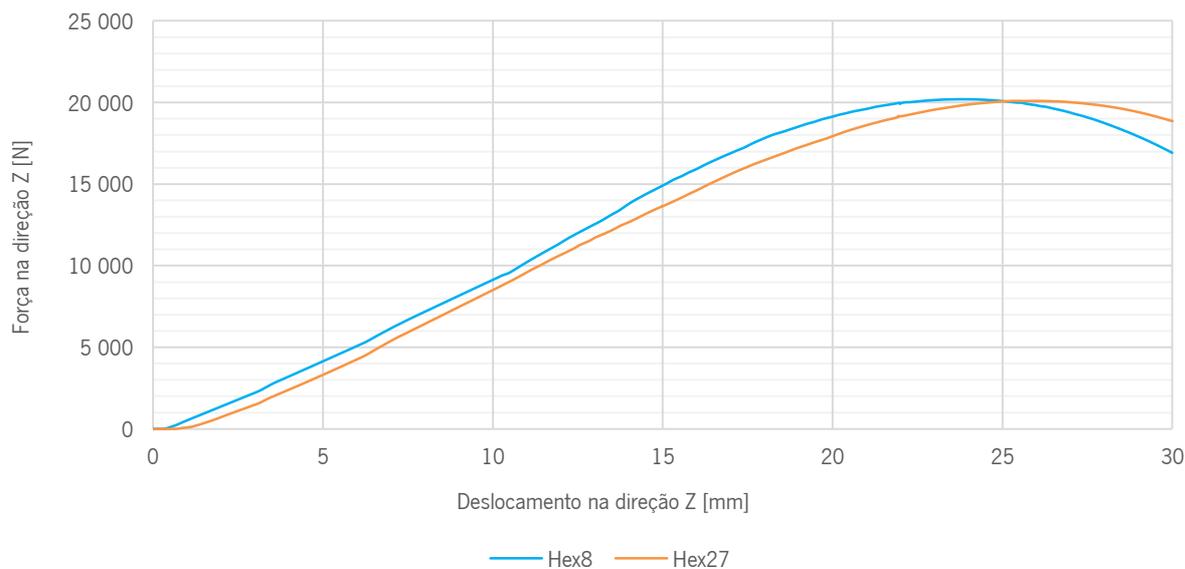


Figura 3.19 – Influência do tipo de elemento finito 3D: curva força-deslocamento do punção.

Para concluir, a malha 3D utilizada para a continuação do estudo, é uma malha com elementos *Hex27* com um total de 900 elementos e 3 721 nós. De notar que, devido ao acréscimo muito acentuado do número de nós desta malha, comparativamente às malhas 2D, as simulações tornam-se significativamente mais caras computacionalmente, despendendo mais tempo de cálculo. Desta forma, esta malha utilizada é relativamente mais grosseira que a malha *Quad9* utilizada nas simulações 2D axissimétricas, só tendo um elemento finito na direção da espessura (uma camada). Ou seja, utilizando as mesmas condições (expeto a malha do esboço), as simulações 3D, com uma malha menos refinada que a utilizada nas simulações 2D, despendeu aproximadamente mais 22% de tempo de cálculo.

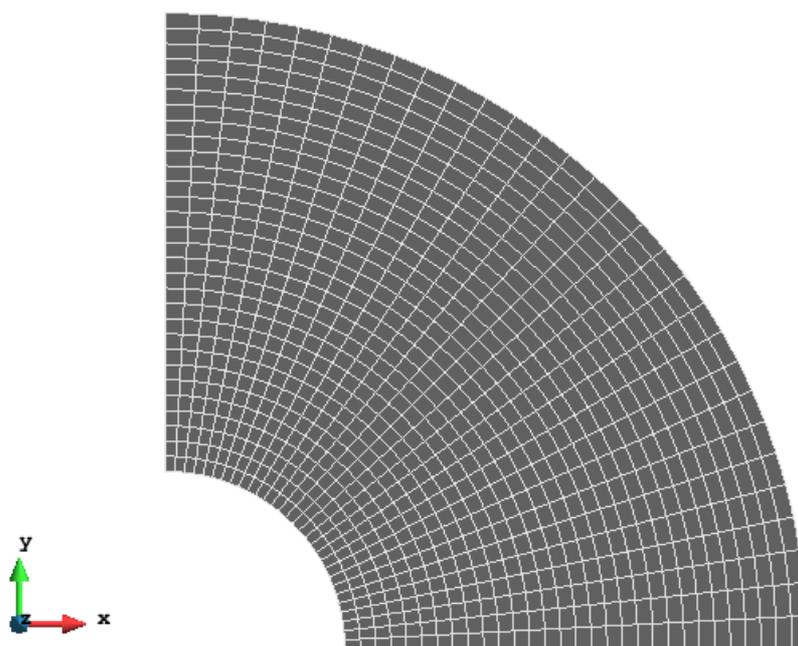


Figura 3.20 – Discretização da malha 3D com elementos *Hex27* com um elemento em espessura, perfazendo um total de 900 elementos e 3 721 nós.

3.4 FICHEIROS DE ENTRADA DO *SOLVER*

Depois de concluído o processo de discretização do esboço e o processo de criação das ferramentas (exportação das respetivas malhas), chega a altura da edição dos ficheiros *input* do *solver* utilizado neste estudo (DD3IMP).

Como foi referido anteriormente no subcapítulo 1.4 (página 4), é necessário no mínimo sete ficheiros de entrada para que a simulação corra. Dois deles são malhas as do esboço e das ferramentas exportadas diretamente do *software* de pré-processamento GiD. Os restantes cinco ficheiros necessitam de alterações conforme o processo de conformação a estudar, nomeadamente: *DD3_bcon.dat*, *DD3_contact.dat*, *DD3_input.dat*, *DD3_phase.dat* e *DD3_mater.dat*.

A geometria do esboço é discretizada pela malha presente no ficheiro *DD3_mesh.msh*. Enquanto a geometria das ferramentas do processo em estudo são discretizadas pelos ficheiros: *DD3_tool1.msh* (para o punção), *DD3_tool2.msh* (para a matriz), *DD3_tool3.msh* (para o cerra-chapas) e *DD3_tool4.msh* (para o calço, ferramenta introduzida ao logo das simulações para a resolução de alguns problemas numéricos).

O ficheiro *DD3_bcon.dat* define as condições de fronteira do processo de conformação. Nas simulações 2D, como se trata de um problema axissimétrico, a única alteração feita foi colocar o valor

zero no parâmetro *NSC* que define o número de condições fronteira do problema. Já no caso das simulações 3D (Figura 3.21), existem duas condições fronteira (*NSC=2*):

- *P1*: simetria no plano Oxz definida pela equação: $0x + 1y + 0z = 0$;
- *P2*: simetria no plano Oyz definida pela equação: $1x + 0y + 0z = 0$.

Atribui-se o valor 2 no parâmetro designado por *BCID* para a existência de simetrias.

```

1010***** < DD3IMP 010.x > File "bcon.dat" 27.05.2018 *****
***** MANDATORY file to input Boundary Conditions *****
-----
Boundary conditions | NSC= 2 | ERR= 1.D-5 |
Ax+By+Cz=D | A | B | C | D | COORD | BCID | NRES
-----
P1 | 0 | 1 | 0 | 0 | 2 | 2 | 0
P2 | 1 | 0 | 0 | 0 | 1 | 2 | 0

```

Figura 3.21 – Excerto do ficheiro *DD3_bcon.dat* referente às simulações 3D: a cor de laranja o parâmetro *NSC* que define o número de condições fronteira, a azul as duas condições fronteira definidas pelas respetivas equações e a verde o tipo de condição fronteira a que correspondem.

No ficheiro *DD3_contact.dat* (Figura 3.22) define-se os *sets* de contacto do processo de conformação, o valor do coeficiente de atrito, o coeficiente de penalidade, entre outros. Neste caso em estudo existem 2 *sets* de contacto:

- *Set n°1*: contacto das ferramentas com a parte de baixo (*low*) da chapa, definido pela equação: $0x + 0y + 1z = L$;
- *Set n°2*: contacto das ferramentas com a parte de cima (*high*) da chapa, definido pela equação: $0x + 0y + 1z = H$;

Para o coeficiente de penalidade, parâmetro *CPEN* atribuiu-se o valor de 20 000, visto que, em regra, deve considerar-se cerca de 10% do valor do módulo de elasticidade. Ao coeficiente de atrito atribuiu-se o valor de 0,05 (parâmetro *MU*). Este é o valor pré-definido do *solver*, no entanto, como nada foi referido no enunciado do *Benchmark#01* relativamente às condições de atrito, realizaram-se duas simulações adicionais, alterando apenas este parâmetro para os valores de 0,03 e 0,07, e coloca-se em evidência que não ocorrem alterações significativas nos resultados obtidos, i.e. os resultados numéricos, para o caso do estudo em particular, são pouco sensíveis ao valor do coeficiente de atrito.

```

|1010***** < DD3IMP 010.x > File "contact.dat" 01.07.2009 *****
***** MANDATORY file to input contact sets *****
=====
CONTACT SETS
ISET Ax+By+Cz=D X| NSET 2
1 P| A B C D
2 P| 0 0 1 L
   P| 0 0 1 H

```

Figura 3.22 – Excerto do ficheiro *DD3_contact.dat*: a laranja o parâmetro *NSET* define o número de *sets* de contacto, a azul a definição do *set* n°1 de contacto referente à parte de baixo da chapa e a verde a definição do *set* n°2 de contacto referente à parte de cima da chapa.

O ficheiro *DD3_input.dat* (Figura 3.23) define os parâmetros numéricos da simulação, nomeadamente:

- *NEND*: o número máximo de incrementos que a simulação pode atingir até parar, definido em 5 000 incrementos;
- *TOLEQ*: a tolerância das forças não equilibradas que determina a convergência da solução, definida em 0,02;
- *IEQMAX*: o número máximo de iterações que cada incremento pode atingir até conseguir convergir no valor atribuído anteriormente no parâmetro *TOLEQ*, definido em 150 iterações;
- *MEPopt*: o modo elastoplástico, definido pelo valor 1 (para o modo elástico atribui-se o valor 3);
- *iphOSS*: a fase do processo em que há retorno elástico do componente conformado, no caso em estudo, trata-se da fase 3, como se poderá de seguida na definição do ficheiro de entrada *DD3_phase.dat*.

1010***** < DD3IMP 010.x > File "input.dat" 27.05.2018 *****						
***** MANDATORY file to start/restart a simulation *****						
Simulation and Output Data	NSTART	NEND	NOUT	iGID	INC	DEV
	1	5000	0	10	51	0
Tolerances and residues	TOLEQ	TEQOUT	RAPEQ	TOLST	CUNL	dampOSS
	0.02	0.10	1.0E+09	1.0E-08	0.999	0.80
Maximum number of iterations	IRMXX	IEQMAX	NMAXST			
	1	150	25			
Max. Increments for each NST	DEMAX	DWMAX	DSNMAX	DSTMAX		
	0.0100	0.5000	3.0	1.0		
Rmin Strategy	RINF	RSUP	DFNMAX	DFT1MAX	DFT2MAX	
	0.0010	5.000	0.0	0.0	0.0	
Thermal Analysis Parameters	T_TOLEQ	T_alfa	T_Diag	T_Transi	T0[°C]	
	1.0E-03	0.5	1	1	25.0	
Input data, Cep	MEPopt	iphOSS				
	1	3				

Figura 3.23 – Parte do ficheiro *DD3_input.dat*: a cor de laranja é definido o número máximo de incrementos, a azul é definido o valor da convergência da solução, a verde é definido o número máximo de iterações até passar para o incremento seguinte, a vermelho é ativado o modo elastoplásticos e a roxo é definida a fase de retorno elástico.

Para definir as condições do processo utiliza-se o ficheiro *DD3_phase.dat*. Primeiramente é necessário indicar quantas fases e quantas ferramentas tem o processo, no caso em estudo, existem três fases e quatro ferramentas, mais uma ferramenta do que na realidade era suposto devido a problemas numéricos da simulação (como mencionado anteriormente). Para isso atribuiu-se os valores 3 e 4 nos parâmetros *NPH* e *NbTOOL*, respetivamente. De seguida, é necessário ordenar, atribuir um nome a cada ferramenta e indicar qual o seu set de contacto, definido anteriormente no ficheiro *DD3_contact.dat*. Como se pode verificar na figura abaixo, decidiu-se que:

- Ferramenta nº1: é o punção, designado por *T1_Punch* e contacta com a parte de baixo da chapa (valor 1 no parâmetro *SET*);
- Ferramenta nº2: é a matriz, designado por *T2_Die* e contacta com a parte de cima da chapa (valor 2 no parâmetro *SET*);
- Ferramenta nº3: é o cerra-chapas, designado por *T3_BlankHolder* e contacta com a parte de baixo da chapa (valor 1 no parâmetro *SET*);

- Ferramenta nº4: é um bloqueio da chapa, também conhecido, vulgarmente, por calço, designado por *T4_Stopper* e contacta com a parte de cima da chapa (valor 2 no parâmetro *SET*).

```

|1400*****      < DD3IMP 011.x > File "phase.dat"  04.02.2014      *****
*****
        MANDATORY file to input phase data      *****
        NPH= 3   NbTOOL= 4   NbBCID= 0
=====|=====|=====|=====
|Initial Displacements (DIS0) and naming of tools
-----iMAT-----
  0|      X      Y      Z  <naming-----> BCID SET   lim-   lim+
  +-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----+
  1  -0.1  -0.1   0.0  T1_Punch         1
  2  -0.1  -0.1  7.24  T2_Die           2
  3  -0.1  -0.1   0.0  T3_BlankHolder  1
  4  30.0   0.0   3.0  T4_stopper      2

```

Figura 3.24 – Cabeçalho do ficheiro *DD3_phase.dat*: a cor de laranja o parâmetro *NPH* define o número de fases que o processo tem, a azul o parâmetro *NbTOOL* define o número de ferramentas do processo e a verde esta designado o número, nome e respetivo *set* de contacto de cada ferramenta.

Posteriormente, dá-se início à definição das fases do processo de conformação. Para isso é necessário saber qual é a ferramenta que comanda cada fase (parâmetro *NOUT*), a condição para a mudança de fase (parâmetros *JD*, *NTYP* e *NORP*) e quais as ações e direções das ferramentas (parâmetro *INDOUT*).

Na primeira fase do processo (*IPH=1*) a chapa é empurrada pela matriz 5 mm na direção negativa do eixo Z. Desta forma, é colocado no parâmetro *INDOUT* o valor 1 (não há deslocamento) nos eixos X e Y e o valor 2 (imposição de deslocamento) no eixo Z.

Simultaneamente à imposição do deslocamento, a matriz também impõe uma carga de 800 kN com o objetivo de prender a chapa contra o cerra-chapas. Importante realçar que nas simulações 2D, como se trata de um problema axissimétrico é colocada a força total no parâmetro *EFFIMP*, o mesmo não acontece nas simulações 3D porque apenas se simulou ¼ do processo pelas razões supracitadas. Assim sendo, o valor colocado nas simulações 3D para impor a força da matriz na chapa é 200 kN.

Para a simulação avançar para a segunda fase do processo, tem que passar obrigatoriamente por um teste de validação de mudança de fase. Neste caso, o teste será a imposição de uma carga (*NTYP=2*) igual ou superior (*NORP=2*) a 200 kN na direção do eixo Z (*JD=3*) pela matriz (*NOUT=2*).

IPH	DELT	NOUT	JD	NTYP	NOPR	Text[°C]	TIME[sec]				
1	.002	2	3	2	2		0.00001				
iout	INDOUT(I)			DISINT(I)(f8.0)			EFFIMP(I)(f8.0)			Hcoef	Temp
1	1	1	1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0	0
2	1	1	2	0.0	0.0	-5.0	0.0	0.0	200e3	0	0
3	1	1	1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0	0
4	1	1	1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0	0

Figura 3.25 – Primeira fase do processo de conformação descrita no ficheiro *DD3_phase.dat*: a laranja o parâmetro *IPH* indica que o número da fase (1ª fase), a azul o parâmetro *NOUT* indica qual a ferramenta que comanda a fase (matriz), a verde o parâmetro *JD* indica qual a direção da ação da ferramenta principal (eixo Z), a vermelho o parâmetro *NTYP* indica o tipo de ação da ferramenta principal (imposição de carga), a roxo é indicado pelo parâmetro *NOPR* qual é o ponto de mudança de fase (quando a carga atingir os 200 kN) e a amarelo é indicada a ação completa da matriz (imposição de deslocamento e força).

Durante a segunda fase do processo (*IPH=2*) a chapa é empurrada pelo punção 30 mm na direção positiva do eixo Z. Desta forma, é colocado no parâmetro *INDOUT*, respetivo à ferramenta nº1, o valor 1 (não há deslocamento) nos eixos X e Y e o valor 2 (imposição de deslocamento) no eixo Z.

Simultaneamente à imposição do deslocamento, a matriz impõe uma carga de 200 kN (para ¼ do processo) com o objetivo de continuar a prender a chapa contra o cerra-chapas. Para isso, é colocado no parâmetro *INDOUT*, respetivo à ferramenta nº2, o valor 1 nos eixos X e Y e o valor 3 (imposição de força) no eixo Z.

O teste de validação de mudança de fase, neste caso, será a imposição de um deslocamento (*NTYP=1*) igual ou superior (*NOPR=2*) a 30 mm na direção do eixo Z (*JD=3*) pelo punção (*NOUT=1*).

IPH	DELT	NOUT	JD	NTYP	NOPR	Text[°C]	TIME[sec]				
2	.001	1	3	1	2		30.0				
iout	INDOUT(I)			DISINT(I)(f8.0)			EFFIMP(I)(f8.0)			Hcoef	Temp
1	1	1	2	0.0	0.0	30.0	0.0	0.0	0.0	0	0
2	1	1	3	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	200e3	0	0
3	1	1	1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0	0
4	0	0	0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0	0

Figura 3.26 – Segunda fase do processo de conformação descrita no ficheiro *DD3_phase.dat*: a laranja o parâmetro *IPH* indica que o número da fase (2ª fase), a azul o parâmetro *NOUT* indica qual a ferramenta que comanda a fase (punção), a verde o parâmetro *JD* indica qual a direção da ação da ferramenta principal (eixo Z), a vermelho o parâmetro *NTYP* indica o tipo de ação da ferramenta principal (imposição de deslocamento), a roxo

é indicado pelo parâmetro *NOPR* qual é o ponto de mudança de fase (quando o deslocamento atingir os 30 mm), a amarelo é indicada a ação completa do punção (imposição de deslocamento) e a cinzento é indicada a ação completa da matriz (imposição de força).

Por fim, na terceira e última fase do processo apenas ocorre a desativação das ferramentas com o intuito da obtenção da deformada final da chapa, depois desta ter sofrido retorno elástico. Para isso é colocado no parâmetro *INDOUT* o valor 0 em todas as direções de todas as ferramentas.

Com os dados obtidos no subcapítulo 3.1 (página 24) é possível fazer as alterações necessárias no último ficheiro que precisa de modificações, o ficheiro *DD3_mater.dat*. No parâmetro *EM* é indicado que o módulo de elasticidade do material é 210 GPa [Martins, B., Santos, A., Teixeira, P., Ito, K., Mori, N., 2013] e no parâmetro *PR* que o coeficiente de Poisson tem o valor de 0,3 [Martins, B., Santos, A., Teixeira, P., Ito, K., Mori, N., 2013]. Previamente chegou-se à conclusão que a lei de encruamento que melhor se adequava ao material era a lei de Swift, assim sendo, colocou-se o valor 1 no parâmetro *PlasLaw*. De seguida, alterou-se os parâmetros *Yo* (tensão de cedência, MPa), *CC* (amplitude de tensões, MPa) e *AN* (coeficiente de encruamento) para os valores determinados anteriormente (parâmetros ajustados, ver na Tabela 3.3). Os parâmetros *CC* e *AN* correspondem aos parâmetros *k* e *n* presentes na Equação (2.38), na página 22.

1010***** < DD3IMP 010.x > File "mater.dat" 01.07.2009 *****						
***** MANDATORY file to input constitutive parameters *****						

MATERIAL PARAMETERS	PlasLAW	YldCRIT	EM	PR		
	1	1	210000.0	0.30		
Swift Law	Yo	CC	AN	AX	alfa	
Isot.Kinem.Hard.	500.0	1550	0.127	0.0	-	
YIELD CRITERION	F	G	H	L	M	N
-Hill148	0.5	0.5	0.5	1.5	1.5	1.5

Figura 3.27 – Excerto do ficheiro *DD3_mater.dat*: a laranja é definida pelo parâmetro *PlasLaw* a lei de encruamento (Lei de Swift), a azul é definido pelo parâmetro *YldCRIT* o critério de cedência (Hill'48 reduzido a von Mises), a verde é indicado o módulo de elasticidade do material pelo parâmetro *EM*, a vermelho é indicado o coeficiente de Poisson pelo parâmetro *PR*, a roxo estão indicados os parâmetros da Lei de Swift e a amarelo estão indicados os parâmetros do critério de von Mises.

Depois de alterados estes cinco ficheiros e as malhas necessárias exportadas pode lançar-se o executável e assim, dá-se início à simulação.

3.5 FICHEIROS DE SAÍDA DO SOLVER

Durante e após o cálculo numérico, o *solver* cria vários ficheiros de saída na pasta onde a simulação foi executada, nomeadamente, *stat.res*, *[tool_name].res*, *GID_ini.res*, *GID_ini.msh*, *GID_ini.tool.msh*, *GID_p[X]end.msh*, *GID_p[X]end.res*, *GID_p[X]end.msh*, *GID_p[X]end.tool.msh* e *UFO_[name].UFO*, etc. A função respetiva de cada ficheiro pode ser averiguada na Tabela 1.2.

Na Figura 3.28 está exposto um excerto do ficheiro *T1_Punch.res*, relativo aos resultados obtidos (deslocamento e força) da ferramenta nº1, designada por punção. Este ficheiro surge de um ficheiro *[tool_name].res*, sendo o nome atribuído no ficheiro de entrada *DD3_phase.dat*.

