



UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Isa Daniela do Carmo Oliveira Gama

**PREVISÃO DA LOCALIZAÇÃO DA DEFORMAÇÃO
COM RECURSO AO MÉTODO DOS ELEMENTOS
FINITOS**

VOLUME 1

Dissertação no âmbito do Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica, área de Produção e Projeto orientada pela Professora Doutora Marta Cristina Cardoso de Oliveira e apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica, da Faculdade de Ciências e Tecnologia.

Setembro de 2019

1 2



9 0

FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Previsão da localização da deformação com recurso ao método dos elementos finitos

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

Prediction of the localization of the deformation using the finite element method

Autor

Isa Daniela do Carmo Oliveira Gama

Orientador

Marta Cristina Cardoso de Oliveira

Júri

Presidente	Professor Doutor Luís Filipe Martins Menezes Professor Catedrático da Universidade de Coimbra
Orientador	Professora Doutora Marta Cristina Cardoso de Oliveira Professora Associada da Universidade de Coimbra
Vogais	Professor Doutor Diogo Mariano Simões Neto Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

Coimbra, Setembro, 2019

À minha família.

*Start by doing what's necessary; then do what's possible; and suddenly you are
doing the impossible.*

Francis of Assisi

Agradecimentos

A realização deste trabalho só foi conseguida devido ao apoio incondicional de algumas pessoas às quais deixo umas palavras de agradecimento.

À Professora Marta Oliveira, pelas críticas construtivas que cultivaram a minha aprendizagem, pelo constante apoio, disponibilidade e paciência para me ajudar durante todo o processo e pela imprescindível orientação aquando da elaboração da dissertação.

Ao João Barros, por toda a ajuda e conselhos que me deu durante os últimos meses. Ao Carlos Andrade e João Brito pelo incansável apoio e companheirismo.

Ao Professor Diogo Neto pela essencial transmissão de conhecimentos em períodos chave.

Aos meus pais por me apoiarem sempre incondicionalmente e cuidarem de mim com tanto amor e carinho. Ao meu irmão Daniel por me fazer acreditar em mim, pelo suporte e paciência que sempre teve comigo. À Olinda pelas suas palavras sempre amáveis e encorajadoras. E à Maria João por ser uma constante fonte de inspiração.

A todo o “Gangue” por me acompanharem ao longo dos últimos meses, por nunca me deixarem sozinha e por me deixarem sempre um sorriso em todos os almoços. Em especial agradeço à Inês, ao Eduardo e ao David por terem sido os meus pilares.

Ao André e ao Rui, por todos os anos de amizade e companheirismo.

A todos os amigos, colegas e professores que contribuíram e ajudaram ao longo de todo o percurso académico um muito obrigado.

Esta dissertação foi realizada no âmbito dos projetos: “Watch4ming: Monitorização da estampagem de aços de alta resistência” (P2020-PTDC/EMS-TEC/6400/2014) e “IfDamagElse: Modelling and numerical simulation of damage in metallic sheets: anisotropic behaviour and tension-compression asymmetry coupled approach for formability prediction” (PTDC/EME-EME/30592/2017), cofinanciados pela Fundação Portuguesa para a Ciência e Tecnologia (FCT) e pelo Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER), através do Programa Operacional Competitividade e Internacionalização (POCI-01-0145-FEDER-016876, POCI-01-0145-FEDER-030592).



Resumo

Atualmente, a indústria procura utilizar materiais de elevada resistência, de modo a melhorar a relação entre a resistência e o peso. No entanto, em geral, o aumento da resistência só é alcançado à custa da redução de ductilidade. Assim, surgem dificuldades no processo de conformação plástica do material. Deste modo é essencial o desenvolvimento de métodos de previsão da localização da deformação do material, que possibilitem o desenvolvimento de processos de fabrico que minimizem a ocorrência de defeitos. Neste contexto, a simulação numérica, com recurso ao Método dos Elementos Finitos, surge como uma ferramenta essencial para prever a localização da deformação e o instante em que ocorre durante o processo de conformação.

O objetivo desta dissertação é estudar a capacidade do Método dos Elementos Finitos de prever o início da localização da deformação e da fratura dúctil. Neste contexto, revela-se de particular importância avaliar a influência da discretização espacial, mas também do tipo de elemento finito e regra de integração, na evolução dos parâmetros que caracterizam o estado de tensão, uma vez que estes são normalmente utilizados como variáveis internas dos modelos de dano.

A influência da discretização espacial adotada foi analisada para o ensaio de tração uniaxial, visto que para este ensaio são conhecidos os parâmetros que caracterizam o estado de tensão, bem como as condições que ditam o início da estrição. O estudo foi realizado considerando diferentes discretizações espaciais e elementos finitos hexaédricos, lineares e quadráticos, com o auxílio do programa DD3IMP. O estudo foi complementado com a análise da influência da regra de integração adotada, para elementos finitos hexaédricos lineares, com o auxílio do programa ABAQUS. Os resultados mostram que, se a análise for restringida ao início da localização da deformação, o refinamento da discretização espacial resulta na convergência dos resultados numéricos, incluindo das variáveis que caracterizam o estado de tensão. No entanto, após a localização da deformação, o refinamento da discretização espacial conduz a um aumento da deformação plástica prevista para o mesmo valor de deslocamento, com a consequente alteração das variáveis que caracterizam o estado de tensão. Para além disso, estas variáveis apresentam

distribuições espaciais com oscilações, cuja amplitude é função da discretização espacial, do tipo de elemento e da regra de integração adotada. Estas oscilações resultam da previsão da tensão média em cada ponto de integração.

A análise da capacidade de previsão da localização da deformação foi realizada com o ensaio de estampagem de uma taça cilíndrica, com recurso ao programa DD3IMP. O modelo utilizado procurou reproduzir as condições dos ensaios experimentais realizados para determinar a Relação Limite de Estampagem de dois aços *Dual Phase* (DP500 e DP780). Os resultados mostram que o local onde ocorre a rotura é muito sensível às condições de fronteira adotadas. Globalmente, o local onde ocorre a rotura e, em particular, o instante, são influenciados pela descrição do comportamento plástico do material. Este exemplo permite também evidenciar que, as distribuições espaciais dos parâmetros que caracterizam o estado de tensão apresentam oscilações, incluindo entre pontos de integração do mesmo elemento. Esta variação, associada à sensibilidade à discretização espacial adotada, deve ser considerada na implementação de modelos de dano.

Palavras-chave: Método dos elementos finitos, Localização da deformação, Elementos finitos hexaédricos, Parâmetros característicos do estado de tensão.

Abstract

Nowadays, the industry looks for high strength materials to improve the strength to weight ratio. However, the increase of strength normally implies a reduction in ductility, which leads to difficulties in the forming process. Therefore, the development of methods that enable the prediction of the onset of strain localization is essential, since it allows the development of manufacturing processes that minimize the occurrence of defect. In this context, the numerical simulation using the Finite Element Method, is a crucial tool to predict the location where strain localization occurs, as well the instant, during the forming process.

The aim of this dissertation is to study the ability of the Finite Element Method to predict the onset of strain localisation and ductile fracture. In this context, it is important to evaluate the influence of the spatial discretisation, as well as the finite element type and the integration rule, on the evolution of the parameters that characterise the stress state, since these are normally used as internal variables of damage models.

The influence of the spatial discretisation adopted was analysed for the uniaxial tensile test, since the parameters that characterise the stress state and the conditions that dictate the beginning of necking are known for this test. The study was performed considering different spatial discretisation of hexahedral, linear and quadratic, finite elements, using DD3IMP solver. The study was complemented with the analysis of the influence of the integration rule adopted, for linear hexahedral finite elements, with ABAQUS solver. The results show that, if the analysis is performed before the onset of strain location, the refinement of the spatial discretisation results in the convergence of the numerical results, including that of the variables that characterise the stress state. However, after the onset of strain localisation, the refinement of the spatial discretisation leads to an increase of the predicted equivalent plastic strain for the same displacement value, with the subsequent change of the variables that characterise the stress state. Moreover, these variables present oscillating in their spatial distributions, whose amplitude is a function of the spatial discretization, the element type and of the integration rule adopted. These oscillations result from the mean stress predicted, for each integration point.

The analysis of the capability to predict the strain location was performed considering a cylindrical cup forming test, using DD3IMP solver. The model constructed tried to reproduce the conditions of the experimental tests performed to determine the Limiting Draw Ratio of two Dual Phase steels (DP500 and DP780). The results show that the location where the rupture occurs is very sensitive to the boundary conditions adopted. Generally, the location and the instant when fracture occurs are influenced by the description of the plastic behaviour of the material. This example also shows that the spatial distributions of the parameters that characterise the stress state have oscillations, including between integration points of the same element. These oscillations, associated to the sensitivity of the spatial discretization adopted, should be considered in the implementation of damage models.

Keywords Finite Element Method, Strain Localization, Hexahedral finite elements, Parameters characteristic of the Stress State.