Mais à frente, nos subcapítulos 4.1.1, 4.2.1, 5.1.1 e 0 (ver nas páginas 52, 66, 74 e 83, respetivamente), é utilizado este ficheiro para retirar dados (deslocamento na direção Z e da força na direção Z) para a construção da curva força-deslocamento, com o objetivo de determinar a força máxima que o punção alcança.

ic	IPH	NST	Time	Displ_x	Displ_y	Displ_z	Force_x	Force_y	Force_z
1	1	1	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	2	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	3	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	4	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	5	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	6	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	7	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	8	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	9	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	10	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	11	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	12	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	13	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	14	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	15	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	16	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	17	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	18	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	19	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
1	1	20	0.0000	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00

Figura 3.28 – Excerto do ficheiro *T1_Punch.res*: a laranja o parâmetro *iPH* indica o número da fase, a azul o parâmetro *NST* indica o número do incremento, a verde está indicada a coluna com os resultados do deslocamento na direção Z (*Displ_z*) e a vermelho está indicada a coluna da força na direção Z (*Forc_z*).

Na figura abaixo é possível visualizar a composição do ficheiro *GID_ini.msh* e *GID_ini.tool.msh*, referente à simulação 2D, no *software* de pós-processamento utilizado. Estes ficheiros mostram a posição inicial da chapa e das ferramentas, respetivamente, o que se torna bastante útil na formulação do problema, pois a partir destes dois ficheiros conjugados é possível ver a posição relativa dos componentes.

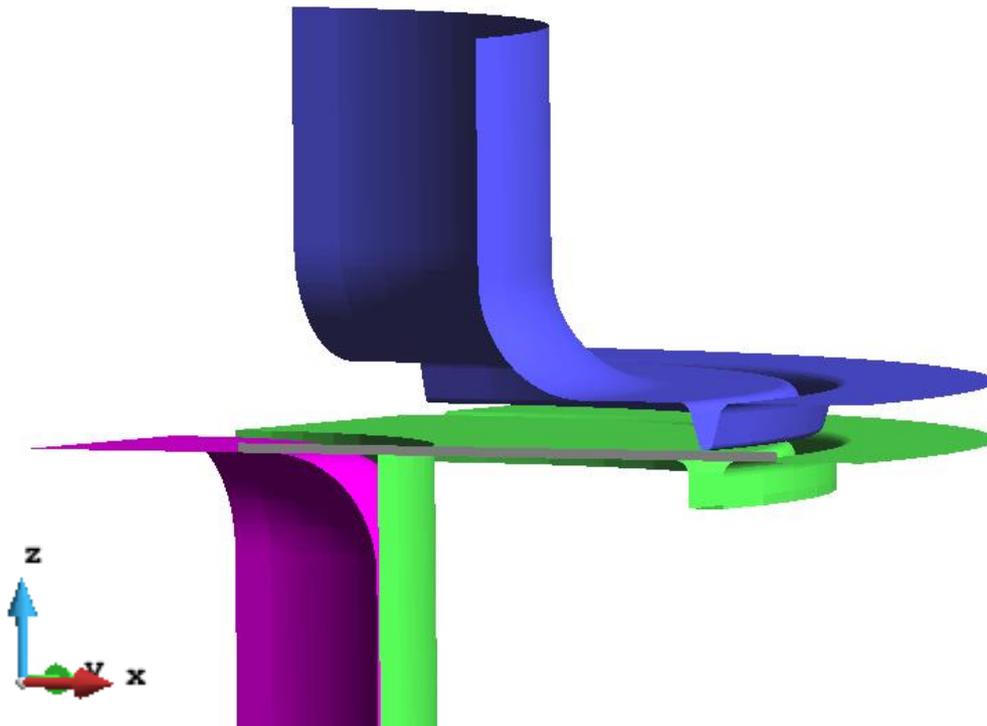


Figura 3.29 – Visualização dos ficheiros *GID_ini.msh* e *GID_ini.tool.msh* das simulações 2D no *software* de pós-processamento GiD.

Nos ficheiros com extensão *.res* pode ser visualizado, com o auxílio do *software* GiD, o resultado da deformação plástica equivalente, *04.EqPlStrain*, tensão equivalente, *06.EqTensilS*, entre outros.

A deformação plástica equivalente, *Eq.PlasticStrain*, é o conjugado da tensão equivalente no cálculo do trabalho plástico, sendo calculado como o somatório das deformações plásticas incrementais que o ponto material sofre ao longo do processo de conformação. Tratando-se de uma variável de estado é calculada para cada ponto de Gauss da malha de elementos finitos, sendo depois extrapolada para os nós da malha para efeitos de visualização. Na figura seguinte é mostrada a deformada da chapa no final da primeira fase do processo, e nela o campo de valores da deformação plástica equivalente (*Eq.PlasticStrain*), constatando-se que a deformação plástica equivalente máxima (0,528) é atingida na zona do vinco criado pela matriz e o cerra-chapas, i.e. na zona da chapa sujeita à ação do freio.



Figura 3.30 – Visualização do ficheiro *GID_p1end.res* no *software* pós-processador GiD.

Na Figura 3.31 está representada a deformada no final da segunda fase, i.e. para um deslocamento do punção de 30 mm. Verifica-se que o valor máximo atingido pela deformação plástica equivalente continua na zona do vinco (0,527), no entanto, como seria de esperar, na zona de expansão do furo também se verifica uma elevada deformação plástica equivalente (0,353).

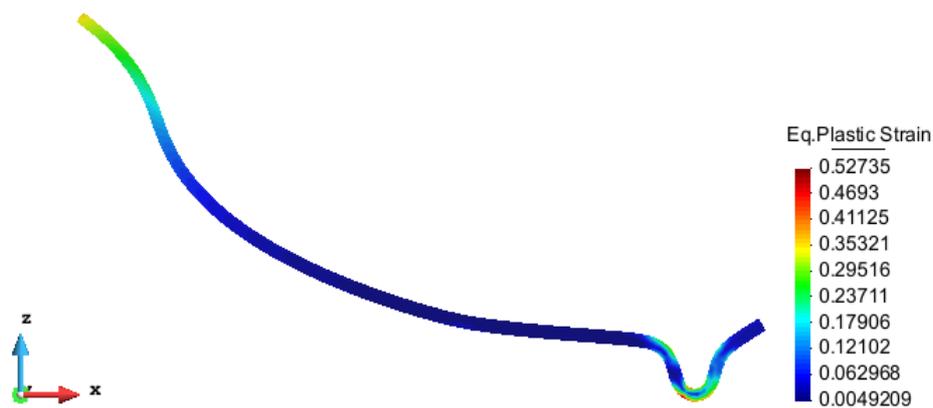


Figura 3.31 – Visualização do ficheiro *GID_p2end.res* no *software* pós-processador GiD.

Por fim, na Figura 3.32 visualiza-se a composição dos ficheiros *GID_p3end.res* e *GID_p3end.tool.msh*, relativos às simulações 2D axissimétricas. O final da fase 3 da simulação corresponde à deformada após retorno elástico. Estes ficheiros mostram a posição final da chapa e das ferramentas, respetivamente. De referir que há diferença na deformada da chapa relativamente à deformada no final da segunda fase do processo, devido ao retorno elástico (na terceira fase do processo de expansão do furo, as ferramentas são desativadas).

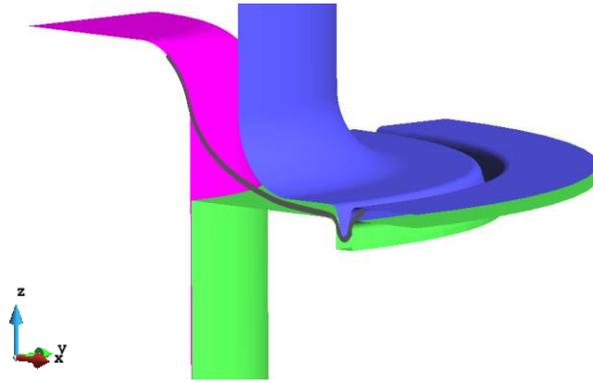


Figura 3.32 – Visualização dos ficheiros *GID_p3end.res* e *GID_p3end.tool.msh* das simulações 2D no *software* de pós-processamento GiD.

4. INFLUÊNCIA DO COMPORTAMENTO ISOTRÓPICO

Como referido anteriormente no subcapítulo 2.1.1 (página 8), um material diz-se isotrópico quando exhibe a mesma resposta independente da direção de sollicitação, e para uma mesma sollicitação [Britannica, “*Isotropy*”, 2021]. Por exemplo, se para uma sollicitação de tração uniaxial a resposta é sempre a mesma independentemente da direção de sollicitação, então o material diz-se isotrópico; idem no caso da compressão uniaxial. Contudo, o material ser isotrópico não implica simetria na resposta à tração uniaxial ou compressão uniaxial, mas simplesmente que, para um dado tipo de sollicitação, a resposta obtida é independente da direção de sollicitação, podendo a resposta variar com a variação do tipo de sollicitação imposta.

Ora isto mesmo é o que acontece quando se descreve o comportamento plástico de materiais isotrópicos com diferentes critérios de cedência isotrópicos, os quais sendo sempre isotrópicos, descrevem de forma diferente a resposta do material para diferentes sollicitações, tais como tração ou compressão uniaxial, e o corte puro, para citar apenas os mais representativos. Assim, cada critério de cedência isotrópico irá modelar o material considerado de forma distinta, mas sempre do domínio dos materiais isotrópicos.

Focando assim no estudo da influência do comportamento isotrópico de um material elastoplástico, primeiramente executaram-se simulações 2D axissimétricas, adequadas para as características isotrópicas dos materiais e a axissimetria da geometria a conformar. Posteriormente, para validar os resultados obtidos, executaram-se as simulações 3D.

Os critérios de cedência isotrópicos escolhidos para este estudo comparativo são:

- Tresca, 1864;
- Von Mises, 1913;
- Drucker, 1949:
 - No limite inferior de convexidade: Drucker $c = -\frac{27}{8}$;
 - No limite superior de convexidade: Drucker $c = +2,25$;
- CPB06, 2006:
 - Valor limite inferior de isotropia: CPB06 $k = -1$;
 - Valor limite superior de isotropia: CPB06 $k = +1$.

Para correr as várias simulações mantiveram-se iguais todos os ficheiros de entrada do solver das respetivas simulações 2D e 3D, modificando apenas o ficheiro de entrada *DD3_mater1.dat* consoante o

critério de cedência/material a utilizar, alterou-se apenas o parâmetro *YldCRIT* e os parâmetros *c* e *k* para o critério de Drucker e CPB06, respetivamente.

Tabela 4.1 – Valor do parâmetro *YldCRIT* no ficheiro de entrada *DD3_mater1.dat* para cada critério de cedência isotrópico estudado.

Critério	Valor do parâmetro <i>YldCRIT</i>
<i>Tresca</i>	0
<i>Von Mises</i>	1
<i>Drucker</i>	5
<i>CPB06</i>	6

4.1 SIMULAÇÕES 2D AXISSIMÉTRICAS

Depois da modelação numérica do processo de conformação (comportamento mecânico do material, discretização do esboço, modelação das ferramentas e edição dos ficheiros de entrada do *solver*) foi possível executarem-se as várias simulações 2D axissimétricas, para os diferentes critérios de cedência isotrópicos, a fim de se estudar qual a influência do material no teste em estudo.

No subcapítulo 3.3 (página 33) determinou-se que a malha mais adequada para o estudo é a malha com 345 elementos *Quad9* e com 1 617 nós, discretizadas com 3 elementos na direcção da espessura (3 camadas) e 115 elementos da direcção do comprimento do esboço.

Nas simulações 2D axissimétricas o esboço apenas tem um perfil no plano *Oxz*, mas com a formulação do problema axissimétrico, a secção representa, de facto, a totalidade do esboço.

4.1.1 CURVA FORÇA-DESLOCAMENTO

Um dos objetivos do *Benchmark#01* passa pela determinação da força máxima exercida pelo punção durante a fase de expansão do furo, ferramenta que irá expandir o furo da chapa.

Na Tabela 4.2 pode verificar-se que a força máxima total do punção varia entre aproximadamente entre os 85 kN e os 96 kN conforme o critério de cedência, ou seja, de acordo como material isotrópico considerado. Também se constata que o punção exerce uma maior força máxima no critério de cedência de Drucker com $c = -\frac{27}{8}$, de 96 460 N para um deslocamento de aproximadamente 24 mm.

Tabela 4.2 – Força máxima atingida do punção nos diferentes critérios isotrópicos (Simulações 2D axissimétricas).

Critério de Cedência	Força Máxima [N]
<i>Von Mises</i>	89 968
<i>Drucker c = -27/8</i>	96 460
<i>Drucker c = +2,25</i>	87 204
<i>CPB06 k = -1</i>	90 403
<i>CPB06 k = +1</i>	85 987
<i>Tresca</i>	85 904

No entanto, o que se visualiza na Figura 4.1. é que a curva correspondente ao critério de cedência $Drucker\ c = -\frac{27}{8}$ é inferior à do critério de cedência CPB06 com $k = -1$ até ao deslocamento de aproximadamente 22 mm. Depois deste deslocamento a curva tem várias oscilações, que podem advir, crê-se, da própria simulação numérica, que podem afetar ligeiramente o resultado. Assim sendo, pode afirmar-se que na maioria das curvas força-deslocamento, quanto maior for a superfície de plasticidade do critério de cedência, maior será a força atingida pelo punção durante a expansão do furo.

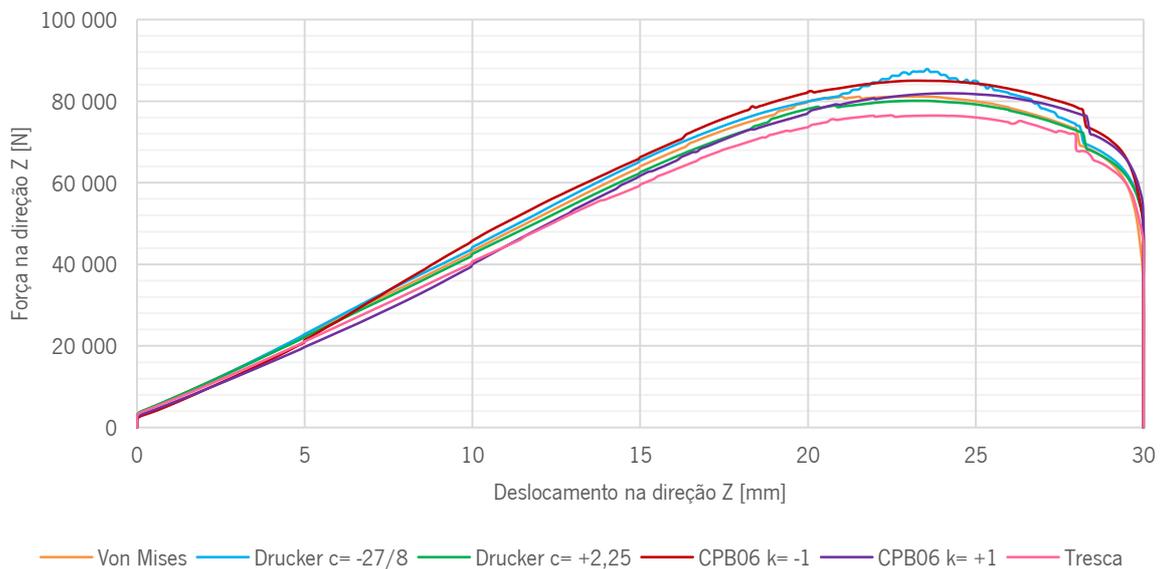


Figura 4.1 – Curvas força-deslocamento do punção obtidas para os vários materiais isotrópicos estudados, e obtidas a partir das simulações 2D axissimétricas.

Desta forma, pode concluir-se que o total da força máxima que o punção exerce na chapa durante um deslocamento de 30 mm é de aproximadamente 90 kN, correspondente ao critério de cedência do CB06 $k = -1$. Estes resultados foram retirados do ficheiro de saída *T1_Punch.res* e posteriormente tratados no *software Microsoft Excel*.

Do ficheiro de saída *stat.res* retirou-se o tempo de cálculo de cada simulação. Através da tabela seguinte pode verificar-se que o critério de cedência CPB06 com $k = +1$.

Tabela 4.3 – Tempo de cálculo das simulações 2D axissimétricas nos diferentes critérios de cedência isotrópicos estudados.

Critério de Cedência	Tempo de Cálculo [h]
<i>Von Mises</i>	00:51:00
<i>Drucker c = -27/8</i>	00:37:47
<i>Drucker c = +2,25</i>	00:46:21
<i>CPB06 k = -1</i>	00:55:08
<i>CPB06 k = +1</i>	01:16:16
<i>Tresca</i>	00:48:09

4.1.2 PERFIL E VARIAÇÃO DA ESPESSURA

O outro objetivo do *Benchmark#01* passa pela previsão do local da falha da chapa.

No estudo 2D apenas é possível prever o local de falha do esboço ao longo do plano Oxz, o que é improvável uma vez que a rotura deverá ocorrer algures no perímetro da aresta do furo. Faz-se, porém, uma análise e comparação da evolução da espessura do conformado no final do processo de expansão. Em primeiro lugar, recorreu-se ao *software* de tratamento de dados *Microsoft Excel* para a elaboração de uma figura com o contorno das deformadas no final da terceira fase do processo correspondentes a cada critério de cedência isotrópico (Figura 4.3). Para isso foi necessário, primeiramente, importar os dados do ficheiro de saída *GID_ini.msh*, correspondente à geometria do esboço no início do processo, com o objetivo de separar os nós das camadas inferior e superior. Foi utilizado este ficheiro, uma vez que no instante inicial ainda não existe qualquer deformação no esboço. De seguida, com a respetiva listagem dos nós, importou-se os dados do ficheiro de saída *GID_p3end.msh*, correspondente à geometria do esboço no final da terceira fase.

Depois, utilizando os mesmos dados anteriormente tratados, executou-se a Figura 4.10 que representa a variação da espessura em função da distância geodésica. A distância geodésica é a menor distância que une dois pontos numa superfície, neste caso, refere-se à distância entre dois nós consecutivos. Esta distância foi calculada através do somatório das distâncias cartesianas entre nós consecutivos.

$$dg = \sum \|\vec{d}_i^{i+1}\| \quad (4.1)$$

No caso em estudo, durante a fase de expansão do furo, o corpo está sujeito somente a tensões de tração (quer na direção circunferencial, quer na direção radial), analisa-se apenas o primeiro quadrante da Figura 4.2.

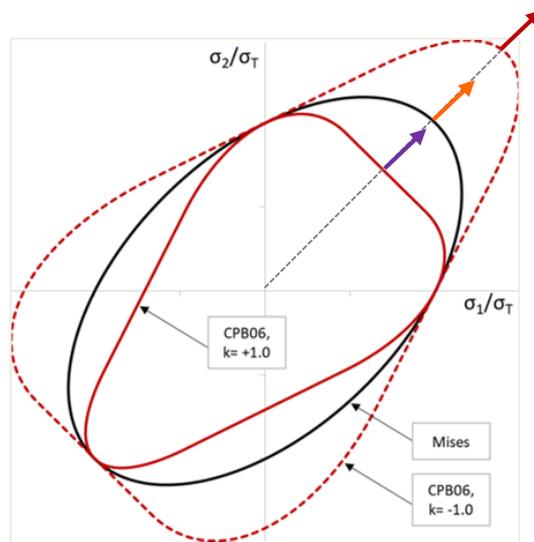


Figura 4.2 – Superfícies de plasticidade dos critérios de cedência von Mises (linha a preto), CPB06 com $k = +1$ (linha vermelha) e CPB06 com $k = -1$ (linha vermelha a traço interrompido) e as respectivas normais à superfície de plasticidade [figura adaptada de Alves, J.L., 2017].

Como a direção das normais da superfície de plasticidade de cada critério está diretamente associado à altura do perfil, e sendo que estas são praticamente paralelas os perfis tem geometrias bastante idênticas, como é possível observar na Figura 4.3.

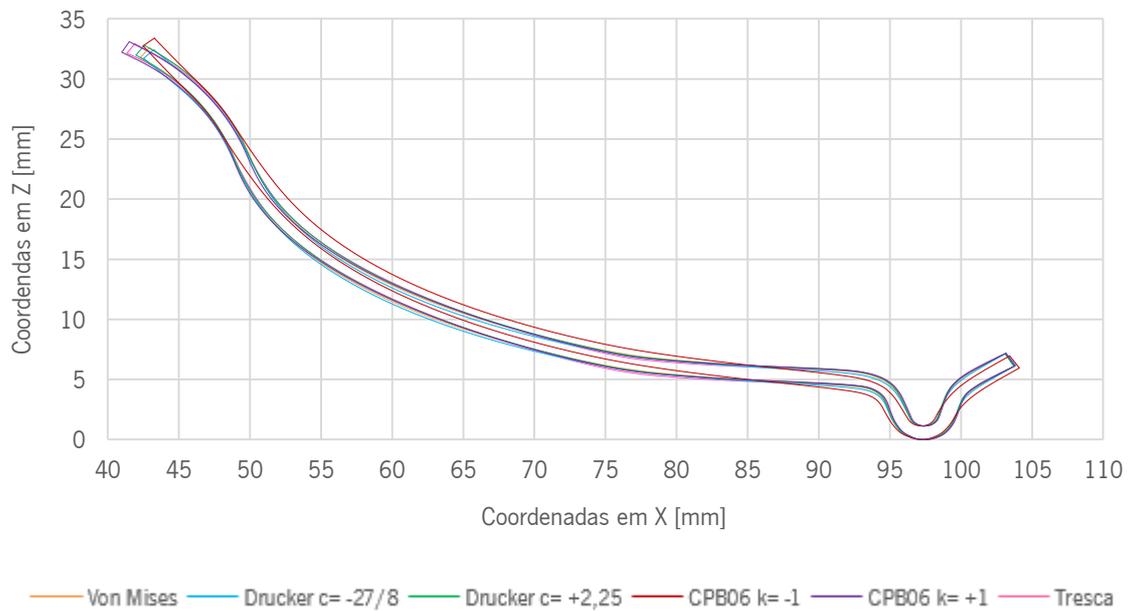


Figura 4.3 – Perfil do escoamento no plano Oxz nos diferentes critérios de cedência isotrópicos (Simulações 2D axissimétricas).

Analisando o detalhe do contorno do lado esquerdo do escoamento (Figura 4.4 (a)), verifica-se que o critério de cedência que mais difere (i.e. que se destaca pelos seus resultados) dos outros critérios é o CPB06 com $k = -1$, visto que atinge uma coordenada na direção Z superior aos restantes e, pelo contrário, atinge uma coordenada na direção X muito interior aos restantes, ou seja, apresenta uma deformada final distinta.

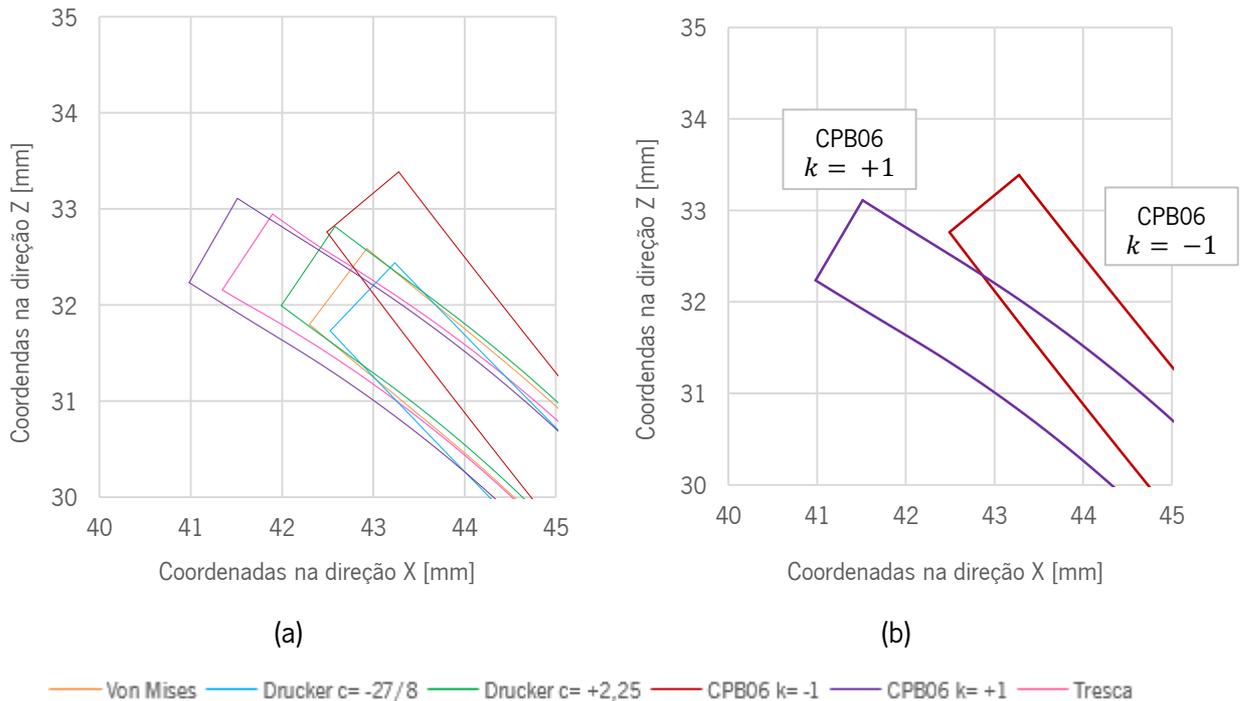


Figura 4.4 – Detalhe do perfil do esboço no plano Oxz do lado esquerdo do esboço (Simulações 2D axissimétricas): (a) nos seis diferentes critérios de cedência isotrópicos; e (b) comparação entre o critério CPB06 com $k = -1$ e $k = +1$.

No detalhe do Figura 4.4 (b) constata-se uma diferença clara entre os dois extremos do critério CPB06. Esta diferença provém das distintas superfícies de plasticidade (Figura 2.7, página 16) que o mesmo critério tem variando apenas o parâmetro k . Importante referir também que se verifica diferença entre os dois extremos do critério de cedência de Drucker, no entanto, esta diferença não é tão significativa, visto que, as respetivas superfícies de plasticidade (Figura 2.3, página 11) não se alteram tanto como no caso do critério de cedência CPB06.

A Figura 4.5 ilustra a comparação entre a deformação plástica equivalente do esboço com a aplicação do critério de cedência CPB06 com $k = -1$ (a) e $k = +1$ (b).

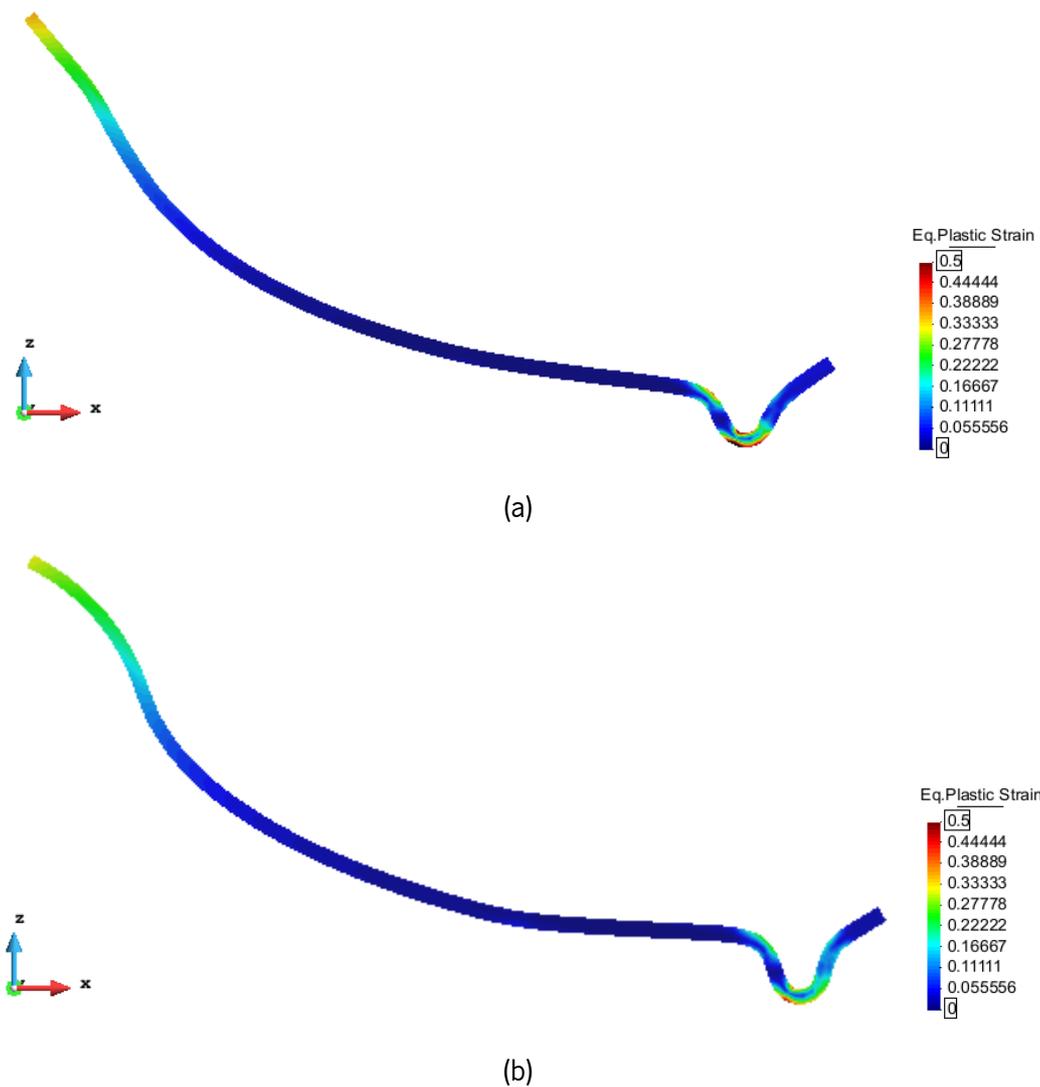


Figura 4.5 – Deformação plástica equivalente do esboço no final da terceira fase com aplicação do critério de cedência CPB06 (a) com $k = -1$; e (b) com $k = +1$ (Simulações 2D axissimétricas).

Visualizando o local da expansão do furo da figura acima verifica-se que no critério CPB06 com $k = -1$ há maior deformação plástica equivalente. Isto acontece devido à forma da superfície de plasticidade dos critérios CPB06.

Como referido anteriormente, no caso em estudo durante o processo de expansão do furo, o corpo está sujeito somente a tensões de tração. Desta forma, é feita a análise apenas no primeiro quadrante da Figura 4.6. Na Equação (4.2) está exposta a contração do tensor das tensões com o tensor das deformações ($\underline{\sigma}, \underline{\varepsilon}$), assim sendo a deformação plástica equivalente ($\bar{\varepsilon}^p$) é o conjugado da tensão equivalente ($\bar{\sigma}$).

$$(\underline{\sigma}, \underline{\varepsilon}) = \bar{\sigma} \times \bar{\varepsilon}^p \quad (4.2)$$

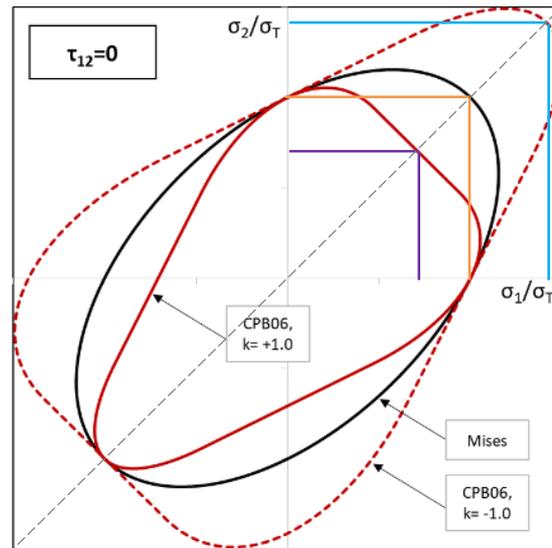
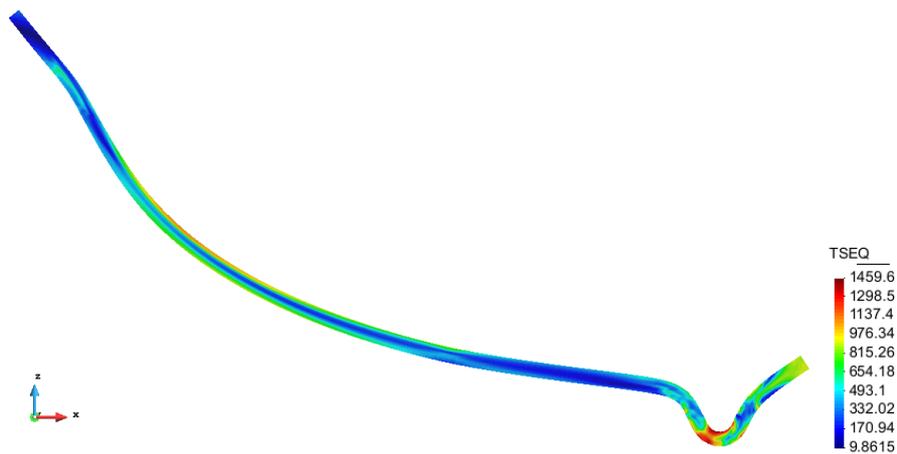


Figura 4.6 – Superfícies de plasticidade dos critérios de cedência von Mises (linha a preto), CPB06 com $k = +1$ (linha vermelha) e CPB06 com $k = -1$ (linha vermelha a traço interrompido): estados de tensão e estados de deformação para cada critério de cedência: roxo para o critério CPB06 com $k = +1$, cor de laranja para o critério von Mises e azul para o critério CPB06 com $k = -1$ [figura adaptada de Alves, J.L, 2017].

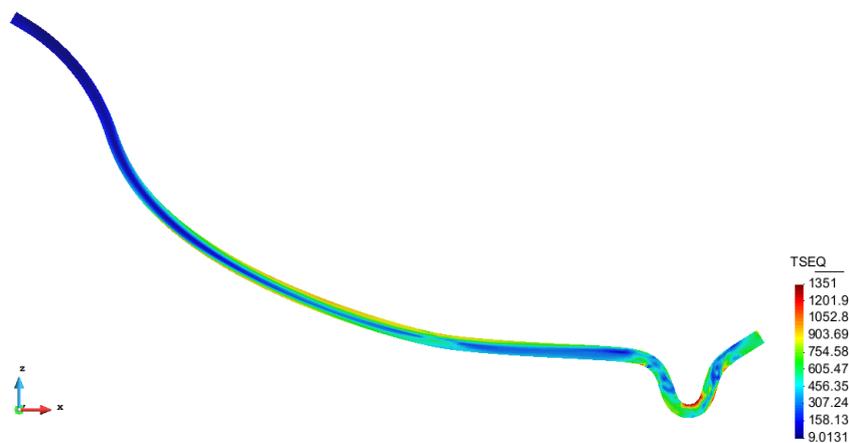
Através da figura acima pode concluir-se que, devido à forma das superfícies de plasticidade dos critérios de cedência CPB06 com $k = +1$ e $k = -1$, existem dois estados de tensão muito diferentes apesar da mesma tensão equivalente (dada pelo critério de cedência de von Mises).

Como referido anteriormente, sendo a deformação plástica equivalente o conjugado da tensão equivalente tem-se diferentes trabalhos plásticos. Desta forma, pela Equação (4.2) concluiu-se que quanto maior for o estado de tensão e estado de deformação (σ , ε), maior será a deformação plástica equivalente ($\bar{\varepsilon}^p$).

Na Figura 4.7 encontra-se a comparação dos dois extremos do critério de cedência CPB06 no que diz respeito à tensão equivalente do esboço no final da terceira fase do processo. Uma vez que a superfície de plasticidade do critério CPB06 com $k = -1$ é maior que a do CPB06 com $k = +1$, é previsível que a tensão equivalente seja maior no primeiro citado, visto que, é necessário impor maiores tensões para atingir a tensão de cedência do critério.



(a)



(b)

Figura 4.7 – Tensão equivalente do esboço no final da terceira fase com aplicação do critério de cedência CPB06 com: (a) $k = -1$; (b) $k = +1$ (Simulações 2D axissimétricas).

Na figura seguinte encontra-se a sobreposição da geometria do esboço no final da segunda (a marca de água) e terceira fase (roxo) com a aplicação do critério de cedência CPB06 com $k = +1$, retiradas através dos ficheiros *GID_p2end.res* e *GID_p3end.res*, respetivamente, no *software* de pós-processamento GiD. Esta representação facilita na visualização do retorno elástico que ocorre com a desativação das ferramentas.

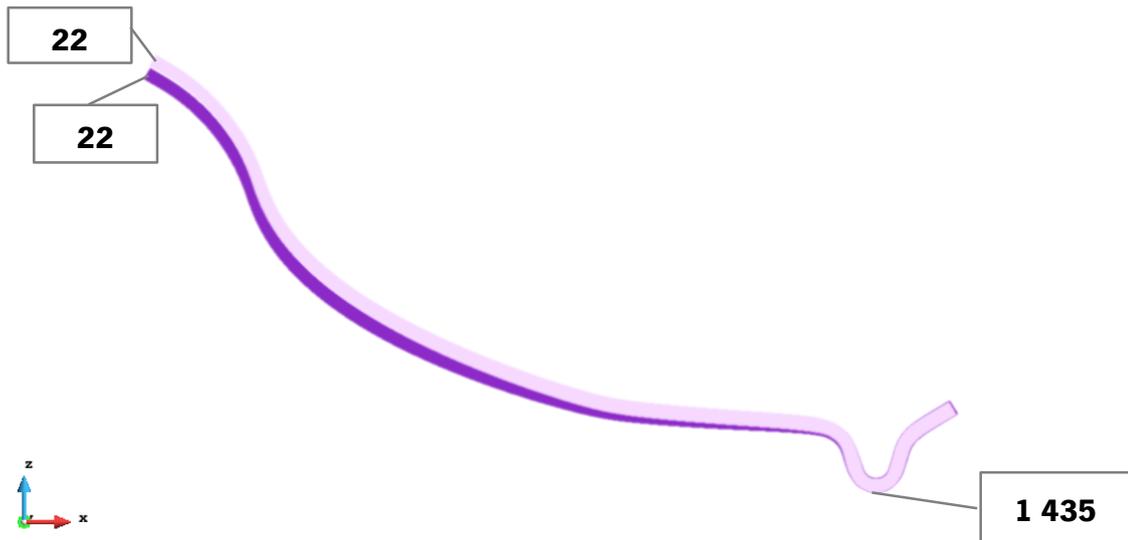


Figura 4.8 – Representação gráfica do retorno elástico do critério de cedência CPB06 com $k = +1$: a segunda fase está representada pela marca de água e a terceira fase pela cor roxa.

Para o cálculo do retorno elástico recorreu-se a regras básicas trigonométricas. Em primeiro lugar, foi necessário monitorizar os nós 22 e 1 435 com o intuito de descobrir as respetivas coordenadas no final da segunda e terceira fase do processo. Através da Figura 4.8 é possível visualizar que na zona do freio o retorno é praticamente nulo, assim sendo, admitiu-se que esse nó tem as mesmas coordenadas nas duas fases do processo referidas.

Tabela 4.4 – Coordenadas (X, Y, Z) dos nós 22 e 1 435 no final da segunda e terceira fase do processo.

	Nó 22	Nó 1 435
2ª fase	(41,260; 0; 28,646)	(97,214; 0; -4,673)
3ª fase	(40,982; 0; 27,562)	(97,214; 0; -4,673)

Após a obtenção das coordenadas, traçaram-se segmentos de reta a fim de formar um triângulo retângulo, depois determinaram-se as distâncias entre os nós através da norma entre dois pontos. De seguida, obtiveram-se os ângulos referentes à segunda (γ) e terceira (β) fase do processo e por fim, quantificou-se o retorno elástico (θ) como se pode verificar nas seguintes equações:

$$\gamma = \text{sen}^{-1} \left(\frac{33,126}{65,025} \right) = 29,67^\circ, \quad (4.3)$$

$$\beta = \text{sen}^{-1} \left(\frac{32,042}{64,720} \right) = 30,63^\circ \text{ e} \quad (4.4)$$

$$\theta = 30,63 - 29,67 = 0,96^\circ \quad (4.5)$$

No Figura 4.10 encontra-se representada a variação da espessura em função da distância geodésica correspondente aos seis critérios isotrópicos estudados. Como referido anteriormente, a distância geodésica é a menor distância que une dois pontos numa superfície. Esta distância foi calculada através da norma dos dois pontos referentes às coordenadas de X e Z dos nós da camada de superior do esboço, retirados a partir do ficheiro de saída *GID_p3end.msh*.

$$dc_{n-1}^n = \sqrt{(x_{n-1} - x_n)^2 + (z_{n-1} - z_n)^2} \text{ e} \quad (4.6)$$

$$dg_{n-1}^n = dc_n + \sum_1^n dg, \quad (4.7)$$

onde, dc_{n-1}^n é a distância cartesiana do nó $n - 1$ ao nó n , x e z correspondem às coordenadas dos eixos X e Z, respetivamente, de um dado ponto. Esta distância foi utilizada como cálculo auxiliar para a obtenção da distância geodésica, dg_{n-1}^n , do nó $n - 1$ ao nó n .

Na Figura 4.9 encontra-se uma representação do esboço com a respetiva camada superior e inferior para uma melhor interpretação das Equações (4.6), (4.7) e (4.10).

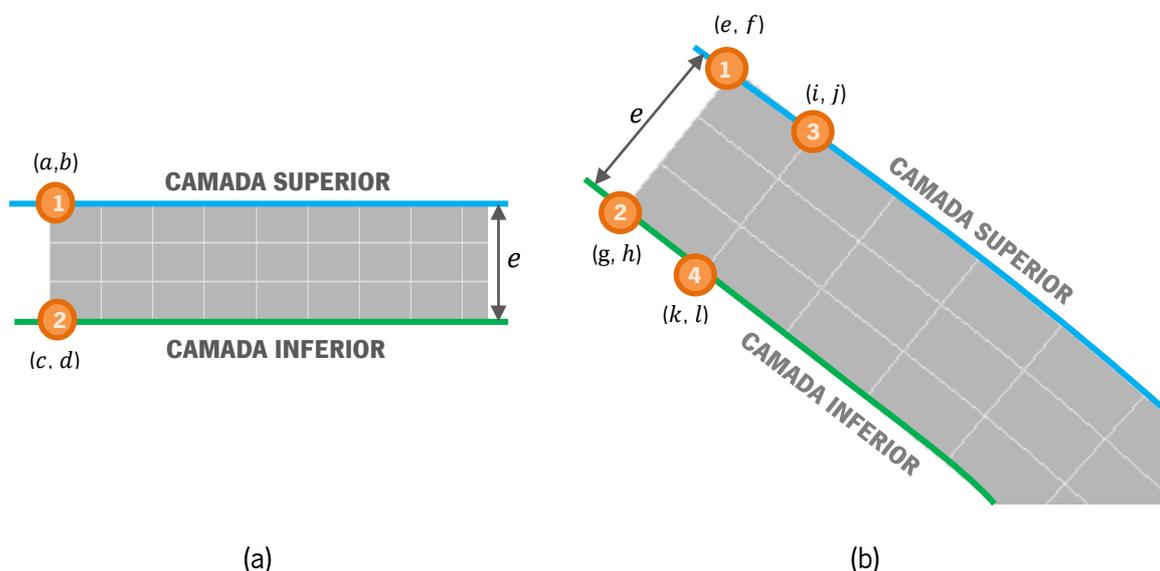


Figura 4.9 – Identificação da camada superior, camada inferior e espessura do esboço: (a) na posição inicial, retirada do ficheiro *GID_ini.msh*; e (b) no final da terceira fase do processo, retirada do ficheiro *GID_p3end.msh*.

Substituindo nas Equações (4.6) e (4.7) a numeração dos pontos (e coordenadas) representados a cor de laranja na Figura 4.9 (b), obtém-se as seguintes equações:

$$dc_3^4 = \sqrt{(i-k)^2 + (j-l)^2} \quad (4.8)$$

$$dg_3^4 = dc_3^4 + \sum_1^3 dg, \quad (4.9)$$

A espessura foi calculada através da norma das diferenças das coordenadas da camada superior e inferior da chapa na direção X e Z.

$$e_n^{n+1} = \sqrt{(x_{CS} - x_{CI})^2 + (z_{CS} - z_{CI})^2}, \quad (4.10)$$

onde, e_n^{n+1} corresponde à espessura do nó n ao nó $n + 1$, CS ao nó da camada superior do esboço e CI ao nó da camada inferior do esboço. Substituindo a numeração da Figura 4.9 na Equação (4.10), chega-se à seguinte equação:

$$e_1^2 = \sqrt{(e-g)^2 + (f-h)^2}, \quad (4.11)$$

Depois de tudo calculado é possível elaborar-se a Figura 4.10.