Índice

Índice de Figuras	ix
Índice de Tabelas	xv
Simbologia e Siglas	xvii
Simbologia.....	xvii
Siglas	xviii
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Enquadramento	1
1.2. Objetivos.....	9
1.3. Programas de MEF utilizados.....	9
1.4. Estrutura da dissertação	11
2. ANÁLISE DO ENSAIO DE TRAÇÃO.....	13
2.1. Discretização do provete do ensaio de tração.....	14
2.2. Análise dos resultados obtidos com o DD3IMP	17
2.2.1. Comparação entre 25% e 40% de zona refinada	17
2.2.2. Elementos finitos quadráticos.....	22
2.2.3. Comparação entre elementos finitos lineares e quadráticos.....	26
2.3. Tipo de integração	33
2.3.1. Comparação – Malha R0.5G1.5	33
2.3.1. Comparação – Malha R0.15G0.75	37
2.3.2. Análise para diferentes pontos de Gauss	41
3. ANÁLISE DO ENSAIO DE ESTAMPAGEM.....	47
3.1. Materiais	48
3.2. Discretização da chapa.....	51
3.1. Determinação do coeficiente de atrito	53
3.2. Análise e discussão dos resultados	54
3.2.1. Evolução da força do punção com o deslocamento.....	54
3.2.1. Orelhas de estampagem	55
3.2.2. Distribuição da espessura	57
3.2.1. Trajetórias de deformação	61
3.2.1. Parâmetros característicos do estado de tensão	65
4. CONCLUSÃO.....	71
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	75
ANEXO A	79

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1. Curva limite de estampagem (Dick, 2017)	2
Figura 1.2. Representação da CLE com a indicação da zona segura e do tipo de defeito que ocorre em cada zona (Paul, 2013)	3
Figura 1.3. Representação de um estado de tensão no espaço das tensões principais (Bai, 2008).....	6
Figura 1.4. Exemplo de um elemento finito hexaédrico: (a) linear de 8 nós; (b) quadrático de 27 nós.....	8
Figura 2.1. Dimensões de $\frac{1}{4}$ do provete do ensaio de tração.	14
Figura 2.2. Exemplificação da dimensão da zona de refinamento.	14
Figura 2.3. Designação do número de elementos finitos adotada nas diferentes zonas do provete.	15
Figura 2.4. Curva força-deslocamento para diferentes malhas de elementos finitos lineares: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.	18
Figura 2.5. Curva tensão equivalente-deformação plástica equivalente para diferentes malhas de elementos finitos lineares: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.....	18
Figura 2.6. Geometria final de $\frac{1}{4}$ do provete para diferentes malhas de elementos finitos lineares (em mm): (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado. ...	19
Figura 2.7. Comparação da geometria no local da estrição para as diferentes malhas de elementos finitos lineares.	20
Figura 2.8. ξ em função do deslocamento para diferentes malhas de elementos finitos lineares: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.	21
Figura 2.9. ξ em função da deformação plástica equivalente para diferentes malhas de elementos finitos lineares: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.....	21
Figura 2.10. η em função do deslocamento para diferentes malhas de elementos finitos lineares: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.....	22
Figura 2.11. η em função da deformação plástica equivalente para diferentes malhas de elementos finitos lineares: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.....	22
Figura 2.12. Curva força-deslocamento para diferentes malhas de elementos finitos quadráticos: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.....	23
Figura 2.13. Curva tensão equivalente-deformação plástica equivalente para diferentes malhas de elementos finitos quadráticos: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.....	24

Figura 2.14. Geometria final de $\frac{1}{4}$ do provete para diferentes malhas de elementos finitos quadráticos (em mm): (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.	24
Figura 2.15. η em função do deslocamento para diferentes malhas de elementos finitos quadráticos: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.....	25
Figura 2.16. η em função da deformação plástica equivalente para diferentes malhas de elementos finitos quadráticos: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.	25
Figura 2.17. ξ em função do deslocamento para diferentes malhas de elementos finitos quadráticos: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.....	26
Figura 2.18. ξ em função da deformação plástica equivalente para diferentes malhas de elementos finitos quadráticos: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.	26
Figura 2.19. Curvas força-deslocamento para diferentes tipos de malha com as dimensões de elementos R0.025G0.15.	27
Figura 2.20. Curvas tensão equivalente-deformação plástica equivalente para diferentes tipos de malha com as dimensões de elementos R0.025G0.15.....	27
Figura 2.21. Geometria final de $\frac{1}{4}$ do provete para diferentes tipos de malha com as dimensões de elementos R0.025G0.15.	28
Figura 2.22. Evolução do parâmetro de Lode para diferentes tipos de malha com as dimensões de elementos R0.025G0.15: (a) ξ em função do deslocamento, (b) ξ em função da deformação plástica equivalente.	29
Figura 2.23. Triaxialidade para diferentes tipos de malha com as dimensões de elementos R0.025G0.15 - (a) η em função do deslocamento, (b) η em função da deformação plástica equivalente. As séries são idênticas para (a) e (b).	29
Figura 2.24. Distribuição da deformação plástica equivalente na zona interior do provete para a malha R0.025G0.15_25: (a) estudo nos nós da malha quadrática; (b) estudo nos nós da malha linear; (c) estudo nos pontos de Gauss da malha linear.	31
Figura 2.25. Distribuição da tensão equivalente na zona interior do provete para a malha R0.025G0.15_25: (a) estudo nos nós da malha quadrática; (b) estudo nos nós da malha linear; (c) estudo nos pontos de Gauss da malha linear.	31
Figura 2.26. Distribuição da triaxialidade na zona interior do provete para a malha R0.025G0.15_25: (a) estudo nos nós da malha quadrática; (b) estudo nos nós da malha linear; (c) estudo nos pontos de Gauss da malha linear.	32
Figura 2.27. Distribuição da tensão média na zona interior do provete para a malha R0.025G0.15_25: (a) estudo nos nós da malha quadrática; (b) estudo nos nós da malha linear; (c) estudo nos pontos de Gauss da malha linear.	33
Figura 2.28. Curvas força-deslocamento para a malha R0.5G1.5_25. Comparação entre a curva do DD3IMP(R0.5G1.5_25), e as do ABAQUS com elementos de integração normal considerando só o somatório das forças em x (Soma_xx) e o somatório das forças em x, y e z (Magnitude).	34

Figura 2.29. Curvas força-deslocamento para a malha R0.5G1.5_25. Comparação entre a curva do DD3IMP(R0.5G1.5_25) e as do ABAQUS com diferentes tipos de integração.	35
Figura 2.30. Curvas tensão equivalente-deformação plástica equivalente para a malha R0.5G1.5_25. Comparação entre a curva do DD3IMP (R0.5G1.5_25) e as do ABAQUS com elementos de diferentes tipos de integração.....	35
Figura 2.31. Curvas relativas ao parâmetro de Lode para a malha R0.5G1.5_25 com diferentes tipos de integração: (a) ξ em função do deslocamento; (b) ξ em função da deformação plástica equivalente.....	36
Figura 2.32. Curvas relativas à triaxialidade para a malha R0.5G1.5_25 com diferentes tipos de integração: (a) η em função do deslocamento, (b) η em função da deformação plástica equivalente	36
Figura 2.33. Deformação plástica no local da estrição para a malha R0.5G1.5_25: (a) C3D8; (b) C3D8R; (c) C3D8I; (d) DD3IMP (R0.5G1.5_25).	37
Figura 2.34. Curvas força-deslocamento para a malha R0.15G0.75_25. Comparação entre a curva do DD3IMP (R0.15G0.75_25) e as do ABAQUS com elementos de diferentes tipos de integração.	38
Figura 2.35. Curvas força-deslocamento para a malha R0.5G1.5_25 e R0.15G0.75_25. Comparação entre as curvas do ABAQUS com elementos de diferentes tipos de integração.	38
Figura 2.36. Curvas tensão equivalente-deformação plástica equivalente para a malha R0.15G0.75. Comparação entre a curva do DD3IMP (R0.15G0.75_25) e as do ABAQUS com elementos de diferentes tipos de integração.....	39
Figura 2.37. Curvas relativas ao parâmetro de Lode para a malha R0.5G1.5_25 com diferentes tipos de integração: (a) ξ em função do deslocamento, (b) ξ em função da deformação plástica equivalente.....	40
Figura 2.38. Curvas relativas à triaxialidade para a malha R0.15G0.75_25 com diferentes tipos de integração: (a) η em função do deslocamento, (b) η em função da deformação plástica equivalente	40
Figura 2.39. Deformação plástica no local da estrição para a malha R0.15G0.75: (a) C3D8; (b) C3D8R; (c) C3D8I; (d) DD3IMP (R0.15G0.75_25).....	41
Figura 2.40. Linha dos pontos de Gauss em estudo.	41
Figura 2.41. Curvas relativas ao parâmetro de Lode para a posição dos pontos de Gauss na carga máxima: (a) Malha R0.5G1.5 (b) Malha R0.15G0.75.....	42
Figura 2.42. Curvas relativas à triaxialidade para a posição dos pontos de Gauss na carga máxima: (a) Malha R0.5G1.5 (b) Malha R0.15G0.75	43
Figura 2.43. Curvas relativas ao parâmetro de Lode para a posição final dos pontos de Gauss: (a) Malha R0.5G1.5 (b) Malha R0.15G0.75. Em (b) a ordem das séries foi alterada para permitir visualizar todas as séries.	44

Figura 2.44. Curvas relativas à triaxialidade para a posição final dos pontos de Gauss: (a) Malha R0.5G1.5 (b) Malha R0.15G0.75. Em (b) a ordem das séries foi alterada para permitir visualizar todas as séries.	44
Figura 2.45. Curvas relativas à tensão equivalente para a posição final dos pontos de Gauss: (a) Malha R0.5G1.5 (b) Malha R0.15G0.75.	45
Figura 3.1. Dimensões das ferramentas de estampagem (Amaral et al., 2019).	47
Figura 3.2.: Evolução no plano: (a) Tensão limite de elasticidade/ Y_0 ; (b) coeficiente de anisotropia r , para o aço DP500.	50
Figura 3.3.: Evolução no plano: (a) Tensão limite de elasticidade/ Y_0 ; (b) coeficiente de anisotropia r , para o aço DP780.	50
Figura 3.4.:(a) Comparação da superfície limite de elasticidade no plano $\sigma_{DL} - \sigma_{TL}$ (assumindo que $\sigma_{NL}=0$) e (b) lei de encruamento.	51
Figura 3.5. (a) Um quarto da chapa com raio r e furo com raio igual a 7 mm; (b) Definição das direções e exemplo da discretização para um diâmetro inicial de 105 mm....	52
Figura 3.6. Comparação da curva força-deslocamento do punção do ensaio experimental e dos ensaios numéricos com diferentes coeficientes de atrito, para $D=105$ mm: (a) DP500; (b) DP780.	53
Figura 3.7. Curvas força-deslocamento do punção para o aço DP500.	55
Figura 3.8. Curvas força-deslocamento do punção para o aço DP780.	55
Figura 3.9. Altura das orelhas em função do ângulo em relação à DL: (a) DP500; (b) DP780.	56
Figura 3.10. Altura das orelhas para chapas com diferentes diâmetros iniciais: (a) DP500; (b) DP780.	57
Figura 3.11. Distribuição da espessura a longo da altura da taça: (a) DP500, 0° ; (b) DP500, 45° ; (c) DP500, 90° ; (d) DP780, 0° ; (e) DP780, 45° ; (f) DP780, 90°	59
Figura 3.12. Deformação plástica equivalente da taça final: (a) DP500_105; (b) DP500_115; (c) DP500_125; (d) DP780_105; (e) DP780_115; (f) DP780_125.	60
Figura 3.13. Zona crítica da peça com diâmetro igual a 125 mm: (a) DP500; (b) DP780.	60
Figura 3.14. Deformação plástica equivalente no instante final da peça para o aço DP780: (a) DP780_130 para um deslocamento do punção de 19.3 mm; (b) aproximação da zona crítica DP780_130; (c) DP780_135 para um deslocamento do punção de 17.7 mm; (d) aproximação da zona crítica DP780_135.	61
Figura 3.15. Deformação plástica equivalente no instante final da peça para o aço DP500: (a) DP500_130, para um deslocamento do punção de 21.6 mm; (b) aproximação da zona crítica DP500_130; (c) DP500_135, para um deslocamento do punção de 16.1 mm; (d) aproximação da zona crítica DP500_135.	61
Figura 3.16. Distribuição das deformações principais para os nós da chapa ($D=135$ mm) localizados do lado da matriz, para um deslocamento do punção de 10 e 15 mm, para os dois materiais.	62

Figura 3.17. Distribuição das deformações principais para os nós da chapa ($D=130$ mm) localizados do lado da matriz, para um deslocamento do punção de 15 mm, para os dois materiais. Influência do furo com restrição de deslocamento radial.....	64
Figura 3.18. Curvas força-deslocamento para $D=130$ mm, com o modelo que considera ou não o furo central: (a) DP500; (b) DP780.	65
Figura 3.19. Deformação plástica equivalente para o instante final da peça sem furo com diâmetro inicial igual a 130 mm: (a) DP500; (b) DP780.	65
Figura 3.20. Distribuição nos PG da deformação plástica e da tensão, para o DP500, com $D=130$ mm (sem furo), para um deslocamento do punção de 20 mm.	66
Figura 3.21. Distribuição nos PG dos parâmetros característicos do estado de tensão, para o DP500, com $D=130$ mm (sem furo), para um deslocamento do punção de 20 mm.	67
Figura 3.22. Distribuição da deformação plástica equivalente e dos parâmetros característicos do estado de tensão, para os PG localizado num raio inicial de 24.7 mm, no interior da chapa, para o DP500, com $D=130$ mm (sem furo).....	68
Figura 3.23. Evolução da deformação plástica equivalente e dos parâmetros característicos do estado de tensão, para um PG localizado num raio inicial de 24.7 mm, para o DP500, com $D=130$ mm (sem furo).....	70
Figura A. 1. Curva força-deslocamento para diferentes malhas de elementos finitos lineares com 4 elementos em espessura: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.....	79
Figura A. 2. Curva tensão equivalente-deformação plástica equivalente para diferentes malhas de elementos finitos lineares com 4 elementos em espessura: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.	79
Figura A. 3. Geometria final de $\frac{1}{4}$ do provete para diferentes malhas de elementos finitos lineares com 4 elementos em espessura (em mm): (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.....	80
Figura A. 4. ξ em função do deslocamento para diferentes malhas de elementos finitos lineares com 4 elementos em espessura: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.....	80
Figura A. 5. ξ em função da deformação plástica equivalente para diferentes malhas de elementos finitos lineares com 4 elementos em espessura: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.	81
Figura A. 6. η em função do deslocamento para diferentes malhas de elementos finitos lineares com 4 elementos em espessura: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.....	81
Figura A. 7. η em função da deformação plástica equivalente para diferentes malhas de elementos finitos lineares com 4 elementos em espessura: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.	82

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1. Propriedades elásticas e parâmetros da lei de encruamento.	13
Tabela 2.2. Elementos finitos lineares: nomenclatura, número de elementos em cada divisão, dimensões da zona refinada (DR = 2.5 mm e DR = 4.0) e tamanho do elemento finito em cada região.	16
Tabela 2.3. Elementos finitos quadráticos: nomenclatura, número de elementos em cada divisão, dimensões da zona refinada (DR = 2.5 mm e DR = 4.0) e tamanho do elemento finito em cada região.	17
Tabela 3.1. Força do cerra-chapas em função do tipo de aço e diâmetro do esboço (Amaral et al., 2019).	48
Tabela 3.2. Propriedades elásticas e parâmetros da lei de encruamento.	49
Tabela 3.3. Tensão limite de elasticidade e coeficientes de anisotropia dos aços <i>dual phase</i> obtidos para diferentes ângulos relativamente à DL (valores retirados dos ensaios de tração uniaxial) (Amaral et al., 2019).....	49
Tabela 3.4. Parâmetros do critério de plasticidade de Hill'48 dos aços <i>dual-phase</i>	50
Tabela 3.5. Número de elementos segundo cada uma das direções e número total de elementos na zona estruturada para cada um dos diâmetros.	53

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

ε_0 – Parâmetro da lei de encruamento de Swift

$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ – Deformações principais

$\bar{\varepsilon}^p$ – Deformação plástica equivalente

η – Triaxialidade

θ_L – Ângulo de Lode

ν – Coeficiente de Poisson

ξ – Valor normalizado do terceiro invariante ou parâmetro de Lode

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – Tensões principais

σ_m – Tensão hidrostática ou tensão média

$\bar{\sigma}$ – Tensão equivalente

$\boldsymbol{\sigma}$ – Tensor das tensões de Cauchy

φ – Ângulo entre o eixo hidrostático e o vetor de tensão

C – Parâmetro da lei de encruamento de Swift

E – Módulo de elasticidade

I_1, I_2, I_3 – Invariantes do tensor das tensões de Cauchy

\mathbf{I} – Tensor identidade de segunda ordem

J_1, J_2, J_3 – Invariantes do tensor desviador das tensões

n – Coeficiente de encruamento

p – Pressão hidrostática

\mathbf{S} – Tensor desviador das tensões

Y – Tensão limite de elasticidade

Y_0 – Tensão limite de elasticidade inicial

Siglas

C3D8 – Elementos com integração reduzida seletiva

C3D8I – Elementos com integração incompatível

C3D8R – Elementos com integração reduzida

CLE – Curva limite de estampagem

DD3IMP – Contração de “*Deep Drawing 3D Implicit Finite Element Solver*”

DL – Direção de laminagem

DR – Dimensão refinada

LDR – *Limiting Draw Ratio*, Relação limite de estampagem

MEF – Método dos elementos finitos

NG – Número de elementos na zona grosseira

NL – Número de elementos na largura

NR – Número de elementos na zona refinada

PG – Pontos de Gauss

1. INTRODUÇÃO

No presente capítulo irá ser realizada uma breve introdução aos temas abordados durante a dissertação bem como um enquadramento dos assuntos diretamente relacionados com este. Irá também conter os principais objetivos do presente trabalho e a estrutura deste.

1.1. Enquadramento

O aumento da pressão social para diminuir a impacto ambiental tem levado a que as indústrias, principalmente a automóvel e aeroespacial, optem por materiais mais leves e com elevada resistência. A diminuição do peso é essencial para diminuir a quantidade de poluentes libertados para a atmosfera e o aumento da resistência é fulcral para assegurar a segurança dos equipamentos e dos indivíduos que os operam. No entanto, os materiais mais resistentes apresentam, em geral, menor ductilidade, o que implica uma maior dificuldade nos processos de conformação. Assim, o recurso à simulação numérica destes processos torna-se mais importante, uma vez que permite explorar diferentes configurações para o processo de conformação. Em geral, a simulação numérica dos processos de conformação é feita com recurso ao Método dos Elementos Finitos (MEF). O sucesso do modelo numérico depende fortemente da correta descrição do comportamento mecânico do material, de modo a permitir prever o local da iniciação da localização da deformação, bem como o seu instante.