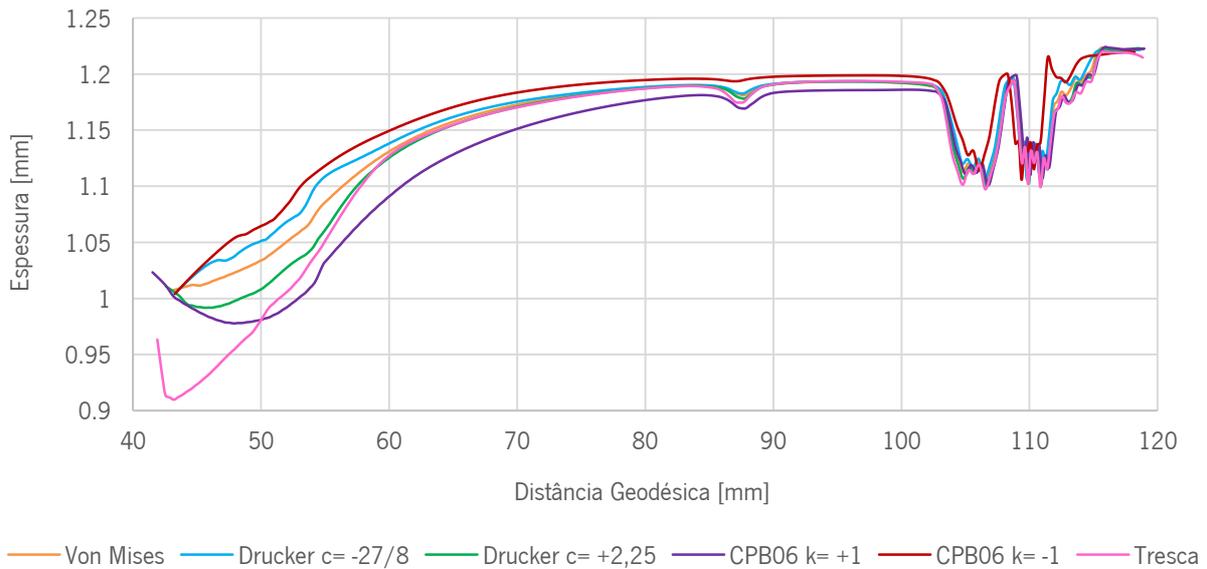


Figura 4.10 – Variação da espessura do esboço em função da distância geodésica do esboço nos diferentes critérios isotrópicos (Simulações 2D axissimétricas).

Analisando a figura anterior, verifica-se que no final da terceira fase do processo, a chapa conformada tem uma variação de espessura máxima no critério de Tresca, sendo esta variação compreendida entre 0,9 mm e 1,25 mm. Neste caso, há uma redução de 25% da espessura na zona de alargamento do furo e um aumento de aproximadamente 4% na zona do vinco (criado pelo freio). Contrariamente, o critério CPB06 com $k = -1$ é o que dá origem a uma menor variação da espessura,

sendo a redução de aproximadamente 17% (também na zona de expansão do furo) e o aumento de 4% (na zona do vinco). A espessura nominal do esboço é de 1,2 mm.

No detalhe da Figura 4.11, constata-se que na zona onde ocorre a expansão do furo há diminuição da espessura da chapa em todos os critérios de cedência estudados. Sabe-se também que é neste local onde irá ocorrer o dano da chapa, i.e. na zona da aresta do furo.

Como seria de esperar, os critérios que possuem uma menor superfície de plasticidade têm uma maior redução de espessura, nomeadamente, os critérios de cedência de Tresca, Drucker com $c = +2,25$ e CPB06 com $k = +1$.

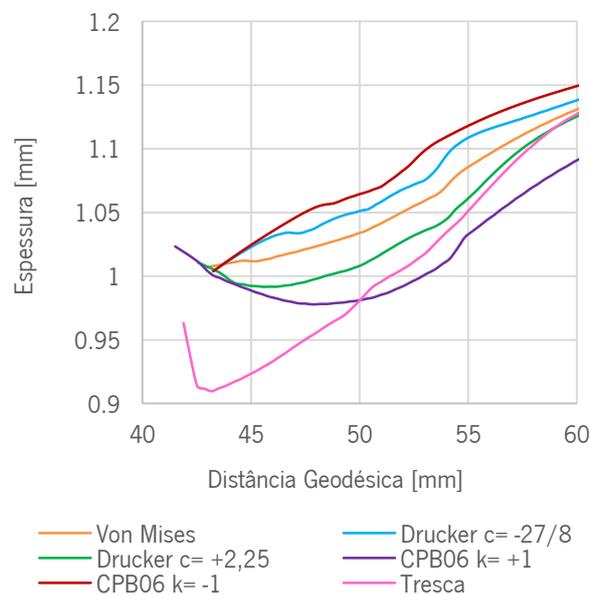


Figura 4.11 – Detalhe da variação da espessura do esboço, do lado esquerdo, em função da distância geodésica do esboço nos diferentes critérios isotrópicos (Simulações 2D axissimétricas).

Na figura seguinte, pode averiguar-se que o cerra-chapas e a matriz também têm uma grande influência na variação da espessura da chapa, visto que na zona onde a chapa é comprimida (durante a primeira fase do processo), verifica-se uma primeira redução da espessura entre os 85 mm e 90 mm de distância geodésica, uma segunda redução mais acentuada entre os 100 mm e os 115 mm correspondente ao vinco criado pelas ferramentas e um por fim, um ligeiro aumento da espessura da zona circundante ao freio provocada pela compressão existente.

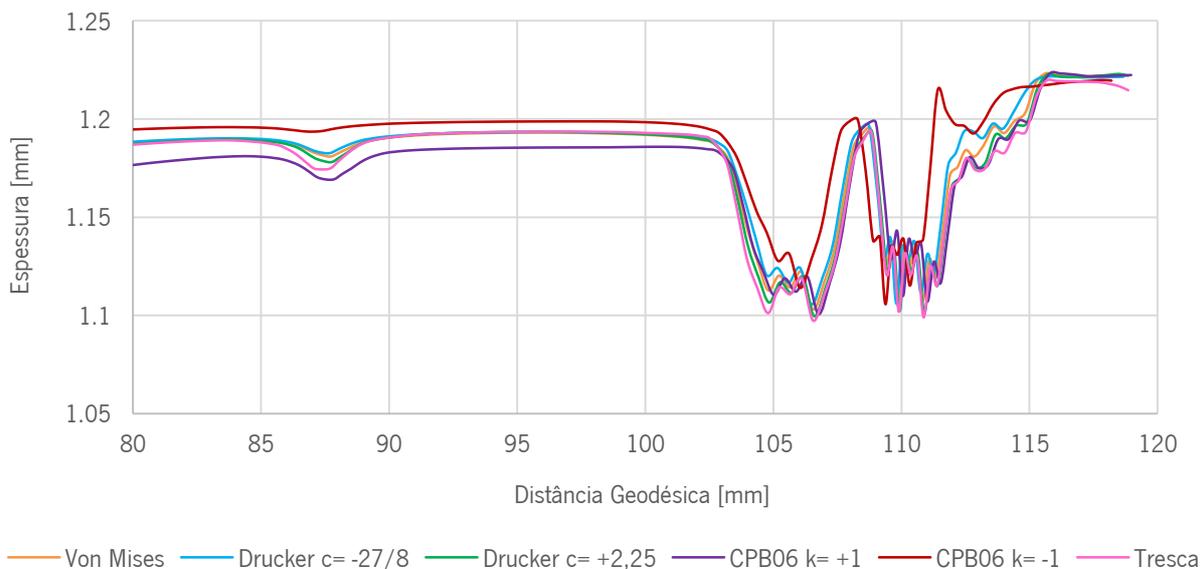


Figura 4.12 – Detalhe da variação da espessura do esboço, do lado direito, em função da distância geodésica do esboço nos diferentes critérios isotrópicos (Simulações 2D axissimétricas).

4.2 SIMULAÇÕES 3D

Depois de efetuadas as simulações 2D axissimétricas com o intuito de estudar a influência do comportamento isotrópico, decidiu-se também executar as simulações 3D do processo para validar os resultados obtidos anteriormente, e para se construir uma base para o estudo da influência do comportamento anisotrópico (Capítulo 5, página 72), uma vez que no caso anisotrópico a utilização de esboços com malhas 3D é mandatória.

Para isso, utilizou-se todo o trabalho realizado anteriormente (definição do comportamento mecânico do material, discretização do esboço e modelação das ferramentas) e fez-se pequenas alterações na edição dos ficheiros de entrada do *solver* previamente feita, nomeadamente no ficheiro *DD3_bcon.dat*, de zero condições fronteira (por o problema 2D ser axissimétrico), ajustaram-se as condições de fronteira de modo a considerar os dois planos de simetria e assim se modelar e simular apenas $\frac{1}{4}$ do esboço, como se pode visualizar na Figura 3.21 (página 41).

No subcapítulo 3.3 (página 33) chegou-se à conclusão que a malha mais adequada para o estudo é uma malha com 900 elementos *Hex27* perfazendo um total de 3 721 nós, discretizada apenas com uma camada de elementos finitos em espessura.

4.2.1 CURVA FORÇA-DESLOCAMENTO

Através do ficheiro de saída *T1_Punch.res* foi possível tratar os resultados utilizando o *software Microsoft Excel*, com o propósito de saber qual a força máxima atingida pelo punção durante o processo de expansão do furo. Como se decidiu simular apenas $\frac{1}{4}$ do processo de conformação, a força apresentada corresponde a $\frac{1}{4}$ da força total de facto necessária.

Na Tabela 4.5 verificar-se que a força máxima total do punção varia entre aproximadamente entre os 77 kN e os 83 kN conforme o critério de cedência. Também se verifica que o punção exerce uma força máxima superior no critério de cedência de CPB06 com $k = -1$ de 83 360 N.

Tabela 4.5 – Força máxima atingida do punção nos diferentes critérios isotrópicos (Simulações 3D).

Critério de Cedência	$\frac{1}{4}$ da Força Máxima [N]	Força Máxima Real [N]
<i>Von Mises</i>	20 089	80 356
<i>Drucker c = -27/8</i>	20 356	81 424
<i>Drucker c = +2,25</i>	19 906	79 624
<i>CPB06 k = -1</i>	20 840	83 360
<i>CPB06 k = +1</i>	20 296	81 184
<i>Tresca</i>	19 252	77 008

Na figura seguinte encontra-se as várias curvas força-deslocamento do punção para os diferentes critérios de cedência isotrópico estudados.

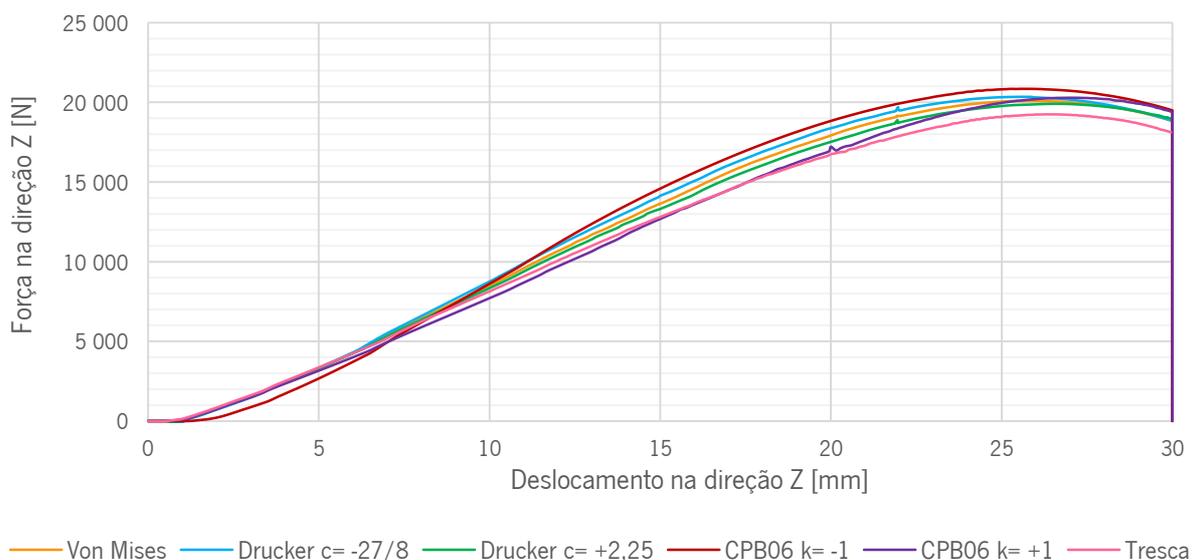


Figura 4.13 – Curva força-deslocamento do punção nos diferentes critérios isotrópicos (Simulações 3D).

Fazendo uma rápida comparação entre as curvas força-deslocamento das simulações 2D axissimétricas (Figura 4.1, página 53) com as curvas das simulações 3D (Figura 4.13) apurar-se que as últimas são muito mais estáveis, isto deve-se, muito provavelmente, ao facto de haver muitos mais nós em contacto com as ferramentas durante todo cálculo.

Os resultados obtidos vão ao encontro do esperado. Tal como nos resultados obtidos nas simulações 2D axissimétricas, também nas simulações 3D o critério de cedência que alcança a maior força máxima é o critério CPB06 com $k = -1$, e o que alcança a menor força máxima é o critério de Tresca, com valores correspondentes de, respetivamente, 83 360 N e 77 008 N.

Nas simulações 2D axissimétricas existe uma discrepância de quase 11% entre o critério com maior e menor força máxima, no entanto, nas simulações 3D este valor diminui para 7,6%. Este efeito é proveniente da diferença do refinamento das malhas, visto que, no caso das simulações 2D axissimétricas (como a malha é bastante mais refinada que a malha das simulações 3D) reflete-se mais o impacto dos critérios isotrópicos no comportamento do material.

Na Tabela 4.6 pode verificar-se que, à semelhança do que aconteceu nas simulações 2D axissimétricas (Tabela 4.3, página 54), o critério de cedência CPB06 com $k = +1$ é o que implica maior tempo de cálculo e pelo contrário, o critério de cedência CPB06 com $k = -1$ é o que implica menor tempo de cálculo.

Tabela 4.6 – Tempo de cálculo das simulações 3D nos diferentes critérios de cedência isotrópicos estudados.

Critério de Cedência	Tempo de Cálculo [h]
<i>Von Mises</i>	01:04:24
<i>Drucker c = -27/8</i>	00:57:31
<i>Drucker c = +2,25</i>	01:19:41
<i>CPB06 k = -1</i>	00:35:55
<i>CPB06 k = +1</i>	10:24:36
<i>Tresca</i>	03:29:08

4.2.2 PERFIL E VARIAÇÃO DA ESPESSURA

Nas simulações 3D, para além de ser possível obter resultados através do plano Oxz (como nas simulações 2D) também é possível obter resultados no espaço entre a direção de laminagem (RD) e a direção transversa (TD). Como no caso se trata da influência do comportamento isotrópico, sabe-se que a resposta do material será a mesma em todas as direções, assim sendo, optou-se por apenas analisar a variação da espessura em função da distância geodésica. Desta forma, seguiu-se exatamente o mesmo procedimento: importação dos dados ficheiro de saída *GID_ini.msh*, com o objetivo de listar os nós das superfícies inferior e superior do esboço, seguida pela importação dos dados do ficheiro de saída *GID_p3end.msh*, para saber a deformada da chapa no final da terceira fase.

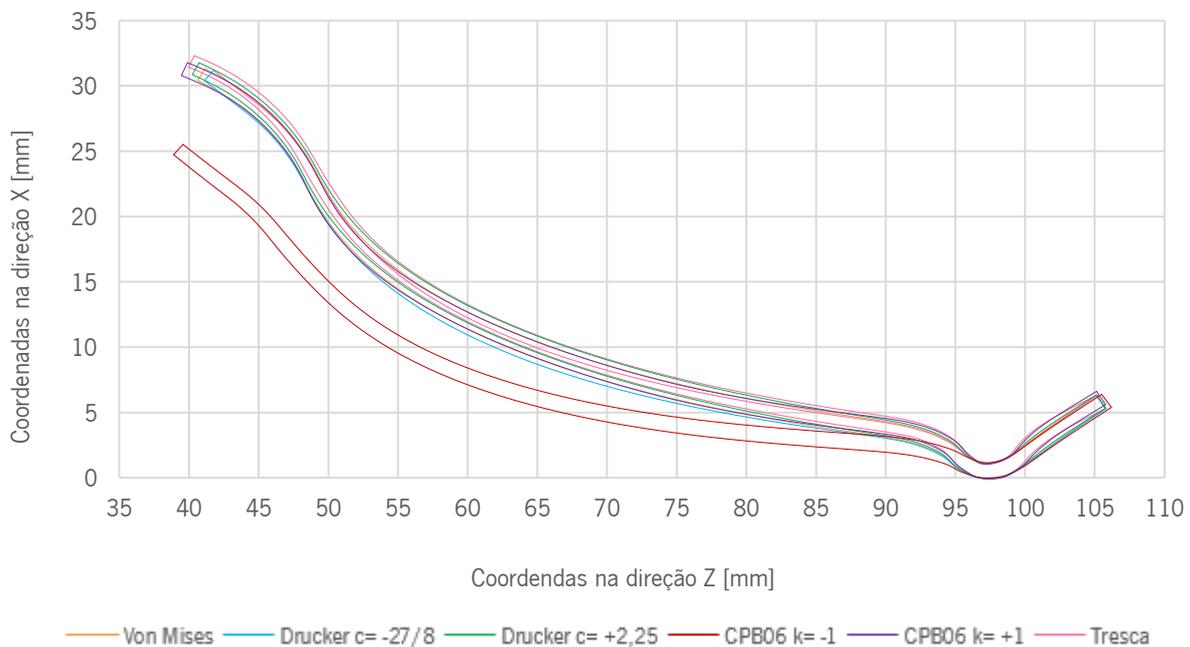


Figura 4.14 – Perfil do esboço no plano Oxz nos diferentes critérios de cedência isotrópicos (Simulações 3D).

Analisando o detalhe do contorno do lado esquerdo do esboço (Figura 4.15 (a)), verifica-se que o critério de cedência que mais diverge dos outros critérios é o CPB06 com $k = -1$, visto que atinge uma coordenada na direção Z muito inferior aos restantes. Observando o detalhe da Figura 4.15 (b), constata-se uma diferença muito acentuada entre os dois extremos do critério CPB06. Esta diferença ocorre uma vez que durante a primeira fase do processo há compressão na zona do freio: por aplicação de uma carga de 800 kN da matriz e pelo facto do critério de cedência CPB06 $k = -1$ ser o critério com maior resistência a tensões de compressão, assim sendo, a carga imposta pela matriz é atingida de forma antecipada causando um “vinco” menos acentuado. De notar que, nas simulações 2D

axissimétricas esta diferença não é visível (Figura 4.4 (b), na página 57) uma vez que, a malha utilizada nessas simulações é extremamente mais refinada, discretizando melhor a deformada da chapa.

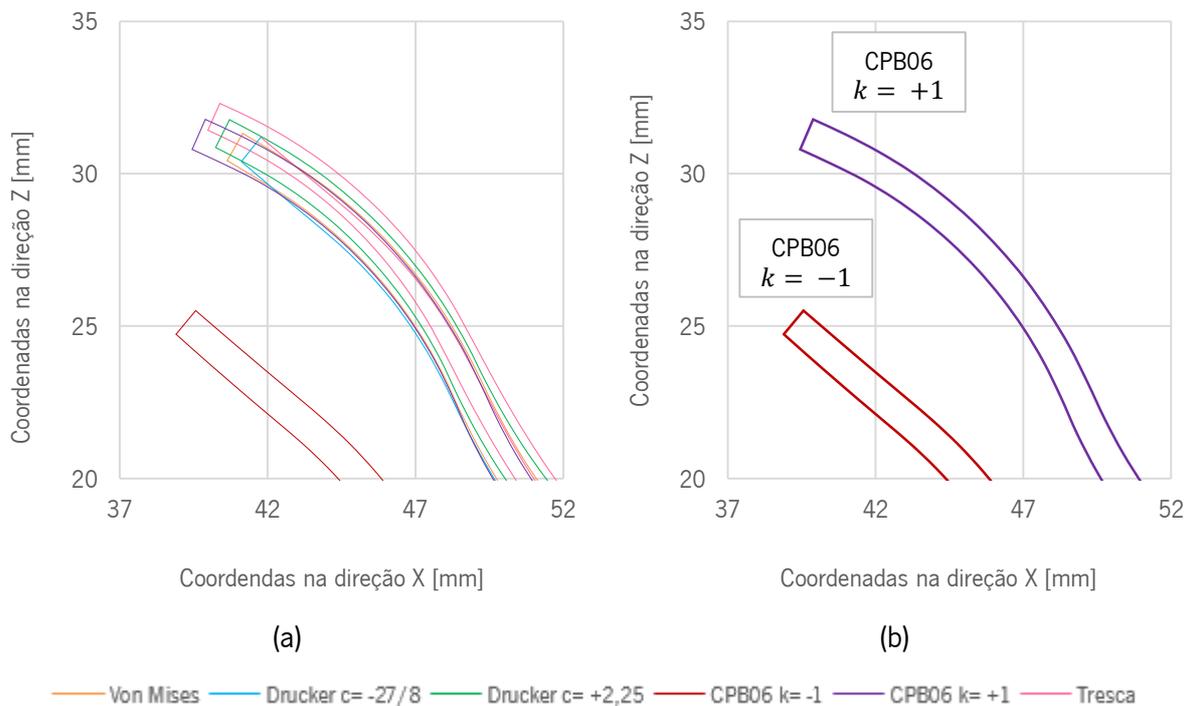


Figura 4.15 – Detalhe do perfil do esboço no plano Oxz do lado esquerdo do esboço (Simulações 3D): (a) nos seis diferentes critérios de cedência isotrópicos; (b) comparação entre o critério CPB06 com $k = -1$ e $k = +1$.

Na Figura 4.16 encontra-se exposta a variação da espessura em função da distância geodésica correspondente aos seis critérios isotrópicos estudados. Esta figura foi obtida através do mesmo procedimento descrito anteriormente: calculada a distância geodésica através das Equações (4.6) e (4.7) e a espessura através da Equação (4.10).