O Método dos Elementos Finitos permite auxiliar no cálculo das equações diferenciais que são a base de inúmeros fenómenos físicos associados à engenharia, uma vez que a resolução analítica é em geral impossível, em particular para geometrias complexas (Fish & Belytschko, 2007). O MEF pode ser aplicado tanto a problemas de deformação de corpos sólidos e análise de estruturas como a problemas de mecânica dos fluidos.

No caso particular dos processos de conformação de chapas metálicas, em geral, a análise da viabilidade de um processo é feita com recurso à curva, ou diagrama, limite de estampagem (CLE) do material. A Figura 1.1 apresenta um exemplo típico da CLE, que corresponde à representação dos valores máximos previstos para as deformação principais no plano da chapa (sendo ε_1 a máxima e ε_2 a mínima), no início da estrição (CLE determinada à estrição) ou da fratura (CLE determinada à fratura) (Dick, 2017). Estas curvas

são tradicionalmente obtidas experimentalmente, i.e. a chapa metálica é submetida a diferentes estados de deformação, monótonos. O ensaio mais usual é o de Nakajima, que recorre à conformação de provetes de diferentes configurações, com o auxílio de um punção esférico. A Figura 1.1 apresenta algumas das trajetória de deformação, desde a deformação equibiaxial ($\varepsilon_1 = \varepsilon_2$), passando pela deformação plana ($\varepsilon_2 = 0$), e pela tração uniaxial ($\varepsilon_1 = -2\varepsilon_2$), até ao corte puro ($\varepsilon_1 = -\varepsilon_2$). Neste contexto, importa referir que estas trajetórias assumem que o material apresenta um comportamento plástico isotrópico, o que em geral não é válido para as chapas metálicas, em resultado do processo de laminagem, utilizado na sua produção. Por último, importa também mencionar que a trajetória de corte puro exige o recurso a ensaios específicos.

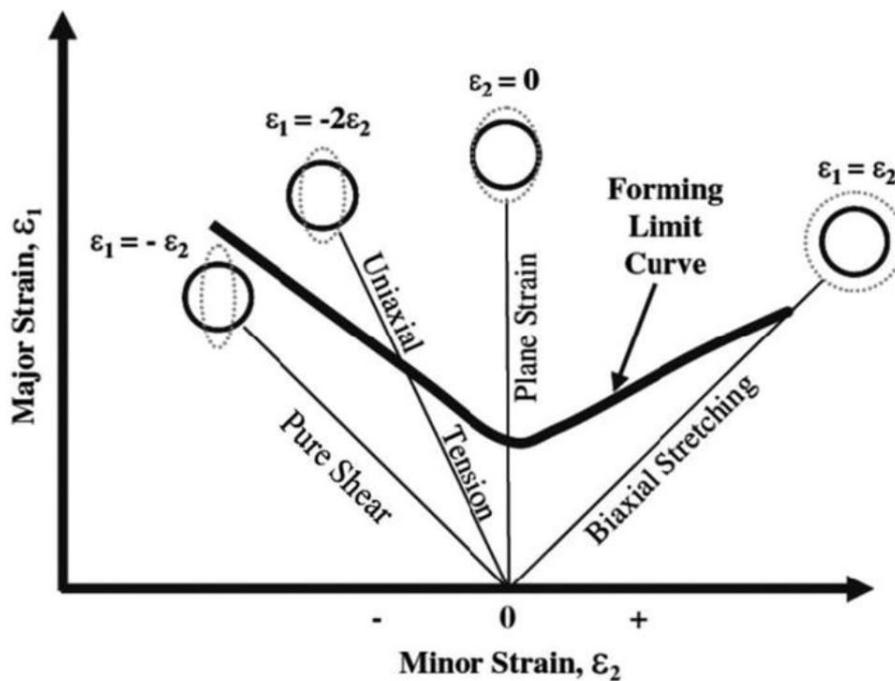


Figura 1.1. Curva limite de estampagem (Dick, 2017)

A simulação numérica do processo de conformação permite prever a evolução da deformação para cada ponto material (nó). A sobreposição dos valores previstos para as deformações principais no plano da chapa (ε_1 e ε_2), para todos os pontos no final do processo, com a CLE permite avaliar se um determinado processo apresenta risco de ocorrência de defeitos, como localização da deformação ou rugas (ver Figura 1.2).

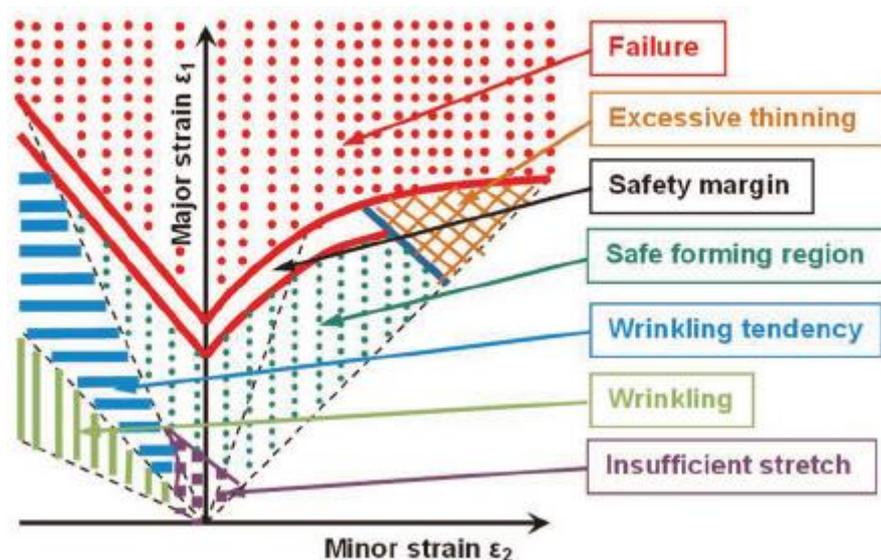


Figura 1.2. Representação da CLE com a indicação da zona segura e do tipo de defeito que ocorre em cada zona (Paul, 2013) .

No entanto, existem várias questões associadas à utilização da CLE: (i) fornecem apenas informação para uma região entre a tração uniaxial e a deformação equibiaxial, para estados planos de tensão; (ii) apresentam grande sensibilidade à trajetória de deformação; e (iii) não fornecem informação acerca do modo e da direção de fratura. Assim, uma vez que durante o processo de conformação, cada zona da peça pode estar sujeita a diferentes mudanças de trajetória de deformação, o recurso à CLE, avaliada para trajetórias de deformação monótonas, pode conduzir a soluções muito conservadoras. De modo a ultrapassar a sensibilidade da CLE à trajetória de deformação, tem sido explorado o conceito de CLE no espaço de tensões (Dick, 2017). No entanto, esta abordagem não elimina a determinação experimental da CLE, que é uma tarefa morosa e dispendiosa. Assim, têm sido propostos modelos para a previsão numérica da CLE, dos quais o mais popular é o proposto por Marciniak-Kuczynski (Marciniak, Kuczyński, & Pokora, 1973). Uma outra abordagem tem sido a adoção de modelos de dano, não acoplados, de modo a prever a ocorrência da fratura dúctil. Estes modelos baseiam-se, em geral, na determinação de uma superfície de fratura, em que a deformação plástica equivalente à fratura é representada em função dos parâmetros característicos do estado de tensão (tensão média, triaxialidade e parâmetro de Lode) (Xue & Wierzbicki, 2009). A superfície é determinada com o auxílio de ensaios experimentais, que procuram reproduzir condições de carga que apresentam evoluções uniformes dos parâmetros característicos do estado de tensão, de modo a simplificar o procedimento de calibração. No entanto, tal como na abordagem com recurso à CLE no

espaço de tensões, é necessário recorrer a um conjunto de ensaios experimentais, que permitam uma correta descrição do comportamento plástico do material e da deformação, no início da estrição ou da fratura.

Em geral, utiliza-se o tensor das tensões de Cauchy, $\boldsymbol{\sigma}$, para caracterizar o estado de tensão num ponto de um corpo sólido deformável, tal que:

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix}, \quad (1.1)$$

sendo que apenas seis componentes são independentes, uma vez que este tensor é sempre simétrico ($\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$, com $i \neq j$). No entanto, não é fácil utilizar um espaço com seis dimensões, pelo que é mais fácil recorrer apenas às tensões principais (valores próprios de $\boldsymbol{\sigma}$), tal que:

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 \end{bmatrix}, \quad (1.2)$$

que representam apenas as componentes normais da tensão, sendo que as tensões de corte são nulas. No entanto, cada ponto material pode ter um sistema de direções principais distinto, o que dificulta a representação simultânea de diferentes pontos, no caso de materiais anisotrópicos. O estado de tensão pode também ser caracterizado por três invariantes que, são calculados em função das tensões principais.

$$I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3, \quad (1.3)$$

$$I_2 = \sigma_1\sigma_2 + \sigma_2\sigma_3 + \sigma_1\sigma_3, \quad (1.4)$$

$$I_3 = \sigma_1\sigma_2\sigma_3. \quad (1.5)$$

Mas, a deformação plástica é afetada apenas pela componente desviadora do tensor das tensões. Assim, opta-se por decompor o tensor das tensões de Cauchy na componente desviadora da tensão (\mathbf{S}) e na componente hidrostática (σ_m):

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{S} + \sigma_m \mathbf{I}, \quad (1.6)$$

sendo que \mathbf{I} é o tensor Identidade de segunda ordem. A tensão média é definida por:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} = \frac{I_1}{3}. \quad (1.7)$$

O tensor desviador \mathbf{S} , que é calculado em função do tensor das tensões de Cauchy, apresenta também um sistema de eixos principal de tensões, associado às tensões principais s_1 , s_2 e s_3

(valores próprios de \mathbf{S}). Deste modo, é possível definir também para este tensor três invariantes, sendo que o primeiro invariante J_1 é por definição nulo.

$$J_1 = s_1 + s_2 + s_3 = 0, \quad (1.8)$$

$$J_2 = \frac{1}{2}(s_1^2 + s_2^2 + s_3^2), \quad (1.9)$$

$$J_3 = s_1 s_2 s_3. \quad (1.10)$$

Com base nestas definições, é possível caracterizar o estado de tensão de forma inequívoca em função da pressão hidrostática, da triaxialidade e do ângulo de Lode. A pressão hidrostática, p , é definida por:

$$p = -\sigma_m. \quad (1.11)$$

Como referência, quando um ponto material é sujeito a uma tensão de tração uniaxial σ , a tensão média toma o valor de $-\sigma/3$ e quando sujeito a um estado de tensão de corte assume o valor 0 (trajetórias de carregamento monótonas). A triaxialidade, η , é a razão entre a tensão média e a tensão equivalente de von Mises, $\bar{\sigma}$:

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} = \frac{\sigma_m}{\sqrt{3J_2}}, \quad (1.12)$$

qualquer que seja o critério de plasticidade adotado para descrever o comportamento mecânico do material. No caso de uma sollicitação de tração uniaxial toma o valor de 1/3 e na sollicitação de corte o valor de 0 (trajetórias de carregamento monótonas).

Na Figura 1.3 apresenta-se o estado de tensão do ponto P, no sistema de coordenadas cartesiano $(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$. O ângulo φ relaciona-se com a triaxialidade através da expressão:

$$\tan \varphi = \frac{|\overline{OA}|}{|\overline{OO'}|} \Leftrightarrow \frac{1}{\tan \varphi} = \frac{\sqrt{3}\sigma_m}{\frac{2}{\sqrt{3}}\bar{\sigma}} \Leftrightarrow \cot \varphi = \frac{3}{\sqrt{2}} \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} = \frac{3}{\sqrt{2}} \eta. \quad (1.13)$$

No entanto, a um determinado valor de triaxialidade corresponde um número infinito de estados de tensão, representados pela superfície do cone visível na Figura 1.3 (Morales, 2013). Admitindo que a pressão hidrostática também é conhecida, os estados de tensão possíveis correspondem à circunferência representada na Figura 1.3. Assim, para caracterizar completamente o estado de tensão é necessária a definição de uma outra grandeza, o ângulo de Lode, θ_L . Este ângulo representa a relação entre a magnitude da tensão principal intermédia σ_2 e a maior e a menor das tensões principais (σ_1 e σ_3 , respetivamente)

e geometricamente está relacionado com a posição do ponto P na circunferência representada na Figura 1.3 (Morales, 2013). O ângulo de Lode pode escrever-se como (Morales, 2013):

$$\theta_L = \arctan\left(\frac{1}{\sqrt{3}} \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}\right). \quad (1.14)$$

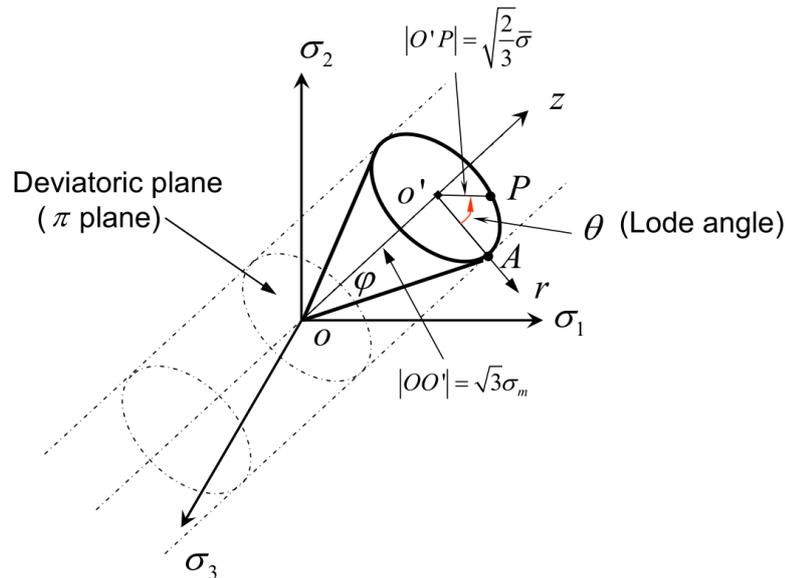


Figura 1.3. Representação de um estado de tensão no espaço das tensões principais (Bai, 2008).

A Figura 1.3 mostra a representação geométrica do ângulo de Lode, sendo que este pode variar entre $-\frac{\pi}{6} \leq \theta_L \leq \frac{\pi}{6}$. O estado de tensão de um ponto material pode assim ser definido de forma inequívoca em três sistemas de coordenadas, como mostra a Figura 1.3: o sistema de coordenadas cartesiano $(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$, o sistema de coordenadas cilíndricas $(\sigma_m, \bar{\sigma}, \theta)$ e no sistema de coordenadas esféricas $(\bar{\epsilon}, \eta, \theta)$ onde a deformação plástica equivalente $(\bar{\epsilon})$ é determinada com base na tensão equivalente $(\bar{\sigma})$, com o auxílio da lei de encruamento (Bai, 2008).

O ângulo de Lode pode ser formulado através da relação com o valor normalizado do terceiro invariante do tensor da tensão desviadora, ξ que é também designado por parâmetro de Lode. Este é definido através da expressão:

$$\xi = \frac{J_3}{2} \left(\frac{3}{J_3}\right)^{\frac{3}{2}} = \frac{27 J_3}{2 \bar{\sigma}^3} = \frac{27}{2} \frac{J_3}{(3J_2)^{3/2}}. \quad (1.15)$$

O seu valor caracteriza a magnitude da tensão principal σ_2 em relação às tensões principais σ_1 e σ_3 , pelo que pode variar entre $-1 \leq \xi \leq 1$. Quando $\xi = -1$ sabe-se que $\sigma_1 = \sigma_2 > \sigma_3$, quando $\xi = 1$ tem-se que $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$ e se $\xi = 0$ tem-se $\sigma_2 = (\sigma_1 + \sigma_3)/2$ (Morales, 2013).

A utilização de modelos de dano, acoplados ou não acoplados, na simulação numérica de processos de conformação envolve o cálculo do estado de tensão em cada ponto e das variáveis que o caracterizam. Este cálculo é realizado ao nível dos pontos de integração, qualquer que seja o tipo de elementos finitos adotados, pelo que importa avaliar a influência das características do elemento finito adotado na evolução destas variáveis. A simulação numérica de processos de conformação de chapas é geralmente realizada com recurso a elementos finitos do tipo casca. No entanto, a formulação deste tipo de elementos impõe condições de tensão plana, o que condiciona a avaliação do estado de tensão. Assim, a utilização de modelos de dano implica a utilização de elementos finitos sólidos, dos quais se destacam os tetraédricos e os hexaédricos. As desvantagens dos elementos tetraédricos são o alto custo computacional (grande número de elementos necessários para descrever geometrias irregulares), maior capacidade de memória, rigidez elevada para determinadas aplicações. A sua principal vantagem é a facilidade de geração de malha. Por outro lado, os elementos hexaédricos são mais eficientes em termos de precisão da solução, custo computacional e requisitos de armazenamento de memória. A principal desvantagem é que eles requerem intervenção do utilizador para geração de malha (Perumal, 2016). Em geral, opta-se pela utilização de elementos finitos hexaédricos, em detrimento dos tetraédricos, uma vez que conduzem a soluções mais precisas, em particular para problemas que envolvem deformação plástica.

Os elementos finitos hexaédricos lineares apenas apresentam nós nos vértices, enquanto que os quadráticos, além dos nós nos vértices, têm também nós no meio de cada aresta e de cada face, como se observa na Figura 1.4. Assim, no total o elemento linear apresenta 8 nós, enquanto que o elemento quadrático apresenta 27. A designação de linear ou quadrático refere-se à ordem da aproximação polinomial adotada para descrever o campo de deslocamentos, com base nos valores determinados para os nós (funções de forma). Assim um elemento linear, com dois nós por aresta, apenas pode representar o campo de deslocamento de forma linear. Por sua vez, o elemento quadrático apresenta 3 nós por aresta, o que permite a utilização de uma aproximação quadrática, para o campo de deslocamentos.

Estes elementos são incluídos na família de elementos Lagrangeanos, uma vez que as funções de forma podem ser obtidas a partir dos polinómios de Lagrange. Existe uma outra família, comumente designada de elementos *Serindipity*, que recorre a polinómios incompletos, como é exemplo o elemento quadrático de apenas 20 nós, i.e. apresenta nós nos vértices e no meio de cada aresta.