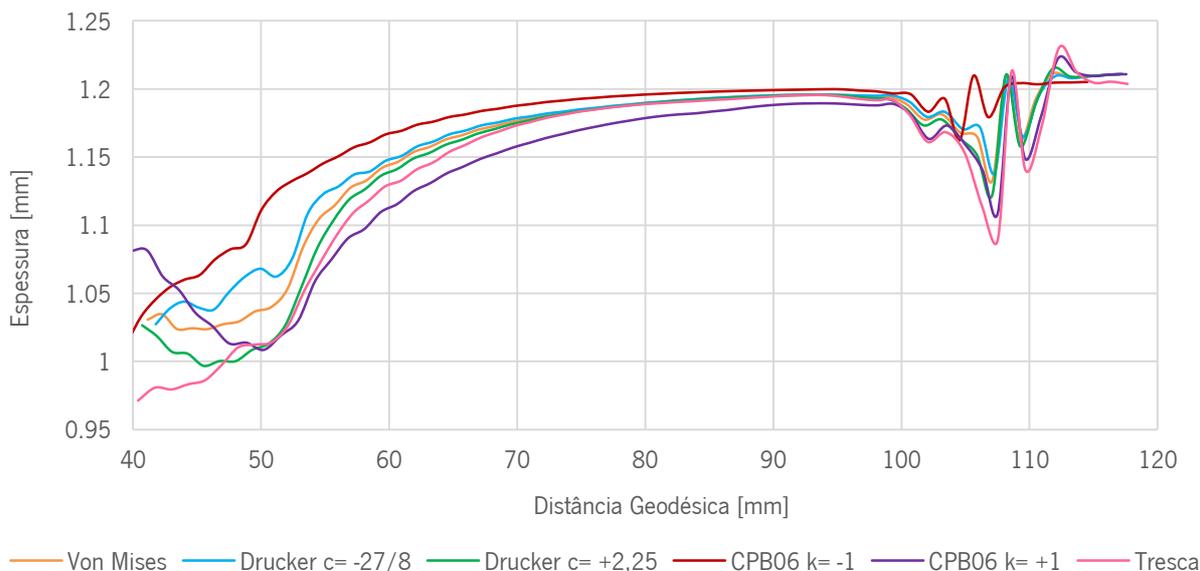


Figura 4.16 – Variação da espessura do esboço em função da distância geodésica nos diferentes critérios isotrópicos (Simulações 3D).

Analisando a figura acima, constata-se que no final da terceira fase do processo, a chapa conformada tem uma variação máxima de espessura no critério de cedência de Tresca. Esta variação está compreendida entre 0,95 mm e 1,25 mm, o que corresponde a uma redução de espessura de aproximadamente 21% (na zona de expansão do furo) e um aumento de aproximadamente 4% (na zona do freio). Constata-se também que na zona onde ocorre a expansão do furo (entre os 40 mm e os 60 mm na distância geodésica) há diminuição da espessura da chapa em todos os critérios de cedência estudados. Como seria de prever os critérios que possuem uma superfície de plasticidade mais “conservadora”, ou seja, com uma superfície de plasticidade inferior à do critério de cedência de von Mises, existe uma maior redução de espessura. Por fim, pode ainda constatar-se que na zona onde a chapa é presa pela matriz e o cerra-chapas (zona do freio) existe uma redução e um aumento da espessura da chapa, devido à compressão originada pelas ferramentas. A redução de espessura correspondente aos valores compreendidos entre 100 mm e 110 mm da distância geodésica e o aumento da espessura entre os 110 mm e os 120 mm.

4.3 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Todos os resultados das simulações 3D validam os resultados obtidos anteriormente nas simulações 2D, tal como inicialmente expectável.

Quanto às curvas força-deslocamento pode concluir-se que o valor mais alto da força máxima que o punção atinge durante o processo de expansão do furo é semelhante (aproximadamente 90 kN) e corresponde ao material CPB01 com $k = -1$. O mesmo acontece com o valor inferior da força máxima, cerca de 80 kN e pertence em ambos os casos ao critério de cedência de Tresca.

A variação da espessura ao longo da distância geodésica também evoluiu da mesma forma: na zona da expansão do furo em todas as simulações há uma redução de espessura de aproximadamente 20%, na zona do freio há uma redução de aproximadamente 8% acompanhada por um aumento de 2,5% na aba exterior ao freio. De notar que o critério que possui menor variação de espessura é o critério CPB01 com $k = -1$.

Outro aspeto a realçar é o facto de existir coerência entre todos os resultados obtidos com a forma e tamanho das superfícies de plasticidade dos critérios de cedência. Visto que, quanto maior for a superfície de plasticidade, menos “conservador” é o critério (porque passa para o domínio plástico com uma tensão mais elevada) e por isso, alcança-se uma menor deformação plástica, consequentemente, a espessura sofre menor redução.

A isotropia é um aspeto muito importante no comportamento do material, pois obtém-se perfis e espessuras totalmente distintas consoante o critério de cedência utilizado, ou, por outras palavras, consoante as especificidades do comportamento isotrópico do material a conformar. Como exemplo, é mais provável que ao descrever um material utilizando o critério de Tresca ocorra rotura da chapa para um certo deslocamento ascendente do punção e, em contrapartida, se se utilizar o critério CPB06 com $k = -1$ para o mesmo deslocamento, já não ocorra rotura da chapa. Ou seja, como grande conclusão pode afirmar-se que o comportamento de um dado material isotrópico é insuficiente para o descrever, sendo necessário descrever que tipo de comportamento isotrópico é concretamente o evidenciado pelo material em causa. A prática de se associar a um comportamento isotrópico um material de von Mises, como é prática comum, é claramente errada, e isto mesmo é colocado em perspetiva pelos resultados apresentados neste capítulo.

5. INFLUÊNCIA DO COMPORTAMENTO ANISOTRÓPICO

Como referido anteriormente no subcapítulo 2.1.2 (página 16), a anisotropia manifesta-se quando a resposta mecânica de um dado material para uma dada solicitação é função da direção de solicitação considerada [Britannica, “*Anisotropy*”, 2021].

Tratando-se da influência do comportamento anisotrópico de um material elastoplástico, executaram-se simulações com um esboço com uma malha 3D, por haver variação do comportamento mecânico, e conseqüentemente da história de deformação, em qualquer direção da chapa. Atendendo ao carácter ortotrópico da anisotropia, apenas $\frac{1}{4}$ do provete foi simulado. Assim, considerou-se como ponto de partida todo o trabalho realizado anteriormente (definição do comportamento mecânico do material, discretização do esboço, modelação das ferramentas e edição dos ficheiros de entrada do *solver*), alterando apenas o ficheiro de entrada *DD3_mater.dat* conforme o critério de cedência em causa, modificando apenas o parâmetro *YldCRIT* e os parâmetros de anisotropia referentes a cada critério (Tabela 5.1). No subcapítulo 3.3 (ver página 33) chegou-se à conclusão que a malha mais adequada para o estudo é uma malha com 900 elementos *Hex27* com um total de 3 721 nós, discretizada apenas com uma camada de elementos finitos em espessura.

Os critérios de cedência anisotrópicos ortotrópicos escolhidos para o estudo são:

- Hill'48;
 - Com os coeficientes de anisotropia fornecidos no enunciado do *Benchmark#01*:
 - $r_0 = 0,691; r_{45} = 1,050; r_{90} = 0,959$;
 - Com os coeficientes de anisotropia alterados, criando materiais virtuais:
 - $r_0 = 0,5; r_{45} = 0,5; r_{90} = 1,5$;
 - $r_0 = 0,5; r_{45} = 1,5; r_{90} = 0,5$;
 - $r_0 = 0,5; r_{45} = 1,5; r_{90} = 1,5$;
 - $r_0 = 1,5; r_{45} = 0,5; r_{90} = 0,5$;
 - $r_0 = 1,5; r_{45} = 0,5; r_{90} = 1,5$;
 - $r_0 = 1,5; r_{45} = 1,5; r_{90} = 0,5$;
- CB2001, 2001.

Tabela 5.1 – Valor do parâmetro Y_{dCRIT} no ficheiro de entrada *DD3_mater.dat* para cada critério de cedência anisotrópico estudado.

Critério	Valor do Parâmetro Y_{dCRIT}
<i>Hill'48</i>	1
<i>CB2001</i>	4

5.1 HILL'48 VERSUS CB2001

Os parâmetros de anisotropia para o critério de cedência Hill'48, F, G, H, L, M e N , foram calculados utilizando os valores dos coeficientes de anisotropia r_0, r_{45} e r_{90} , de acordo com as Equações (2.21), (2.22), (2.23), (2.24) e (2.25). Chegando-se assim aos seguintes resultados:

Tabela 5.2 – Parâmetros de anisotropia para os vários casos em estudo do critério de cedência Hill'48.

Parâmetro de Anisotropia					
<i>F</i>	<i>G</i>	<i>H</i>	<i>L</i>	<i>M</i>	<i>N</i>
0,4261	0,5914	0,4086	1,5	1,5	1,5771

No caso do critério de cedência CB2001, os parâmetros de anisotropia $a_1, \dots, a_6, b_1, \dots, b_{11}$ e c foram calculados utilizando o *software* DD3MAT, introduzindo como dados de entrada os valores da tensão limite de elasticidade em tração uniaxial, σ_α , e os valores dos coeficientes de anisotropia, r_α , para várias direções de solicitação ($0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ e 90°).

O programa DD3MAT é um programa de apoio ao programa DD3IMP. A partir de um conjunto de dados experimentais, o programa DD3MAT fornece ao programa DD3IMP um conjunto de parâmetros de anisotropia otimizados e necessários ao critério de plasticidade adotado no modelo constitutivo do material a conformar [Alves, J. L., 2003].

Tabela 5.3 – Dados de entrada para o *software* DD3MAT e os respectivos dados de saída.

Dados de Entrada													
s_0	s_{15}	s_{30}	s_{45}	s_{60}	s_{75}	s_{90}	r_0	r_{15}	r_{30}	r_{45}	r_{60}	r_{75}	r_{90}
684	677	700	677	685	691	702	0,69	0,76	0,89	1,05	1,08	1,02	0,96
Dados de Saída													
a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	a_6	b_1	b_2	b_3					
1,2174	0,7741	1,5350	1,0328	1,0000	1,0000	3,1406	3,6010	0,8942					
b_4	b_5	b_6	b_7	b_8	b_9	b_{10}	b_{11}	c					
-2,7283	-0,7002	1,0000	1,0000	1,0000	1,0000	0,6232	1,0000	0,8472					

5.1.1 CURVA FORÇA-DESLOCAMENTO

Como já referido anteriormente, um dos objetivos deste *Benchmark#01* é descobrir qual a força máxima atingida pelo punção durante o processo de expansão do furo. Através do ficheiro de saída *T1_Punch.res* tratou-se os resultados utilizando *software Microsoft Excel*, a fim de se chegar às curvas força-deslocamento dos vários critérios de cedência e por consequente, à força máxima atingida em cada critério.

Na Tabela 5.4 verifica-se que a força máxima total do punção varia entre aproximadamente entre os 77 kN e os 81 kN conforme o critério de cedência. Como foi decidido simular apenas $\frac{1}{4}$ do processo de conformação, a força apresentada corresponde a $\frac{1}{4}$ da força total envolvida, ou seja, a força total máxima atingida é de 81 352 N ($20\ 338 \times 4$). Valor bastante superior ao obtido com a utilização de critérios de cedência isotrópicos.

Tabela 5.4 – Força máxima atingida do punção para os critérios anisotrópicos Hill'48 e CB2001.

Critérios	$\frac{1}{4}$ da Força Máxima [N]	Força Real Total [N]
<i>Hill'48</i>	20 338	81 352
<i>CB2001</i>	19 370	77 480

Comparando os dois critérios, constata-se que, a força atingida pelo punção é menor no critério de cedência CB2001, o que seria de esperar uma vez que a sua superfície de plasticidade é menor nos

planos (σ_x, σ_y) , (σ_x, σ_z) e (σ_y, σ_z) comparativamente ao critério Hill'48, como se pode comprovar no subcapítulo 5.1.4 (ver na página 81).

Na figura abaixo encontra-se as duas curvas força-deslocamento do punção para os dois critérios de cedência anisotrópicos estudados. Consoante era previsto, a força máxima atingida pelo punção no critério Hill'48 é superior à força máxima atingida no critério CB2001, uma vez que a superfície de plasticidade é maior no primeiro critério mencionado.

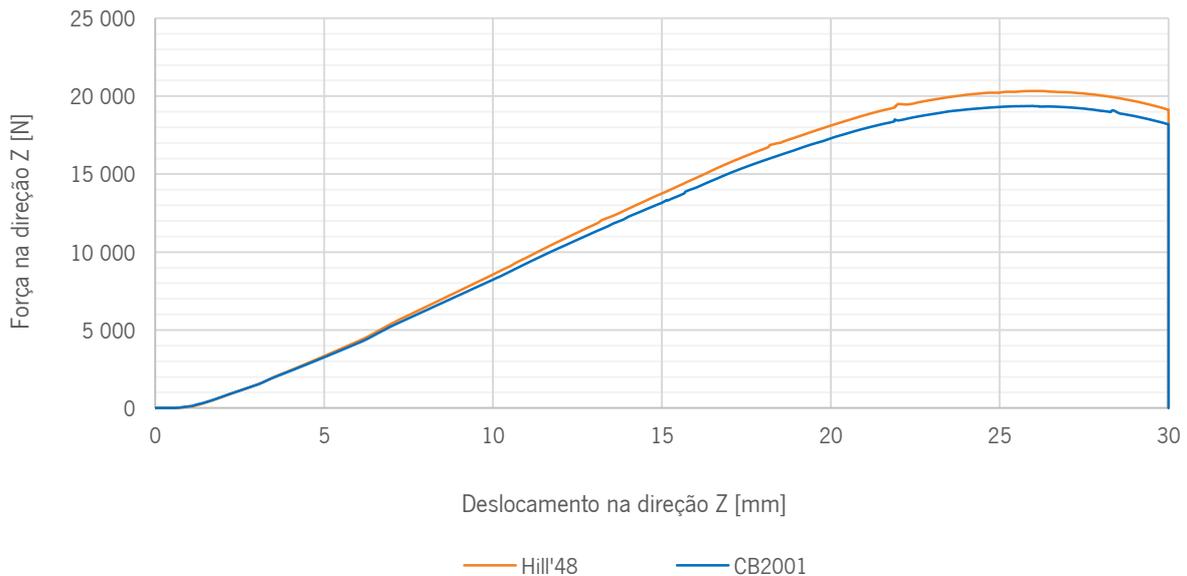


Figura 5.1 – Curva força-deslocamento do punção dos critérios de cedência anisotrópicos Hill'48 e CB2001.

Do ficheiro de saída *stat.res* retirou-se o tempo de cálculo dos dois materiais anisotrópicos estudados. Através da Tabela 5.5 pode verificar-se que o critério de cedência CB2001 despence mais tempo de cálculo, devido à sua maior complexidade numérica, visto que o material é definido matematicamente por mais parâmetros: 18 (CB2001) em vez de 6 (Hill'48).

Tabela 5.5 – Tempo de cálculo dos dois critérios de cedência anisotrópicos estudados.

Critério de Cedência	Tempo de Cálculo [h]
<i>Hill'48</i>	02:33:57
<i>CB2001</i>	03:59:27

5.1.2 PERFIL E VARIAÇÃO DA ESPESSURA

Como no caso se trata da influência do comportamento anisotrópico, sabe-se que a resposta do material não será a mesma em todas as direções, assim sendo, analisou-se a variação da espessura do bordo do furo em função do ângulo em relação à direção de laminagem, com o objetivo de prever o local da falha/rotura do esboço.

Primeiramente, recorreu-se ao *software* de tratamento de dados *Microsoft Excel* para a elaboração duma figura com o contorno do furo central da chapa no final (no plano Oxy) da terceira fase do processo correspondentes a cada critério de cedência anisotrópico (Figura 5.2). Para isso foi necessário, em primeiro lugar, importar os dados do ficheiro de saída *GID_ini.msh*, correspondente à geometria do esboço na fase inicial do processo (porque ainda não havia variação da espessura da chapa), com dois objetivos: separar os nós das camadas superior e inferior do esboço, e selecionar os nós que discretizam o furo central, ou seja, todos os nós com um raio inicial de aproximadamente 30 mm, assim calculado,

$$r = \sqrt{X_n^2 + Y_n^2} = 30 \text{ mm} , \quad (5.1)$$

onde, r corresponde ao raio do furo, X_n e Z_n à coordenada em X e Y, respetivamente, do nó em análise.

Depois de feita a listagem dos nós que interessavam, importou-se os dados do ficheiro de saída *GID_p3end.msh*, correspondente à geometria do esboço no final da terceira fase e construiu-se a seguinte figura.

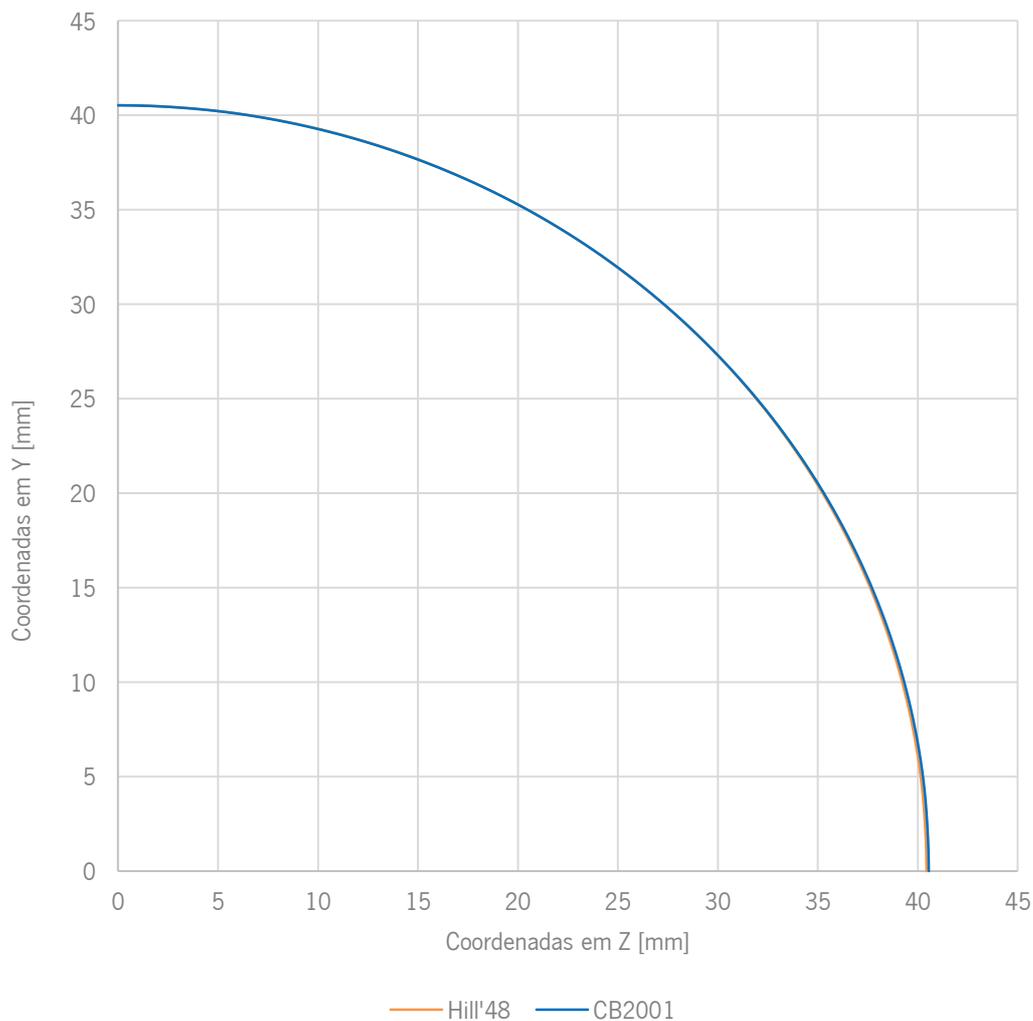


Figura 5.2 – Perfil do furo no plano Oxy dos critérios anisotrópicos Hill'48 e CB2001.

Analisado a figura acima verifica-se que as deformadas resultantes no final da terceira fase do processo são bastante idênticas, visto que as suas superfícies de plasticidade são semelhantes (ver página 81).

Na Figura 5.3 encontra-se representada a variação da espessura em função da direção de laminagem correspondente aos oito critérios anisotrópicos estudados. O ângulo foi calculado através do arco tangente das coordenadas em Y e X dos nós da camada de inferior do esboço (Equação (5.2)), retirados a partir do ficheiro de saída *GID_p3end.msh*.

$$\alpha = \tan^{-1} \left(\frac{Y_n}{X_n} \right), \quad (5.2)$$

onde, α corresponde ao ângulo em relação à direção de laminagem, Y_n à coordenada em Y do nó n e X_n à coordenada em X do nó n . De referir que, o valor obtido no cálculo da equação anterior é apresentado em radianos. Posteriormente, este valor foi convertido em graus.

A espessura foi calculada através da norma das diferenças entre a camada superior e inferior da chapa na direção X, Y e Z, à semelhança do que foi feito anteriormente no subcapítulo 4.1.2 (página 54), acrescentando a coordenada do eixo Y, nas Equações (4.10) e (4.11).

$$e = \sqrt{(X_{CS} - X_{CI})^2 + (Y_{CS} - Y_{CI})^2 + (Z_{CS} - Z_{CI})^2}, \quad (5.3)$$

onde, e corresponde à espessura do esboço, CS ao nó da camada superior do esboço e CI ao nó da camada inferior do esboço.

Depois de tudo calculado constrói-se a Figura 5.3.

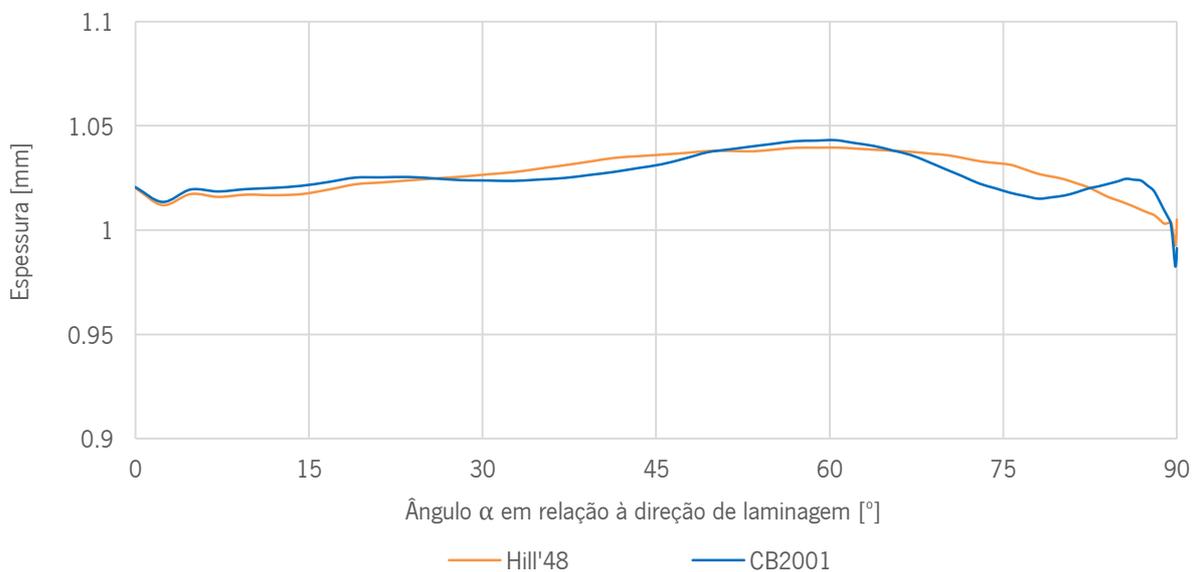


Figura 5.3 – Variação da espessura do esboço em função do ângulo α em relação à direção de laminagem dos critérios anisotrópicos estudados.