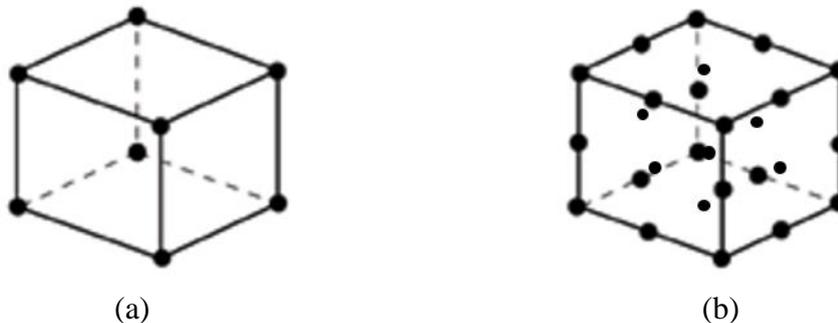


Figura 1.4. Exemplo de um elemento finito hexaédrico: (a) linear de 8 nós; (b) quadrático de 27 nós.

A integração numérica de cada elemento finito pode ser realizada com diferentes regras. Em geral, a regra de integração mais adotada é a de Gauss, uma vez que permite obter melhores aproximações com o menor número de pontos. Neste caso, os pontos de integração são também comumente designados por pontos de integração. O menor número de pontos de integração que é possível utilizar é um, o que é designado por integração reduzida (*reduced integration*). Infelizmente, sabe-se que o recurso a este tipo de integração conduz à ativação de modos de deformação espúrios (*hourglass modes*) quando utilizada em problemas que envolvem grandes deformações plásticas. A opção seguinte passa por recorrer a dois pontos de integração em cada direção, num total de oito pontos, também designada de integração completa (*full integration*). Infelizmente, sabe-se que o recurso a este tipo de integração para os elementos finitos hexaédricos lineares conduz ao aumento artificial da rigidez do elemento (*volumetric locking*) quando utilizada em problemas que envolvem grandes deformações plásticas. Assim, foram propostas alternativas que procuram minimizar estes efeitos, das quais se destacam a integração reduzida seletiva (*selective reduced integration*) e o método de modos incompatíveis (*method of incompatible modes*). No entanto, existem diferentes estratégias para a implementação destes métodos, que podem resultar em diferentes evoluções das variáveis que caracterizam o estado de tensão (Areias, de Sá, & António, 2003).

1.2. Objetivos

O objetivo deste trabalho é avaliar a capacidade do MEF de prever o início da localização da deformação, bem como da fratura dúctil. Em particular, pretende-se avaliar a influência da discretização espacial adotada na previsão da deformação plástica à fratura. Neste contexto, revela-se de particular importância avaliar também a influência do tipo de elemento finito e regra de integração, na evolução das variáveis que caracterizam o estado de tensão, uma vez que estas são normalmente utilizadas como variáveis internas dos modelos de dano. O estudo foi realizado utilizando principalmente o ensaio de tração uniaxial, uma vez que este ensaio apresenta valores conhecidos para as variáveis que caracterizam o estado de tensão e para a deformação no início da estrição, bem como uma trajetória de deformação monótona, pelo menos até à localização da deformação. Assim, de modo a completar a análise, foram também realizadas simulações numéricas do ensaio de estampagem de uma taça cilíndrica. O modelo utilizado procurou reproduzir as condições utilizadas nos ensaios experimentais, realizados para determinar a Relação Limite de Estampagem (*Limiting Draw Ratio* (LDR)), que define a maior dimensão do esboço a utilizar sem que haja risco de ocorrer rotura durante a conformação de uma taça cilíndrica. Desta forma foi possível proceder à comparação entre os resultados numéricos e experimentais.

O estudo do ensaio de tração uniaxial foi realizado com o auxílio de dois *solvers* de simulação, baseados no MEF: o DD3IMP e o ABAQUS. O estudo da conformação de uma taça cilíndrica foi realizado apenas com o *solver* DD3IMP, devido à limitação ao número de elementos associada à versão educacional do *solver* ABAQUS, utilizada neste trabalho. Na secção seguinte é apresentada uma breve descrição destes dois códigos.

1.3. Programas de MEF utilizados

O *solver* de elementos finitos DD3IMP (“*Deep Drawing 3D IMPLICIT finite element solver*”) é um código académico, que tem sido continuamente desenvolvido para permitir a simulação numérica de processos de conformação de materiais metálicos, em particular de chapas metálicas (Menezes & Teodosiu, 2000). O modelo mecânico adotado neste *solver* baseia-se na teoria das grandes transformações. É utilizada uma formulação *quasi*-estática, pelo que as equações de equilíbrio não contemplam quaisquer termos de inércia. Em qualquer instante de cálculo, o equilíbrio da estrutura é assegurado através da

utilização de um algoritmo de integração temporal implícito, do tipo Newton-Raphson. Na biblioteca de elementos finitos estão disponíveis elementos finitos sólidos hexaédricos, lineares e quadráticos. Com base em estudos anteriores (Alves, 2003), neste trabalho o elemento finito linear é combinado com uma regra de integração reduzida seletiva e o elemento quadrático (27 nós) com uma regra de integração completa. A regra de integração reduzida seletiva implementada no DD3IMP baseia-se no método \bar{B} (Hughes, 1980), que introduz uma nova definição para o gradiente da transformação, o que permite determinar uma componente hidrostática do gradiente de velocidade apenas no ponto de integração reduzida do elemento (Menezes, 1995).

O *solver* comercial ABAQUS é um *solver* de FEM generalista sendo dos mais utilizados uma vez que disponibiliza quer a formulação estática quer a dinâmica, sendo que em ambas os utilizadores podem integrar subrotinas com modelos constitutivos específicos. Na biblioteca de elementos finitos estão disponíveis elementos finitos sólidos hexaédricos, lineares e quadráticos (“Abaqus Analysis User’s Manual,” n.d.). No entanto, neste trabalho apenas serão analisados os elementos finitos lineares. De acordo com a informação disponível, no ABAQUS/Implicit os elementos finitos lineares de 8 nós podem ser utilizados com três tipos de integração distintos: o C3D8, associado a uma regra de integração reduzida seletiva; o C3D8R, de integração reduzida; e o C3D8I, com integração com modos de deformação incompatível. O elemento C3D8 é descrito como um elemento associado a integração completa, sendo que esta regra é selecionada para garantir a integração exata da matriz rigidez de um elemento que apresente um comportamento material uniforme, i.e. se o Jacobiano da transformação das coordenadas isoparamétricas para as coordenadas físicas for constante, o que significa que as faces ou arestas do elemento oposto têm que estar paralelas. Assim, a variação de volume avaliada ao nível dos pontos de Gauss é substituída pela média da variação de volume do elemento. Ou seja, a designação correta para este tipo de integração é seletiva reduzida. O elemento C3D8R é descrito como um elemento associado a integração reduzida, uma vez que recorre somente a um ponto de integração. O tipo de integração adotado é tal que as deformações não são obtidas no ponto de Gauss de primeira ordem mas sim com base na deformação média (calculada analiticamente) no volume do elemento. No entanto, de modo a ultrapassar os problemas associados a modos de deformação espúrios, este elemento é utilizado com técnicas de amortecimento artificial da rigidez. Finalmente, o elemento C3D8I, que se caracteriza por apresentar como graus de

liberdade os deslocamentos dos nós e os modos de deformação incompatíveis. O principal objetivo destes graus de liberdade adicionais é eliminar as tensões de corte parasitas, que se observam quando o elemento é sujeito à flexão. A formulação implementada no ABAQUS recorre a 13 variáveis adicionais, associadas aos modos incompatíveis (Laurent et al., 2010) (Laurent et al., 2010).

1.4. Estrutura da dissertação

Esta dissertação encontra-se dividida em quatro capítulos. No presente capítulo é realizado o enquadramento do tema e são abordados os principais tópicos de motivação para o trabalho, nomeadamente os conceitos base para a sua realização.

O segundo capítulo aborda a simulação numérica do ensaio de tração, com recurso ao *solver* DD3IMP e à versão educacional do *solver* ABAQUS. São analisadas as curvas de força-deslocamento, tensão equivalente-deformação plástica equivalente, bem como a evolução do parâmetro de Lode e a da triaxialidade ao longo do ensaio.

No terceiro capítulo são abordadas as simulações de estampagem de uma taça cilíndrica. Apresenta-se o modelo adotado e são analisadas as curvas de força-deslocamento do punção, bem como a evolução das trajetórias de deformação. Além disso é também feita a comparação entre os resultados numéricos e experimentais.

No último capítulo são apresentadas as principais conclusões retiradas ao longo do trabalho realizado.