Analisando a influência dos dois critérios de cedência cujos resultados se apresentam na figura acima, verifica-se que no final da terceira fase do processo, o furo da chapa tem uma variação de espessura compreendida entre 0,95 mm e 1,05 mm, isto é, em qualquer critério que esteja a ser feita uma análise, o esboço sofre sempre uma redução de espessura, sendo esta mais significativa aos 90° em relação à direção de laminagem (direção transversa).

Abrindo o ficheiro *GID_p3end.res* no *software* de pós-processamento GiD, confirma-se que no final da terceira fase do processo, o campo da deformação plástica equivalente, em ambas as simulações, atinge o valor máximo localizado a 90° em relação à direção de laminagem (Figura 5.4).

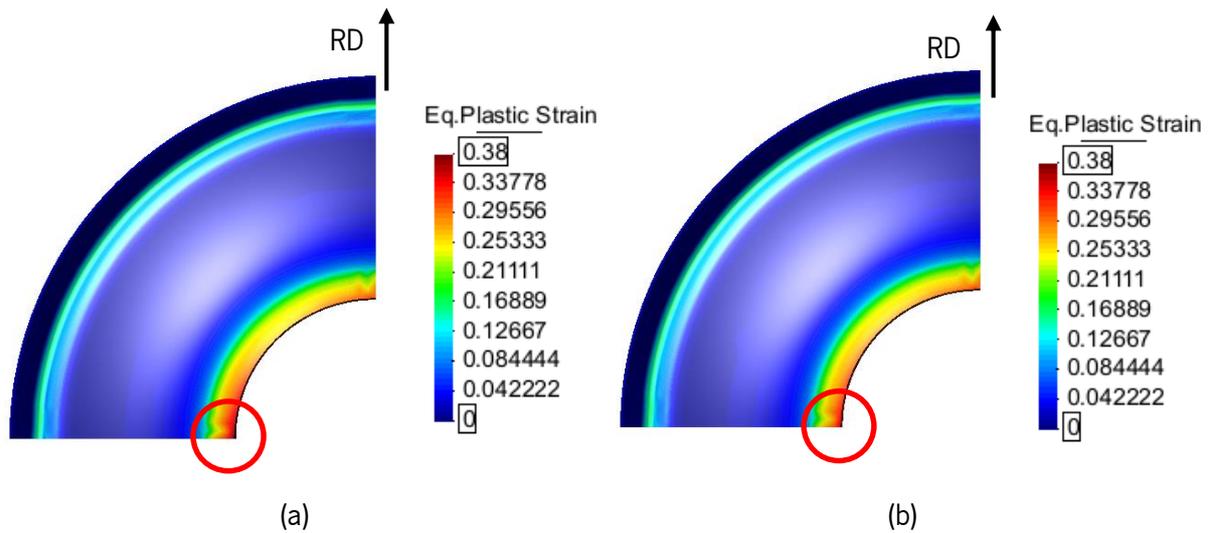


Figura 5.4 – Deformação plástica equivalente do esboço para os critérios anisotrópicos: (a) Hill'48; e (b) CB2001.

5.1.3 VALORES DE r_α E σ_α

O valor de r_α , também designado por coeficiente de anisotropia ou coeficiente de Lankford é uma medida adimensional utilizada para descrever a anisotropia de chapas metálicas. O valor de r_α é dado pelo rácio entre a deformação em largura do provete e a deformação em espessura. A seguinte equação matemática descreve o valor deste coeficiente [CIMM, 2021]:

$$r_\alpha = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_t} = \frac{\varepsilon_w}{-(\varepsilon_w + \varepsilon_l)}, \quad (5.4)$$

onde, ε_w é a deformação em largura, ε_t é a deformação em espessura e ε_l é a deformação em comprimento, i.e. na direção de solicitação em tração uniaxial.

O valor de σ_α também designado por tensão limite de elasticidade em tração uniaxial é a tensão máxima que um material elástico aguenta sem sofrer deformações permanentes (ponto de transição entre o domínio elástico linear e o regime plástico não-linear descrito pela lei de encruamento) determinado experimentalmente através de um ensaio de tração uniaxial. Este ensaio consiste em tracionar, por exemplo, um provete na sua direção axial até à rotura.

O *software* DD3MAT além de fornecer os valores dos coeficientes de anisotropia dos critérios de plasticidade também calcula a evolução do valor de r , do valor de σ e da tensão de corte em função do ângulo α em relação à direção de laminagem da chapa. No caso em estudo, como não há resultados experimentais relativos à tensão de corte, fez-se o estudo apenas da evolução dos coeficientes de anisotropia e da tensão limite de elasticidade em tração uniaxial.

Introduzindo os 14 dados experimentais presentes na Tabela 5.3 no ficheiro de entrada *expdata.dat*, chegou-se aos resultados presentes nas figuras seguintes.

Na figura abaixo está representada a evolução do valor de r em função do ângulo α em relação à direção de laminagem da chapa.

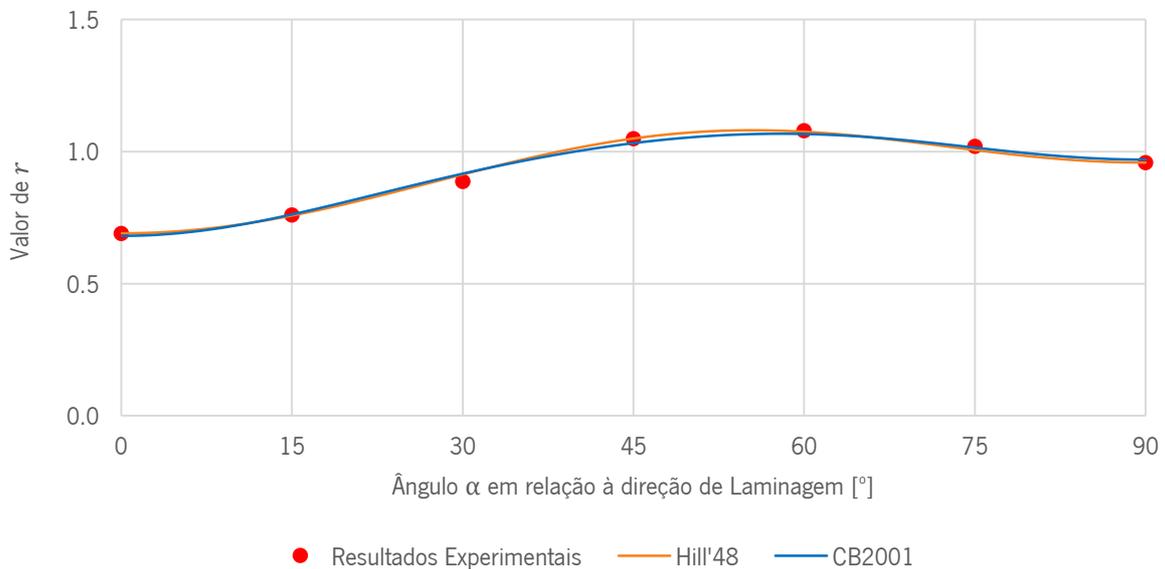


Figura 5.5 – Variação do valor r em função do ângulo α em relação à direção de laminagem: comparação entre o critério CB2001 e Hill'48.

Na Figura 5.5 verificar-se que para ambos os critérios a evolução dos coeficientes de anisotropia vai ao encontro dos resultados experimentais.

O mesmo não acontece na Figura 5.6, pois há uma significativa diferença entre os critérios de cedência Hill'48 e CB2001. Sendo que, o critério que melhor descreve o comportamento do material a conformar é o critério CB2001, visto que evolui de forma idêntica aos resultados experimentais. Outro aspeto a reter da figura abaixo é a tensão limite de elasticidade, que atinge o seu valor máximo aos 90°, de forma muito acentuada no caso do critério Hill'48.

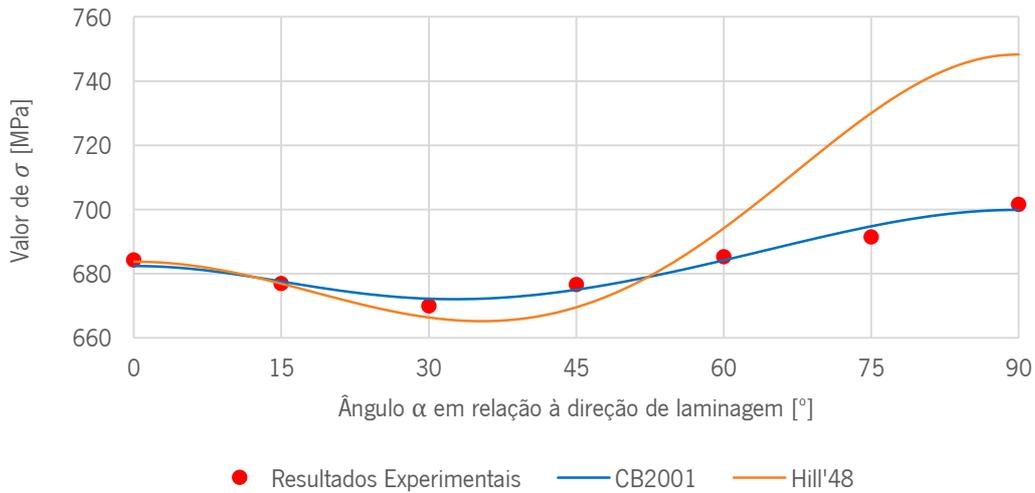
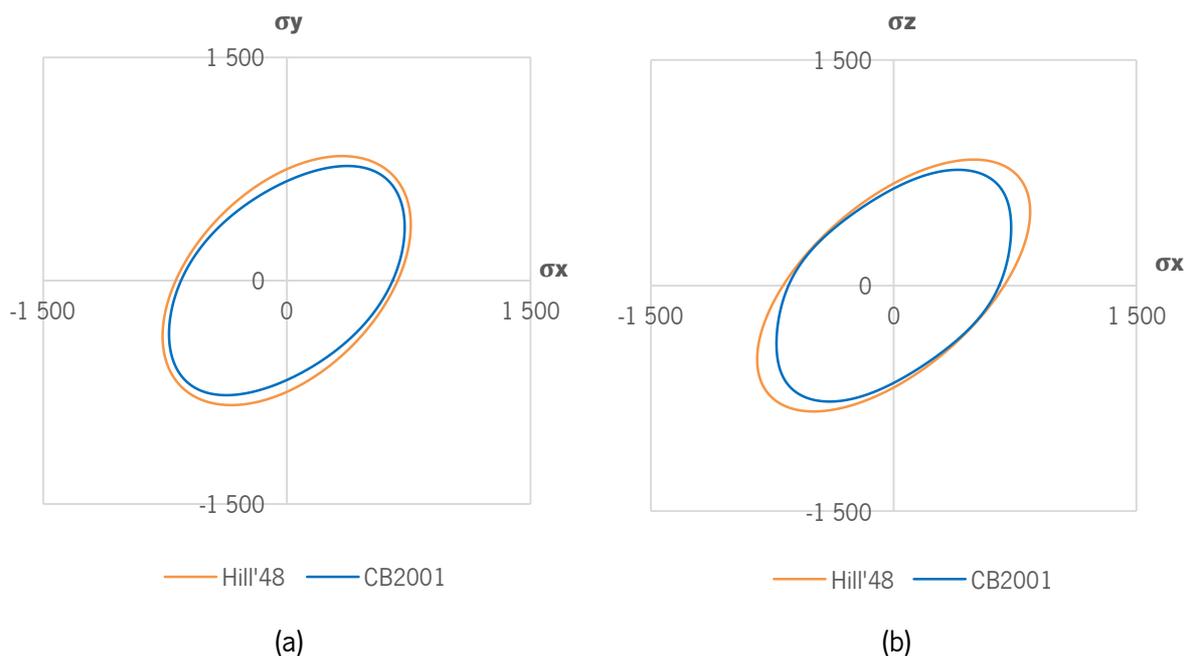


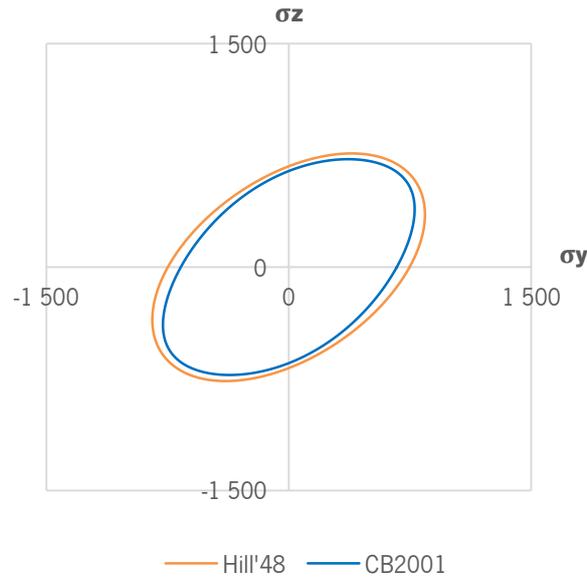
Figura 5.6 – Variação do valor de σ em função do ângulo α em relação à direção de laminagem: comparação entre o critério CB2001 e Hill'48.

5.1.4 SUPERFÍCIES DE PLASTICIDADE

Uma superfície de plasticidade delimita o domínio elástico do material. Esta superfície diz respeito a todos os estados de tensão para quais ocorre o início da deformação plástica.

Na Figura 5.7 está representada a comparação das superfícies de plasticidade entre o critério Hill'48 e CB2001 nos planos principais. Pode-se verificar que nos três planos (σ_x, σ_y) , (σ_x, σ_z) e (σ_y, σ_z) a superfície de plasticidade do critério Hill'48 é exterior à descrita pelo critério CB2001, e por isso considera-se uma superfície menos “conservadora” (i.e., superfície de plasticidade mais pequena), que conseqüentemente leva a chapa a uma maior deformação plástica.





(c)

Figura 5.7 – Comparação dos critérios de plasticidade Hill'48 e CB2001 nos planos: (a) (σ_x, σ_y) ; (b) (σ_x, σ_z) ; e (c) (σ_y, σ_z) .

5.2 MATERIAIS VIRTUAIS DO CRITÉRIO DE CEDÊNCIA HILL'48

Com o intuito de se estudar a influência da anisotropia no material foram criados materiais virtuais com diferentes valores de r a 0° , 45° e 90° da direção de laminagem. À semelhança do critério Hill'48, os parâmetros de anisotropia F , G , H , L , M e N , foram calculados utilizando as possíveis combinações dos valores 0,5 e 1,5 para os coeficientes de anisotropia r_0 , r_{45} e r_{90} , de acordo com as Equações (2.21), (2.22), (2.23), (2.24) e (2.25). Chegando-se assim aos seguintes resultados:

Tabela 5.6 – Parâmetros de anisotropia para os vários materiais virtuais em estudo.

Materiais Virtuais	Parâmetro de Anisotropia					
	F	G	H	L	M	N
$0,5; 0,5; 1,5$	0,2222	0,6667	0,3333	1,5	1,5	0,8889
$0,5; 1,5; 0,5$	0,6667	0,6667	0,3333	1,5	1,5	2,6667
$0,5; 1,5; 1,5$	0,2222	0,6667	0,3333	1,5	1,5	1,7778
$1,5; 0,5; 0,5$	1,2000	0,4000	0,6000	1,5	1,5	1,6000
$1,5; 0,5; 1,5$	0,4000	0,4000	0,6000	1,5	1,5	0,8000
$1,5; 1,5; 0,5$	1,2000	0,4000	0,6000	1,5	1,5	3,2000

5.2.1 CURVA FORÇA-DESLOCAMENTO

Com o procedimento abordado no subcapítulo 5.1.1 (página 74), construiu-se a curva força-deslocamento do punção dos vários materiais virtuais estudados, podendo chegar-se assim à conclusão que o punção exerce uma força máxima superior no material virtual *0,5; 0,5; 1,5* de 98 024 N para um deslocamento de 30 mm. O material virtual que apresenta uma força máxima (total) mais baixa é o material virtual com os coeficientes *1,5; 1,5; 0,5*. Existindo uma discrepância de aproximadamente 38% entre o valor máximo e mínimo.

Tabela 5.7 – Força máxima atingida do punção nos diferentes materiais virtuais estudados.

Materiais Virtuais	¼ da Força Máxima [N]	Força Real Total [N]
<i>0,5; 0,5; 1,5 (azul)</i>	24 506	98 024
<i>0,5; 1,5; 0,5 (verde)</i>	17 369	63 476
<i>0,5; 1,5; 1,5 (vermelho)</i>	21 375	85 500
<i>1,5; 0,5; 0,5 (cor de rosa)</i>	17 627	70 508
<i>1,5; 0,5; 1,5 (roxo)</i>	23 204	92 816
<i>1,5; 1,5; 0,5 (amarelo)</i>	15 178	60 712

Na Figura 5.8 estão representadas as diferentes curvas força-deslocamento do materiais virtuais desenvolvidos para o estudo da influência da anisotropia no material.

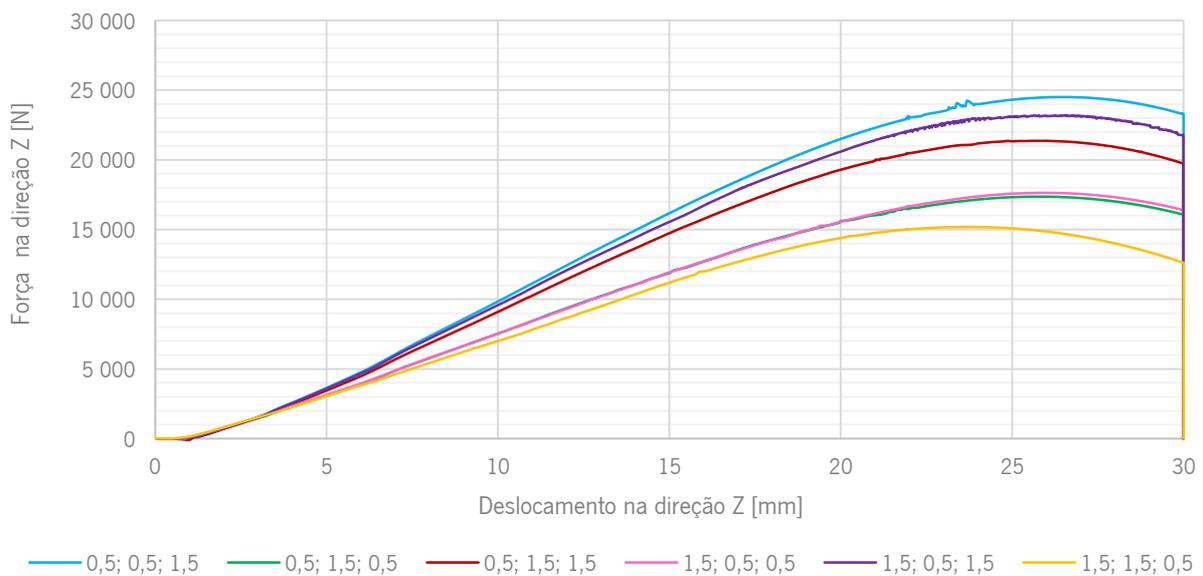


Figura 5.8 – Curva força-deslocamento do punção dos diversos materiais virtuais estudados.

Como se pode verificar na figura acima a evolução das curvas força-deslocamento dos materiais virtuais é semelhante, apenas diferindo no pico da força máxima, isto porque os materiais têm diferentes superfícies de plasticidade. Quanto maior a superfície de plasticidade maior a força máxima atingida pelo punção.

5.2.2 PERFIL E VARIAÇÃO DA ESPESSURA

Seguindo o procedimento descrito anteriormente no subcapítulo 5.1.2 (página 76) elaborou-se a figura abaixo que descreve perfil do furo no plano Oxy no final da terceira fase do processo e a Figura 5.10 que representa a variação da espessura em função do ângulo α em relação à direção de laminagem.

Analisando a Figura 5.9 verifica-se que o critério de cedência que mais se destaca, por sofrer mais expansão é material *1,5; 1,5; 0,5 (amarelo)*. Este critério corresponde ao valor mais baixo da força máxima atingida pelo punção. Contrariamente, o furo que sofre menos expansão corresponde ao material virtual com os coeficientes alterados *0,5; 0,5; 1,5 (azul)*, critério onde é atingido o valor mais alto da força máxima do punção. Devido às diferentes anisotropias dos materiais virtuais, as tensões irão localizar-se em zonas distintas do furo.

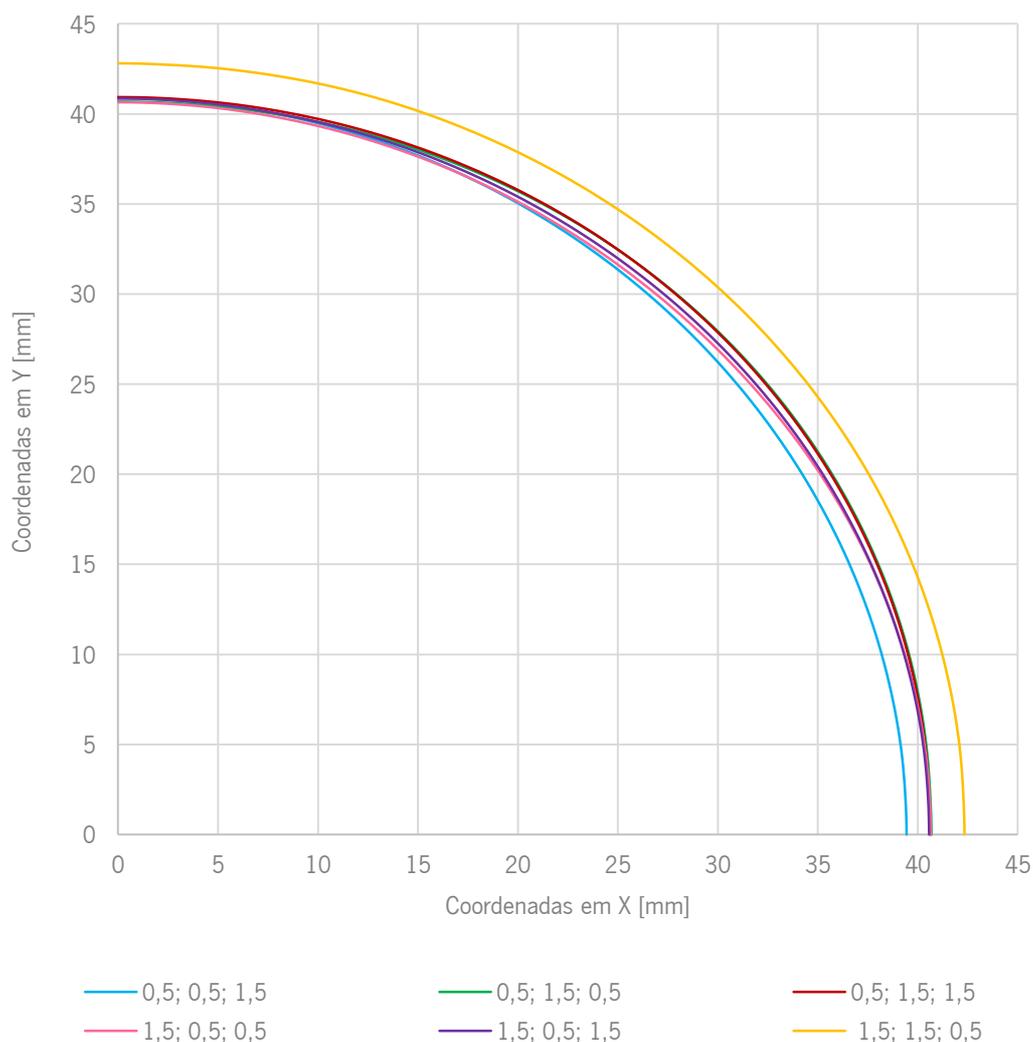


Figura 5.9 – Perfil do furo no plano Oxy dos diversos materiais virtuais.

Na Figura 5.10 encontra-se a variação da espessura dos diversos materiais virtuais em relação à direção de laminagem. Através desta figura pode concluir-se que o material virtual *0,5; 1,5; 0,5 (verde)* é o que sofre maior variação de espessura, isto é, ao longo do perfil do furo a espessura do esboço varia entre 1,071 e 0,844 conforme a direção de laminagem. Contrariamente, o material virtual que sofre menos variação de espessura é o *0,5; 0,5; 1,5 (azul)*, sendo esta variação compreendida entre 1,051 e 0,974. Estes resultados já seriam esperados, uma vez que a superfície de plasticidade do material *0,5; 0,5; 1,5 (azul)* é maior, e por isso menos “conservadora”, que a do material virtual *0,5; 1,5; 0,5 (verde)*, o que implica uma menor deformação plástica para o primeiro material referido.

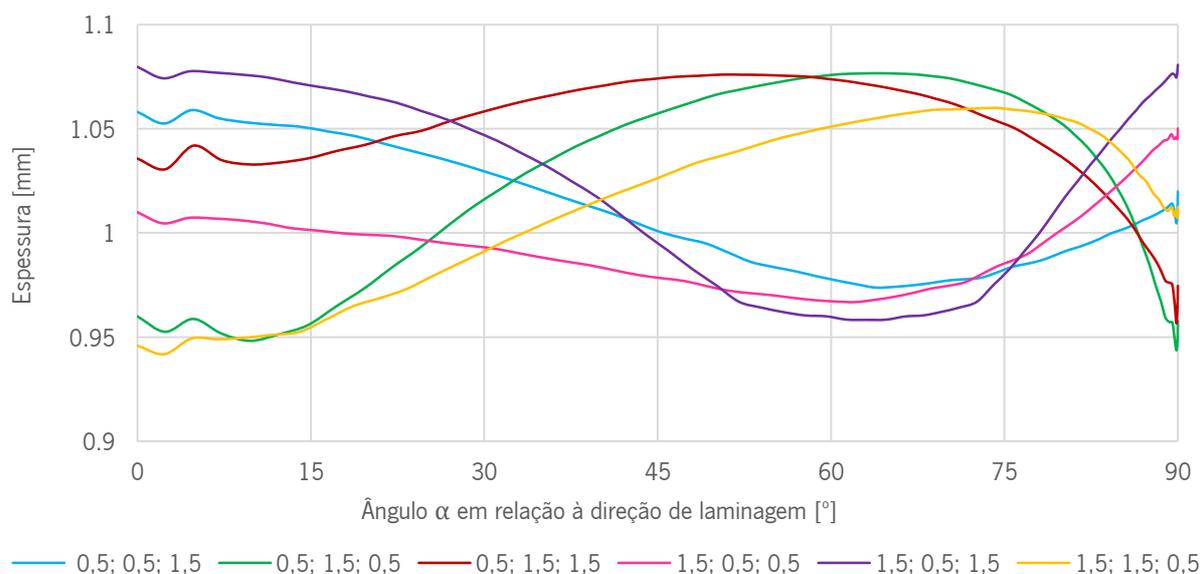


Figura 5.10 – Variação da espessura em função do ângulo α em relação à direção de laminagem dos diferentes materiais virtuais.

A Tabela 5.8 sintetiza a informação da figura acima, sendo está exposta a espessura mínima e o respectivo ângulo em relação à direção de laminagem de cada material virtual. Conforme os valores de r na direções 0° , 45° e 90° a chapa irá falhar em direções distintas.

Tabela 5.8 – Espessura mínima e respectivo ângulo em relação à direção de laminagem de cada material virtual.

Materiais Virtuais	Espessura Mínima [mm]	Ângulo α [°]
<i>0,5; 0,5; 1,5 (azul)</i>	0,974	63,8
<i>0,5; 1,5; 0,5 (verde)</i>	0,844	89,9
<i>0,5; 1,5; 1,5 (vermelho)</i>	0,957	89,9
<i>1,5; 0,5; 0,5 (cor de rosa)</i>	0,967	62,1
<i>1,5; 0,5; 1,5 (roxo)</i>	0,958	63,1
<i>1,5; 1,5; 0,5 (amarelo)</i>	0,842	2,3

A primeira conclusão que pode ser retirada a partir da tabela acima é que o esboço irá falhar aos 90° para os materiais virtuais *0,5; 1,5; 0,5 (verde)* e *0,5; 1,5; 1,5 (vermelho)*, enquanto que, para os materiais *1,5; 0,5; 0,5 (cor de rosa)* e *1,5; 0,5; 1,5 (roxo)* irá falhar aproximadamente a 60° . De notar, que tanto os materiais virtuais “verde” e “vermelho”, como os materiais “cor de rosa” e “roxo”, possuem os mesmos valores para os coeficientes r_0 e r_{45} , diferindo apenas o valor do coeficiente r_{90} . A segunda

conclusão retirada é que, para os materiais virtuais $0,5; 0,5; 1,5$ (*azul*) e $0,5; 1,5; 1,5$ (*vermelho*), onde apenas difere o coeficiente r_{45} , a chapa irá falhar em direções distintas, sendo que para o material “*azul*” a falha irá ocorrer aproximadamente aos 60° e para o material “*vermelho*” irá ocorrer aos 90° . A terceira conclusão retirada é que, para os materiais virtuais $1,5; 0,5; 0,5$ (*cor de rosa*) e $1,5; 1,5; 0,5$ (*amarelo*), onde também difere apenas o coeficiente r_{45} , a chapa irá falhar em direções diferentes, sendo que para o material “*cor de rosa*” a falha da chapa ocorrer aproximadamente aos 60° e para o material “*amarelo*” irá ocorrer aproximadamente a 0° . Por fim, pode concluir-se também que, quando o valor do coeficiente r_{45} é $0,5$ a chapa tende a falhar próximo dos 60° .

Na Figura 5.11 está representado um exemplo da deformação plástica equivalente para dois materiais virtuais, no primeiro caso, $0,5; 1,5; 1,5$ (*verde*) onde a falha tenderá a ocorrer próximo 90° e no segundo caso, $1,5; 1,5; 0,5$ (*amarelo*) onde a falha tenderá a ocorrer próximo dos 0° .

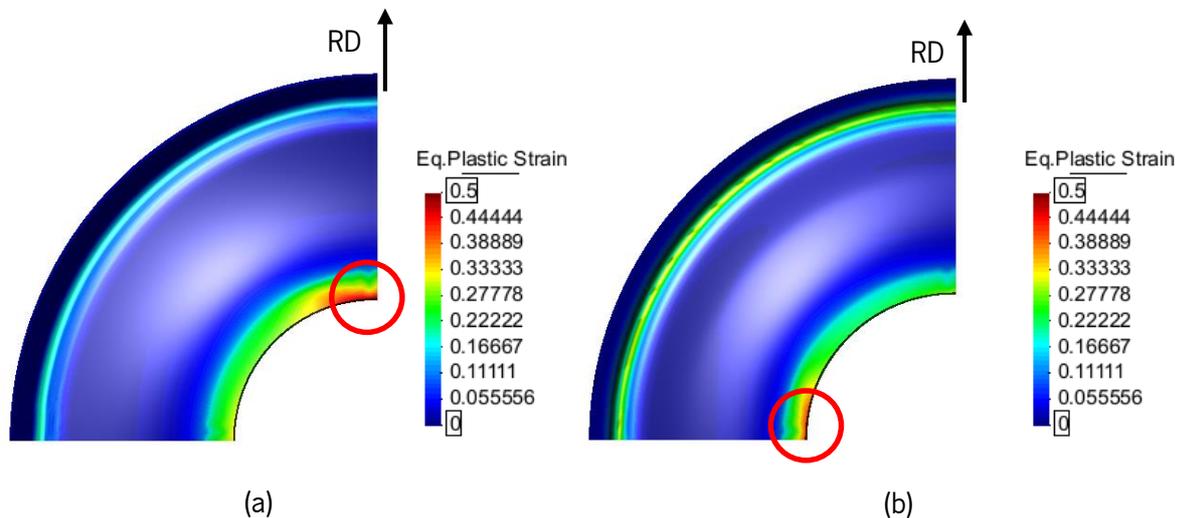


Figura 5.11 – Deformação plástica equivalente do esboço para os critérios Hill’48 com coeficientes de anisotropia alterados: (a) $0,5; 1,5; 1,5$; e (b) $1,5; 1,5; 0,5$.

5.2.3 VALORES DE r_α E σ_α

À semelhança do subcapítulo 5.1.3 (página 79) também se utilizou o *software* DD3MAT para se estudar a evolução do valor de r e do valor de σ em relação à direção de laminagem da chapa. No entanto, como apenas se vai analisar variações dos coeficientes de anisotropia (r_0 , r_{45} e r_{90}) do critério de cedência Hill’48, modificou-se para cada simulação o ficheiro de entrada *expdata.dat* com os três valores de r_α , mantendo os sete valores de σ_α constantes (Tabela 5.3, ver na página 74).

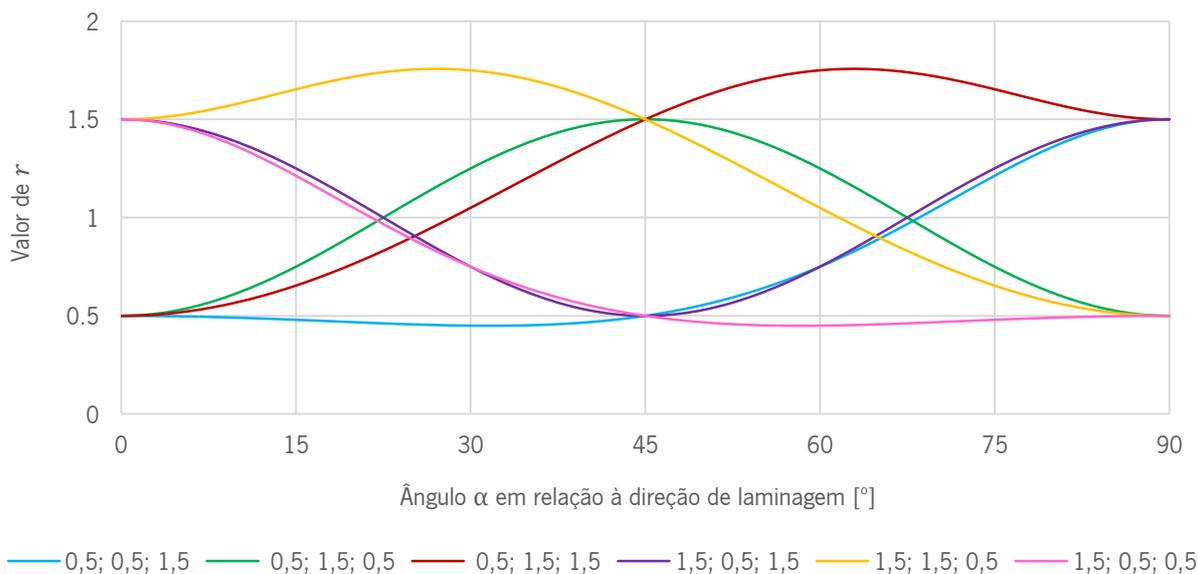


Figura 5.12 – Variação do valor de r em função do ângulo α em relação à direção de laminagem: comparação entre os diferentes critérios com coeficientes alterados.

Analisando a figura acima verificam-se duas simetrias na evolução do valor de r_α : a primeira, entre os materiais $0,5; 0,5; 1,5$ e $0,5; 1,5; 1,5$ (*azul e vermelho, respetivamente*) e a segunda, entre os materiais $1,5; 1,5; 0,5$ e $1,5; 0,5; 0,5$ (*amarelo e cor de rosa, respetivamente*). Nestes dois casos, os critérios têm os mesmos coeficientes de anisotropia para 0° e 90° (r_0 e r_{90}), o que implica valores iguais nos parâmetros de anisotropia F , G e H , visto que, pelas Equações (2.21), (2.22), (2.23) e (2.25) pode comprovar-se que o coeficiente de anisotropia r_{45} só entra no cálculo do parâmetro de anisotropia N . Na Tabela 5.6. (página 82) estão expostos os resultados de todos os parâmetros de anisotropia dos critérios em análise.

Outra particularidade que se pode retirar da Figura 5.12 é a existência de um comportamento bastante idêntico, do material $1,5; 0,5; 1,5$ (*roxo*), dos 0° aos 45° , com o material $1,5; 0,5; 0,5$ (*cor de rosa*) e, dos 45° aos 90° , com o material $0,5; 0,5; 1,5$ (*azul*). Isto deve-se ao facto de possuírem os mesmos coeficientes de anisotropia, r_0 e r_{45} e posteriormente, r_{45} e r_{90} .

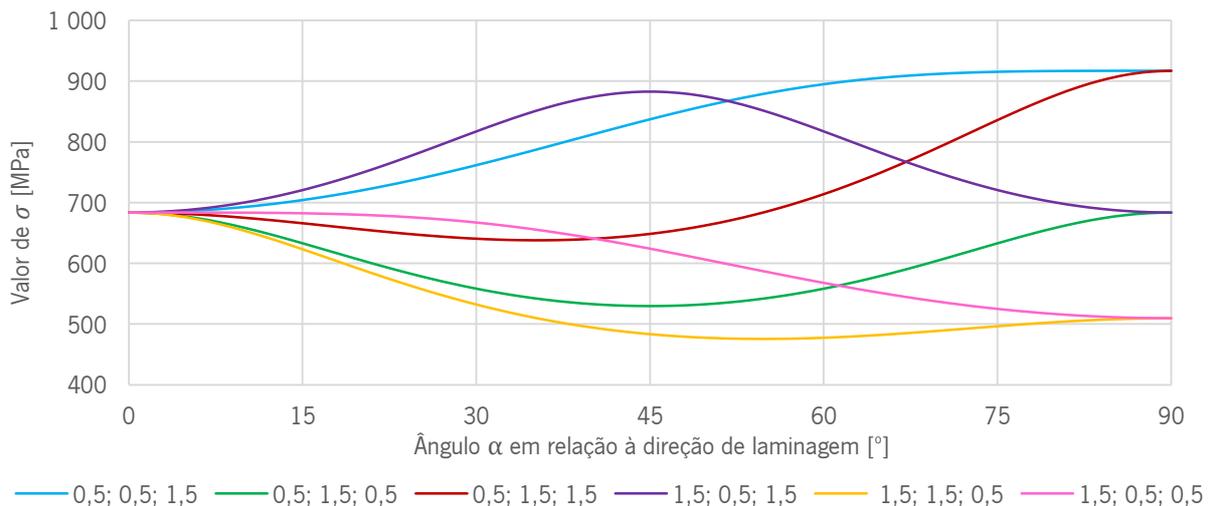


Figura 5.13 – Variação do valor de σ em função do ângulo α em relação à direção de laminagem: comparação entre os diferentes critérios com coeficientes alterados.

Pela Figura 5.13 além de se visualizar como o valor de σ evoluiu em relação à direção de laminagem da chapa, também é possível saber em que ângulo é atingida a tensão limite de elasticidade máxima.

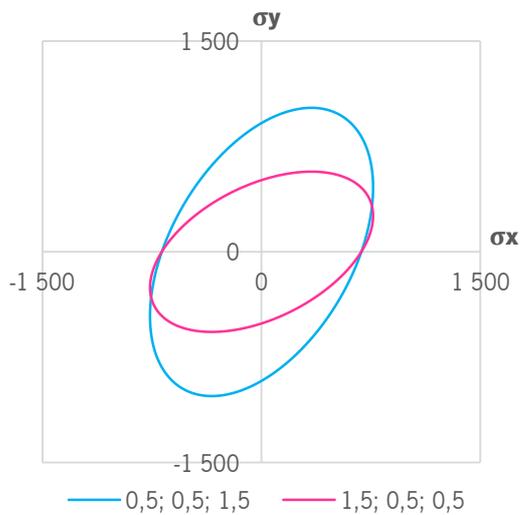
Por uma breve análise, verificam-se três simetrias na evolução do valor σ_α : as duas primeiras descritas anteriormente na evolução do valor dos coeficientes de anisotropia em função da direção de laminagem ($0,5; 0,5; 1,5 - 0,5; 1,5; 1,5$ e $1,5; 1,5; 0,5 - 1,5; 0,5; 0,5$) e a terceira entre o material virtual $0,5; 1,5; 0,5$ (verde) e o material $1,5; 0,5; 1,5$ (roxo).

Constata-se também que, os critérios que possuem os valores 0,5 e 1,5 nos coeficientes de anisotropia para 0° e 90° , respectivamente, atingem uma tensão limite de elasticidade máxima aos 90° (direção transversa). Contrariamente, os critérios que possuem os valores 1,5 e 0,5 nos coeficientes de anisotropia 0° e 90° , respectivamente, atingem uma tensão limite de elasticidade máxima aos 0° (direção de laminagem).

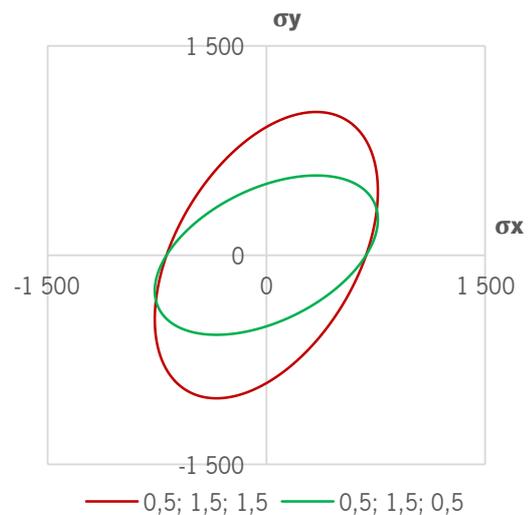
5.2.4 SUPERFÍCIES DE PLASTICIDADE

Na Figura 5.14 está exposta a comparação entre as superfícies de plasticidade $0,5; 0,5; 1,5$ (azul) com $1,5; 0,5; 0,5$ (cor de rosa) e $0,5; 1,5; 1,5$ (vermelho) com $1,5; 1,5; 0,5$ (verde), nos planos (σ_x, σ_y) , (σ_x, σ_z) , e (σ_y, σ_z) .

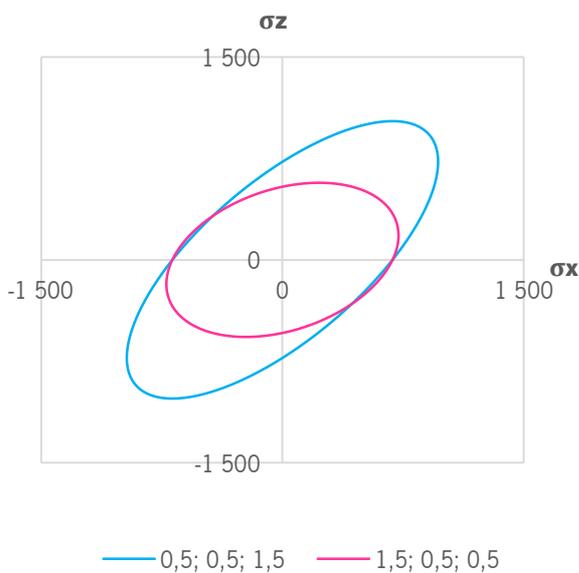
Constatou-se, ainda que, variando apenas o coeficiente de anisotropia em relação à direção de laminação 45° , as superfícies de plasticidade nestes planos são exatamente coincidentes, o mesmo pode não acontecer noutros planos. Como referido anteriormente, o coeficiente r_{45} só tem influência no parâmetro de anisotropia N . Constata-se também que os dois critérios com o valor 0,5 e 1,5 no coeficiente de anisotropia na direção 0° e 90° , respetivamente, possuem uma superfície de plasticidade maior nos três planos em questão, ou seja, se o comportamento da chapa for modelado com estes critérios de cedência sofre mais deformação plástica.