2. ANÁLISE DO ENSAIO DE TRAÇÃO

O provete selecionado para realizar o estudo do ensaio de tração apresenta um comprimento de 20 mm, uma largura de 3 mm e uma espessura de 1 mm. Esta relação entre a largura e a espessura de ($w/t=3$) promove uma zona de localização da deformação em cone, em vez de surgir uma banda de localização de deformação (Westhäuser, Schneider, Teschner, & Denks, n.d.). O material selecionado é uma liga de alumínio, mas optou-se por considerar um comportamento plástico isotrópico, descrito pelo critério de von Mises. A lei de encruamento adotada é a de Swift:

$$Y = C(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}^P)^n, \quad (2.1)$$

em que Y é a tensão limite de elasticidade $\bar{\varepsilon}^P$ é a deformação plástica equivalente, e ε_0 , C e n são constantes que dependem do material, sendo que n é designado por coeficiente de encruamento. A tensão limite de elasticidade inicial pode ser obtida: $Y_0 = C(\varepsilon_0)^n$. O comportamento elástico isotrópico é descrito pela lei de Hooke, sendo que os parâmetros utilizados são o módulo de Young, representado por E , e o coeficiente de Poisson, representado por ν . A Tabela 2.1 apresenta o resumo dos parâmetros adotados.

Tabela 2.1. Propriedades elásticas e parâmetros da lei de encruamento.

E [MPa]	ν	Y_0 [MPa]	C [MPa]	n
860000	0.33	70	372.348	0.1452

Devido às condições de simetria geométricas, de solicitação e material, as simulações numéricas foram realizadas com $\frac{1}{4}$ (um quarto) do provete total, o que corresponde às dimensões apresentadas na Figura 2.1 (a espessura é de 0.5 mm). Em todos os ensaios foi imposto um deslocamento máximo, segundo o eixo Ox , correspondente ao comprimento do provete, de 2 mm. De modo a garantir a localização da deformação na zona central do provete, foram impostas condições de deslocamento nulo na direção Oy e Oz , para todos os nós inicialmente localizados no plano $x=10.0\text{mm}$.

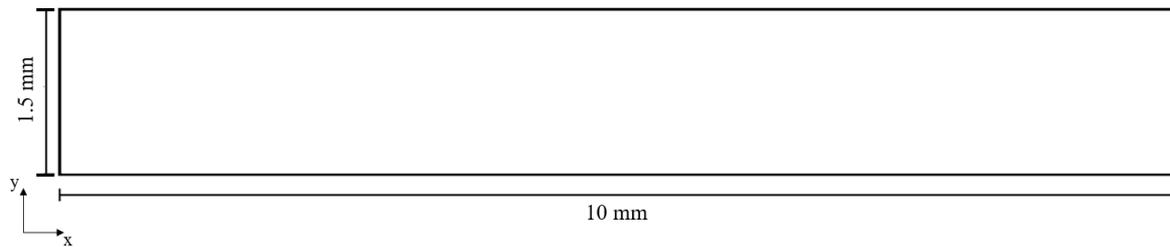


Figura 2.1. Dimensões de $\frac{1}{4}$ do provete do ensaio de tração.

2.1. Discretização do provete do ensaio de tração

Uma vez que a localização da deformação ocorre na zona central do provete, i.e. no plano de simetria adotado para $\frac{1}{4}$ do provete total, foram criadas duas zonas distintas de discretização. A zona mais refinada inclui a zona da estrição, enquanto que na zona restante adota-se uma discretização mais grosseira. De modo a avaliar a importância da dimensão da zona refinada definiu-se uma dimensão refinada (DR), como se mostra na Figura 2.2. Foram construídas discretizações idênticas para duas dimensões distintas de DR: 25% do provete refinado (DR = 2.5 mm) e com 40% (DR = 4 mm). Neste contexto, importa referir que a geometria da zona de localização é sensível às propriedades mecânicas do material, pelo que estas dimensões foram seleccionadas após a realização de algumas simulações numéricas preliminares.

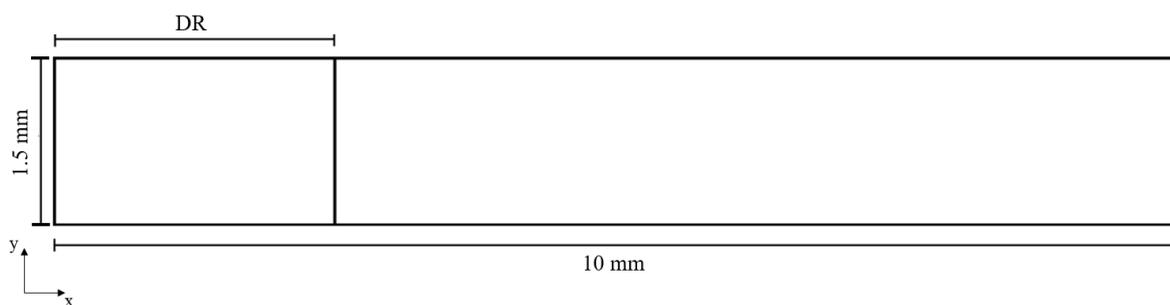


Figura 2.2. Exemplificação da dimensão da zona de refinamento.

Neste trabalho foram utilizados elementos finitos sólidos hexaédricos, lineares e quadráticos. Nas simulações realizadas com o DD3IMP, aos primeiros foi associada uma técnica de integração reduzida seletiva e aos segundos de integração completa (Alves, 2003). Nas simulações realizadas com o ABAQUS, foram testadas diferentes técnicas de integração, como discutido na INTRODUÇÃO.

Todas as malhas de elementos finitos construídas neste trabalho são estruturadas, de modo a eliminar a influência da orientação da malha em relação à direção de solicitação, reportada, por exemplo, em (Baptista, 2006). Sendo assim, apenas foi necessário definir o número de elementos em cada uma das secções do provete, como se mostra na Figura 2.3: NL representa o número de elementos em largura, NG o número de elementos na zona grosseira e NR o número de elementos na zona refinada.

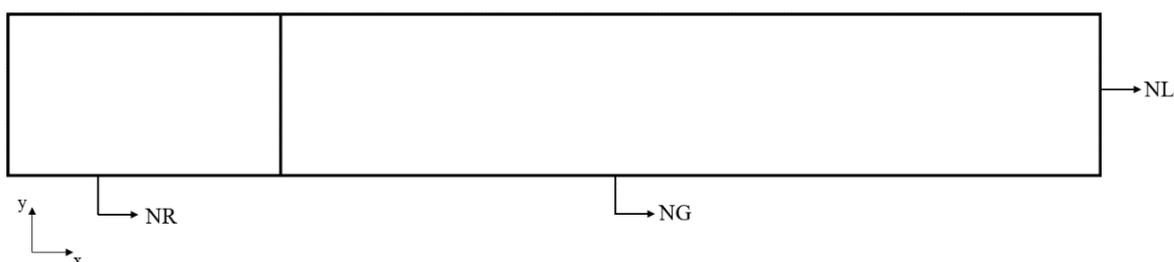


Figura 2.3. Designação do número de elementos finitos adotada nas diferentes zonas do provete.

De modo a minimizar a influência da proporção de cada elemento finito, definiu-se que na zona refinada os elementos deveriam ter uma forma o mais próxima possível de um quadrado no plano Oxy. Foram efetuados os cálculos para as duas dimensões de refinamento tendo sido construídas as discretizações apresentadas na Tabela 2.2, para os elementos finitos lineares. De notar que na tabela as discretizações estão identificadas com a designação (NL,NG,NR)DR, mas nos gráficos é adotada uma nomenclatura baseada no comprimento do elemento finito na zona refinada e grosseira, seguida da dimensão DR. Assim, por exemplo, a designação R0.5G1.5_25 corresponde à discretização com uma dimensão de zona refinada com 25% do comprimento total e um comprimento do elemento finito de 0.5mm e 1.5 mm, na zona refinada e global, respetivamente. Foram criadas 8 malhas de elementos finitos lineares, para cada DR com dimensão de elemento semelhantes entre si, totalizando 16 testes para 2 elementos (2t) em espessura, bem como igual número para 4 elementos em espessura (4t). Em termos de designação, assume-se que apenas para as discretizações com 4 elementos em espessura é adicionada a expressão “_4t” no final.

Da mesma forma que para os elementos finitos lineares, foram analisadas diferentes malhas com diferentes tamanhos de elementos finitos quadráticos. De modo a permitir uma comparação direta entre os dois tipos de elementos, lineares e quadráticos, apenas foram construídas malhas com elementos quadráticos correspondentes às geradas com elementos lineares, com um número de elementos em altura par. Na prática, manteve-

se o número de nós da discretização com elementos finitos lineares. Assim, foram criadas discretizações com elementos quadráticos equivalentes às seguintes: R0.15G0.75, R0.075G0.3, R0.05G0.2 e R0.025G0.15. Na Tabela 2.3 apresenta-se o resumo do número de divisões e dimensão dos elementos finitos no plano, para as discretizações com elementos quadráticos. Importa realçar que a dimensão de cada elemento finito quadrático corresponde ao dobro da dimensão de cada elemento finito linear, ou seja, numa primeira abordagem só tem um elemento quadrático em espessura. No entanto, de modo a facilitar a comparação, a nomenclatura adotada é igual para as discretizações lineares e quadrática, sendo que para elementos quadráticos é incluída a letra “Q” após a indicação do valor de DR. Também para as malhas com elementos quadráticos foram geradas discretizações no plano idênticas às mencionadas, mas com 2 elementos em espessura. De forma a simplificar a nomenclatura, também nas discretizações quadráticas apenas neste caso é acrescentada a expressão “_4t”.

Tabela 2.2. Elementos finitos lineares: nomenclatura, número de elementos em cada divisão, dimensões da zona refinada (DR = 2.5 mm e DR = 4.0) e tamanho do elemento finito em cada região.