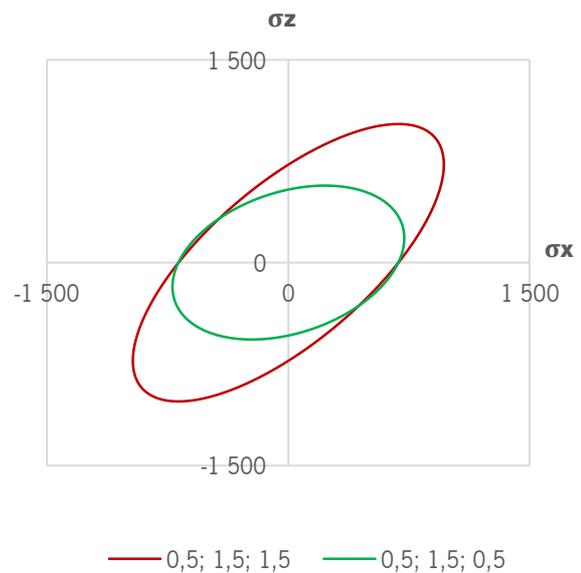
(a)



(b)



(c)



(d)

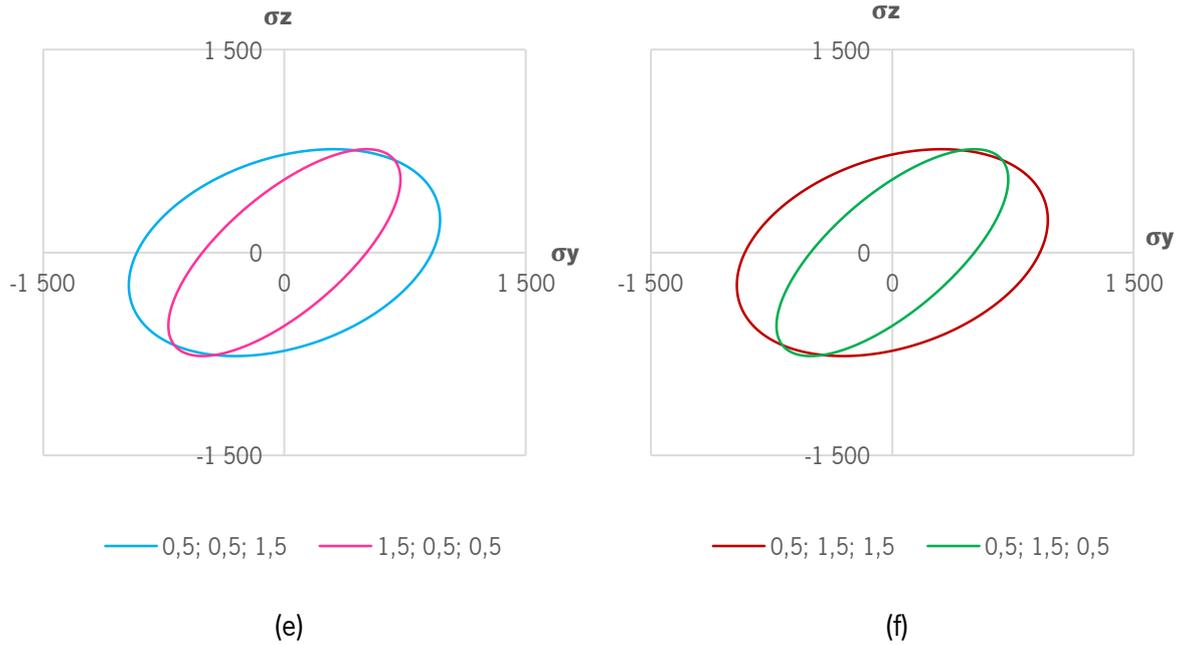
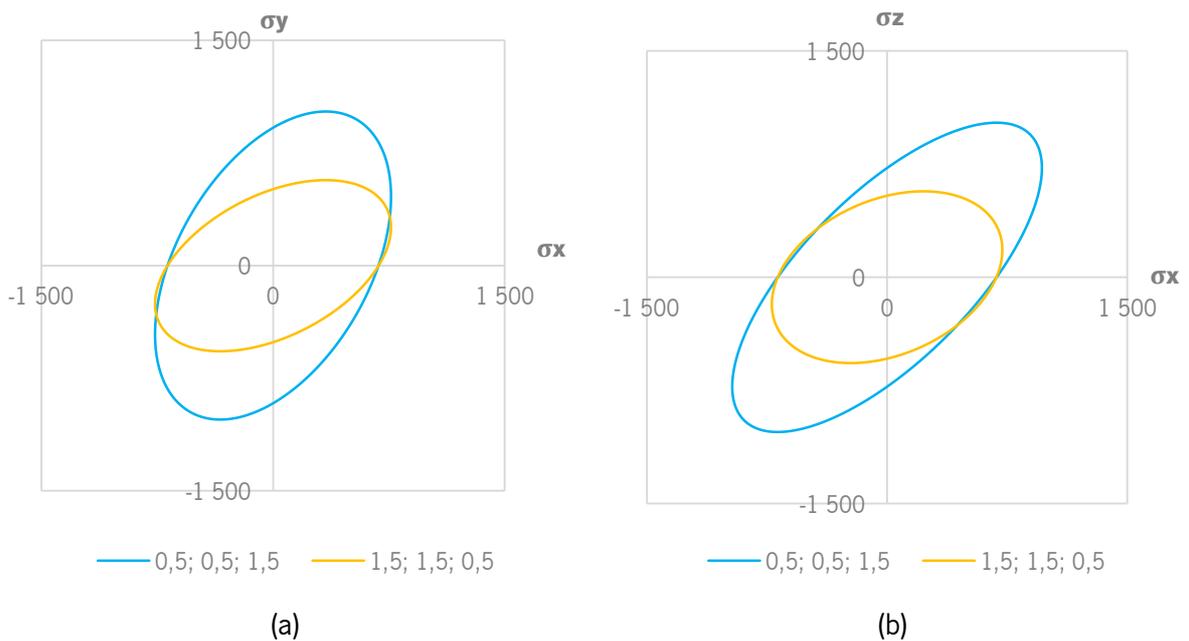
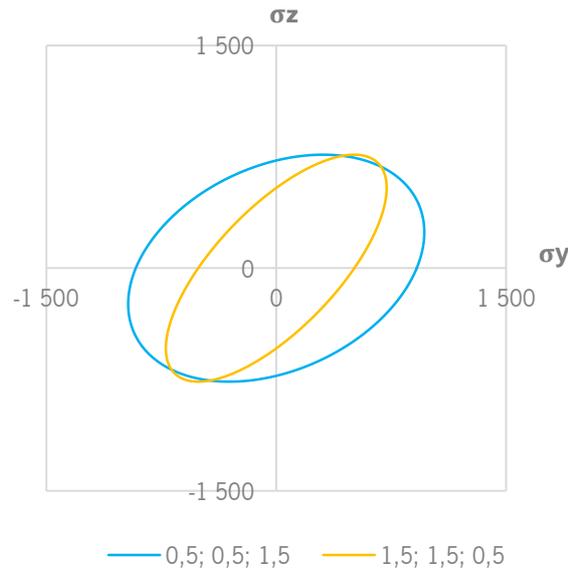


Figura 5.14 – Comparação entre as superfícies de plasticidade: (a) $0,5; 0,5; 1,5$ e $1,5; 0,5; 0,5$ no plano (σ_x, σ_y) ; (b) $0,5; 1,5; 1,5$ e $0,5; 1,5; 0,5$ no plano (σ_x, σ_y) ; (c) $0,5; 0,5; 1,5$ e $1,5; 0,5; 0,5$ no plano (σ_x, σ_z) ; (d) $0,5; 1,5; 1,5$ e $0,5; 1,5; 0,5$ no plano (σ_x, σ_z) ; (e) $0,5; 0,5; 1,5$ e $1,5; 0,5; 0,5$ no plano (σ_y, σ_z) ; e (f) $0,5; 1,5; 1,5$ e $0,5; 1,5; 0,5$ no plano (σ_y, σ_z) .

A Figura 5.15 ilustra as superfícies de plasticidade dos materiais virtuais $0,5; 0,5; 1,5$ (azul) e $1,5; 1,5; 1,5$ (amarelo) nos planos (σ_x, σ_y) , (σ_x, σ_z) , e (σ_y, σ_z) . Estes materiais correspondem respectivamente aos extremos da força máxima atingida pelo punção (maior força e menor força), menor e maior expansão do furo e menor e maior variação da espessura do rebordo do furo.





(c)

Figura 5.15 – Comparação dos materiais virtuais $0,5; 0,5; 1,5$ (azul) e $1,5; 1,5; 0,5$ (amarelo) nos planos: (a) (σ_x, σ_y) ; (b) (σ_x, σ_z) ; e (c) (σ_y, σ_z) .

5.3 DISCUSSÃO DE RESULTADOS

No que diz respeito à comparação dos critérios de cedência anisotrópicos Hill'48 e CB2001, constata-se que a força máxima do punção é menor no último critério mencionado, o que seria de esperar uma vez que a sua superfície de plasticidade é menor em todos os planos do que a do critério Hill'48. Também se constata que a expansão do furo, no final da terceira fase do processo, são bastante idênticas, visto que as suas superfícies de plasticidade são semelhantes.

Por fim, tendo como base os resultados experimentais da caracterização experimental do material a conformar fornecidos no enunciado do *Benchmark#01*, e analisando a evolução dos valores de r_α e σ_α descritos pelas equações constitutivas dos critérios Hill'48 e CB2001, verifica-se que ambos descrevem bem o material no que diz respeito aos coeficientes de anisotropia. No entanto, há uma enorme discrepância entre critérios na evolução do valor da tensão limite de elasticidade em tração uniaxial, sendo que o critério que melhor descreve o comportamento do material a conformar é o critério CB2001, visto que evolui de forma idêntica aos resultados experimentais.

No que diz respeito aos critérios de cedência Hill'48 com os coeficientes de anisotropia alterados (materiais virtuais), verifica-se que o valor superior da força máxima atingida pelo punção durante o processo de expansão do furo é aproximadamente 98 kN e pertence ao material virtual $0,5; 0,5; 1,5$ (azul). Contrariamente, o material virtual $1,5; 1,5; 0,5$ (amarelo) apresenta o menor valor da força

máxima, cerca de 61 kN. Uma diferença bastante elevada, pelo que os parâmetros de anisotropia têm uma forte influência neste resultado.

Quanto ao perfil e à variação da espessura no rebordo do furo dos materiais virtuais, o material *1,5; 1,5; 0,5 (amarelo)* é o que sofre mais expansão e maior redução de espessura, atingindo este valor mínimo aproximadamente aos 0° em relação à direção de laminagem. Já o material que sofre menos expansão, e conseqüentemente menos redução de espessura é *0,5; 0,5; 1,5 (azul)*. Estes resultados são coerentes com os descritos anteriormente, pois comparando as superfícies de plasticidade destes dois critérios, o que possui a superfície mais “conservadora” (i.e., dá-se cedência plástica primeiro para o mesmo tipo de carregamento) é o *1,5; 1,5; 0,5 (amarelo)*, o que implica uma maior deformação plástica e por conseqüente, uma maior expansão do furo e maior redução de espessura.

Quanto à evolução dos valores de r_α e σ_α para os critérios de Hill'48 com os coeficientes de anisotropia alterados, constata-se que, para os materiais virtuais que possuem os valores 0,5 e 1,5 nos coeficientes r_0 e r_{90} , respetivamente, atingem uma tensão limite de elasticidade máxima aos 90° (direção transversa). Para os materiais virtuais que possuem os valores 1,5 e 0,5 nos coeficientes r_0 e r_{90} , respetivamente, atingem uma tensão limite de elasticidade máxima aos 0° (direção de laminagem).

6. CONCLUSÃO

Ao longo desta dissertação provou-se que a utilização da simulação numérica como auxílio ao fabrico de novos componentes é de extrema importância, uma vez que permite validar virtualmente múltiplas variáveis do processo de conformação de chapas metálicas, tais como, correto dimensionamento das ferramentas e do esboço, previsão das forças necessárias ao processo, previsão do desempenho do material, entre outras. Outro foco de extrema relevância desta dissertação é a constatação que os critérios de cedência têm uma forte influência no resultado final, quer na geometria do conformado, quer na força máxima exercida pelo punção durante a expansão do furo.

Geralmente os *softwares* CAE fazem a modelação de um material isotrópico recorrendo ao critério de cedência de von Mises, por dois motivos: o primeiro deve-se à fácil implementação no código do *solver*, uma vez que é descrito matematicamente por uma equação de segundo grau; o segundo deve-se ao facto dos critérios de cedência isotrópicos serem um tema que ficou aparentemente esquecido pela comunidade científica. Como não existem resultados experimentais fornecidos pelo *Benchmark#01* no que diz respeito à isotropia, não se pode concluir qual critério de cedência isotrópico que modela melhor o material em estudo, no entanto, pode afirmar-se que, os critérios de Drucker com $c = -\frac{27}{8}$ e CPB06 com $k = +1$ são critérios menos “conservadores” (i.e., com maior superfície de cedência) que o critério de von Mises e pelo contrário, os critérios de Tresca, Drucker com $c = +2,25$ e CPB06 com $k = -1$ são critérios mais “conservadores” (i.e., com menor superfície de cedência) que o critério de von Mises. Sintetizando, quanto maior for a superfície de plasticidade do critério, menor será a deformação plástica e variação de espessura sofrida pelo conformado e maior será a força atingida pelo punção durante a fase de expansão do furo. Pode-se ainda concluir que, o comportamento de um dado material isotrópico é insuficiente para o descrever, sendo necessário descrever que tipo de comportamento isotrópico é concretamente o evidenciado pelo material em causa.

No que diz respeito aos critérios anisotrópicos, foi fornecido pelo *Benchmark#01* dados relativos aos valores de r_α (coeficiente de anisotropia) e aos valores de σ_α (tensão limite de elasticidade em tração uniaxial) em vários ângulos relativos à direcção de laminagem e concluiu-se que o critério que melhor descreve o comportamento do material é o critério CB2001, contrariando a vulgar utilização do critério de cedência Hill'48 nos *softwares* CAE. Ainda no que diz respeito à anisotropia, criaram-se materiais virtuais com diferentes valores de r_α a 0° , 45° e 90° da direcção de laminagem com o intuito de se estudar a influência da anisotropia no material, e pode constar-se através dos resultados das simulações numéricas que, os critérios que têm os valores 0,5 e 1,5 nos coeficientes r_0 e r_{90} , respetivamente,

alcançam a tensão limite de elasticidade máxima aos 90° da direção de laminagem, contrariamente aos critérios que têm os valores 1,5 e 0,5 nos coeficientes r_0 e r_{90} , respetivamente, que alcançam a tensão limite de elasticidade máxima aos 0°.

Por fim, concluiu-se com esta dissertação que uma adequada e rigorosa modelação constitutiva do material a conformar é de extrema importância no estudo numérico do problema, uma vez que uma pequena variação de algum parâmetro tem o potencial de originar resultados significativamente diferentes, e por isso de complicar o processo de decisão ao engenheiro de CAE. Assim sendo, deve-se escolher o critério de cedência que, de acordo com os resultados experimentais, melhor se adequa ao comportamento do material em estudo.

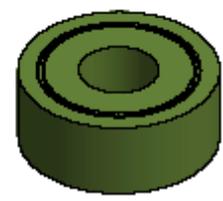
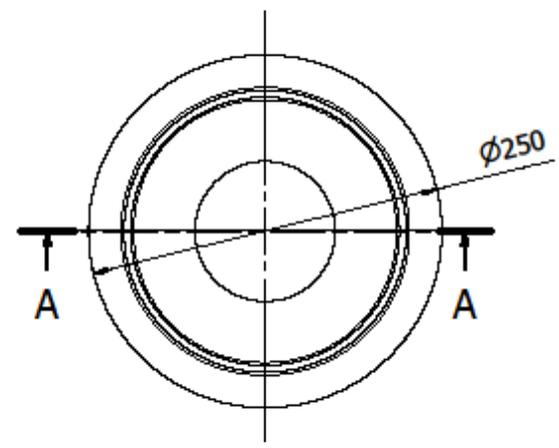
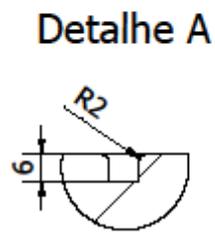
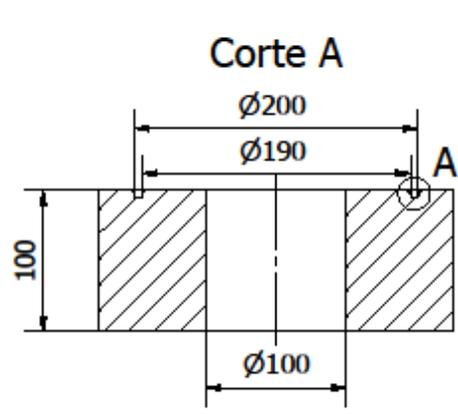
BIBLIOGRAFIA

- ALVES, J. L. (2003) “Simulação Numérica do Processo de Estampagem de Chapas Metálicas – Modelação Mecânica e Métodos Numéricos”.
- ALVES, J. L. (2010) “Elastoplasticidade – Modelação Constitutiva”.
- ALVES, J. L. (2017) “Seminário de Agregação – Isotropy Matters”.
- BANABIC, D. (2010) “Sheet Metal Forming Processes”.
- BRITANNICA (2021) “Isotropy – Stress and strain relation”, consultado a 25 de maio de 2021: <https://www.britannica.com/science/isotropy>.
- BRITANNICA (2021) “Anisotropy”, consultado a 25 de maio de 2021: <https://www.britannica.com/science/anisotropy>.
- CAMPOS FILHO, F. (2018) “Algoritmos Numéricos”, 2ª Edição.
- CAZACU, O., PLUNKETT, B., BARLAT, F. (2006) “Orthotropic yield criterion for hexagonal closed packed materials”, *Int. J. Plasticity*. 22, 1171-1194.
- CIMM (2021) “A Estampabilidade dos Materiais Metálicos – Coeficiente de Anisotropia”, consultado a 7 de julho de 2021: https://www.cimm.com.br/portal/material_didatico/6487-a-estampabilidade-dos-materiais-metalicos.
- CORROSIONPEDIA (2018) “Forming”, consultado a 8 de abril de 2021: <https://www.corrosionpedia.com/definition/4700/forming>.
- DRUCKER, D.C. (1951) “A more fundamental approach to plastic stress-strain relations”, *Proceedings of the First US National Congress in Applied Mechanics*, ASME, 487-491.
- EMARA, M., SAYED-AHMED, E., SOLIMAN, E. (2019) “Numerical Analysis of CHS Unstiffened Bolted Circular Flange Connection”.
- HELENO, R. (2012) “Desenvolvimento de uma Plataforma Iterativa para a Utilização do DD3IMP”.
- KARAFILLIS, A.P., BOYCE, M.C. (1993) “A general anisotropic yield criterion using bounds and a transformation weighting tensor”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 41, 1859-1886;
- KUWABARA, T., HAKOYAMA, T., MAEDA, T., SEKIGUCHI, C. (2017) “Benchmark-1 Hole Expansion of A High Strength Steel Sheet”.
- MARTINS, B., SANTOS, A., TEIXEIRA, P., ITO, K., MORI, N. (2013) “Determination of flow curve using bulge test and calibration of damage for Ito-Goya models”.
- McGuire, J. (1995) “Notes concerning yield criteria”, consultado em 13 de abril de 2021: <https://femci.gsfc.nasa.gov/yield/>.

- NORTH AMERICAN AUTOMOTIVE (2019) Data Sheet: Dual Phase Steels.
- POTTORE, N., FONSTEIN, N., GUPTA, I., E BHATTACHARYA, D. (2004) “Family of 980 MPa Tensile Strength Advanced High Strength Steels with Various Mechanical Property Attributes”.
- SCENINI, F., AZOUGH, F., READ-JENNINGS, M. C. L., P., U., SHOESMITH, J. P. (2012) “Use of Digital Image Correlation (DIC) for Detection of Defects and Monitoring of Structural Integrity in the Nuclear Industry”.
- SEED (2011) “What Does Shape Function Mean In Finite Element Formulation?”, consultado em 25 de agosto de 2021: <https://www.studioseed.net/research/estructuras/calculo-dinamico/what-does-shape-function-mean-in-finite-element-formulation/>.
- SELVAN, S. (2018) “CAD vs CAM”, consultado a 8 de maio de 2021: <https://pt.slideshare.net/davidfrost3979/cad-vs-cae>.
- SOUZA, R. (2003) “O Método dos Elementos Finitos Aplicado ao Problema de Condução de Calor”.
- WORLD AUTO STEEL (2021) “Mechanical Properties”, consultado em 5 de setembro de 2021: <https://ahssinsights.org/forming/mechanical-properties/mechanical-properties/>.
- ZHUANG, Z., LIU, Z., CUI, Y. (2019) “Dislocation Mechanism-Based Crystal Plasticity – Theory and Computation at the Micron and Submicron Scale”.

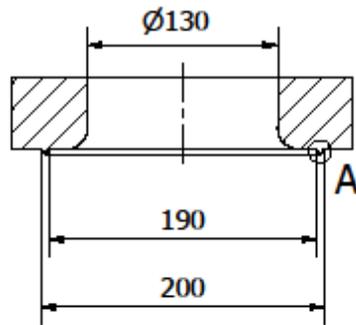
ANEXO I – DESENHOS TÉCNICOS: FERRAMENTAS

Desenha.					Universidade Do Minho		
Copiado							
Verific.							
Visto							
Escalas	1:2	Punção			Departamento de Engenharia Mecânica		
Toleran.							
					Substitui o des. nº		
					Substituído por:		

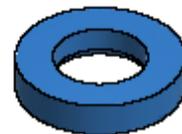
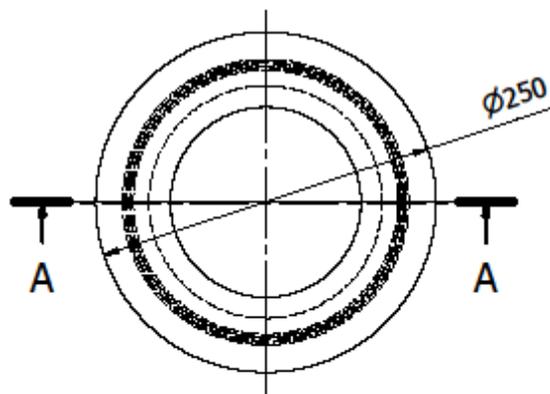
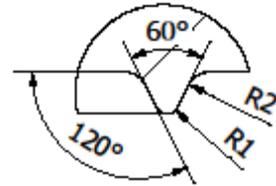


Desenha.			Universidade Do Minho	
Copiado				
Verific.			Departamento de Engenharia Mecânica	
Visto				
Escalas	1:4 1:1	Cerra Chapas		
Toleran.				
			Sustitui o des. nº	
			Substituído por:	

Corte A



Detalhe A



Desenha.			Universidade Do Minho	
Copiado				
Verific.			Departamento de Engenharia Mecânica	
Visto				
Escalas	1:4 2:1	Matriz		
Toleran.				
			Sustitui o des. nº	
			Substituído por:	