Nomenclatura	Número de elementos em cada divisão (NL,NG,NR)2.5 ; (NL,NG,NR)4.0	Tamanho do elemento [mm]		NE	NN	
		X	y			
R0.5G1.5	(3,5,5)2.5	refinado	0.50	0.50	60	132
	(3,4,8)4.0	grosseiro	1.50	0.50	72	156
R0.3G1.0	(3,7,8)2.5	refinado	0.30	0.30	150	288
	(5,6,14)4.0	grosseiro	1.00	0.30	200	378
R0.15G0.75	(10,10,17)2.5	refinado	0.15	0.15	540	924
	(10,8,26)4.0	grosseiro	0.75	0.15	680	1155
R0.1G0.75	(15,10,25)2.5	refinado	0.10	0.10	1050	1728
	(15,8,40)4.0	grosseiro	0.75	0.10	1440	2352
R0.1G0.4	(15,19,25)2.5	refinado	0.10	0.10	1320	2160
	(15,15,40)4.0	grosseiro	0.40	0.10	1650	2688
R0.075G0.3	(20,25,33)2.5	refinado	0.075	0.075	2320	3717
	(20,20,53)4.0	grosseiro	0.30	0.075	2920	4662
R0.05G0.2	(30,38,50)2.5	refinado	0.05	0.05	5280	8277
	(30,30,80)4.0	grosseiro	0.20	0.05	6600	10323
R0.025G0.15	(60,50,100)2.5	refinado	0.025	0.025	18000	27633
	(60,40,160)4.0	grosseiro	0.15	0.025	24000	36783

A versão educacional do ABAQUS limita o número de nós (máximo de 1000), pelo que apenas foram realizadas simulações com duas das discretizações correspondentes

às adotadas com o DD3IMP: a malha mais grosseira R0.5G1.5 e a malha R0.15G0.75, sempre para uma dimensão de refinamento correspondente a 25% do provete. De forma a reduzir o número de nós apenas se consideraram dois elementos em espessura. Estas discretizações foram testadas com integração: (i) reduzida seletiva, designada de C3D8; (ii) reduzida, designada de C3D8R; e (iii) incompatível, designada de designada de C3D8I.

Tabela 2.3. Elementos finitos quadráticos: nomenclatura, número de elementos em cada divisão, dimensões da zona refinada (DR = 2.5 mm e DR = 4.0) e tamanho do elemento finito em cada região.

Nomenclatura	Número de elementos em cada divisão (NL,NG,NR)2.5; (NL,NG,NR)4.0	Tamanho do elemento [mm]			NE	NN
			X	y		
R0.15G0.75	(5,5,9)2.5	refinado	0.30	0.30	70	957
	(5,4,13)4.0	grosseiro	1.50	0.30	85	1155
R0.075G0.3	(10,13,17)2.5	refinado	0.15	0.15	300	3843
	(10,10,27)4.0	grosseiro	0.60	0.15	370	4725
R0.05G0.2	(15,19,25)2.5	refinado	0.10	0.10	660	8277
	(15,15,40)4.0	grosseiro	0.40	0.10	825	10323
R0.025G0.15	(30,25,50)2.5	refinado	0.05	0.05	2250	27633
	(30,20,80)4.0	grosseiro	0.30	0.05	3000	36783

2.2. Análise dos resultados obtidos com o DD3IMP

2.2.1. Comparação entre 25% e 40% de zona refinada

A Figura 2.4 apresenta a evolução da curva força-deslocamento obtida para as diferentes discretizações, com elementos finitos lineares. Todas as curvas apresentam um comportamento semelhante até atingirem a carga máxima, que é obtida para aproximadamente para o mesmo valor de deslocamento. De facto, a adoção da lei de Swift para descrever o encruamento permite estimar, com base na condição de carga máxima, que a deformação plástica equivalente no início da estrição corresponde a $\bar{\epsilon}_{est}^p = n - \epsilon_0$. Com base nos dados apresentados na Tabela 2.1, $\bar{\epsilon}_{est}^p = 0.1452$, a que corresponde um deslocamento total de aproximadamente 3 mm.

A partir da carga máxima observa-se uma divergência entre as curvas, com a diminuição do tamanho de elemento de malha. De facto, quanto mais refinada é a malha mais a curva decresce após a carga máxima, ou seja, menor é a força apresentada quando se atinge o deslocamento máximo. A comparação da Figura 2.4, (a) com a (b), permite também

concluir que, relativamente ao comportamento das curvas força-deslocamento, não existem diferenças significativas relativas às diferentes dimensões de refinamento dos dois conjuntos de malhas.

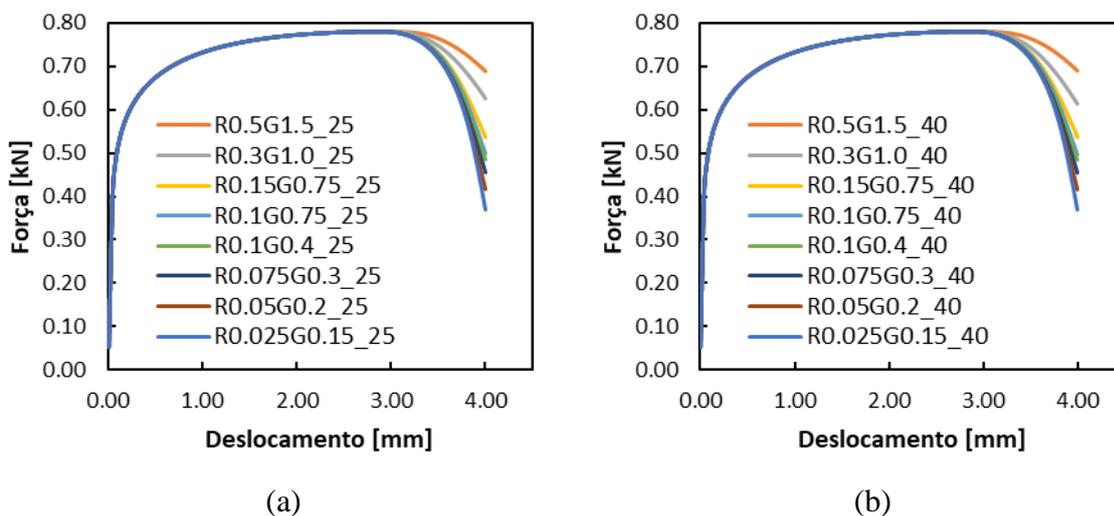


Figura 2.4. Curva força-deslocamento para diferentes malhas de elementos finitos lineares: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

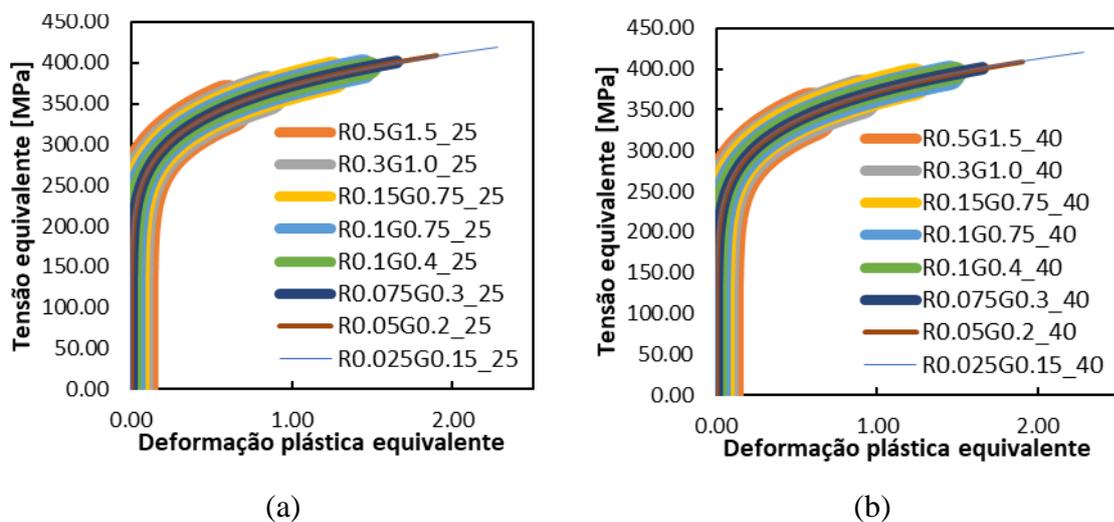


Figura 2.5. Curva tensão equivalente-deformação plástica equivalente para diferentes malhas de elementos finitos lineares: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

A Figura 2.5 apresenta a evolução da tensão com a deformação plástica equivalente para o ponto de Gauss (PG) mais próximo no ponto central do provete. Neste tipo de figura optou-se por apresentar os resultados obtidas para cada discretização com um traço de espessura distinta de modo a evidenciar as diferenças. De facto, estes não convergem, isto é, para cada malha mais refinada a tensão e a deformação plástica

equivalente no final do ensaio são sempre superiores às obtidas com a discretização anterior. Como é possível ver na Figura 2.5, tal como para as curvas força-deslocamento, o comportamento das discretizações com zona refinada correspondente a 25% do provete é semelhante ao comportamento da zona de 40%.

A Figura 2.6 mostra a geometria final de $\frac{1}{4}$ do provete para os nós localizados inicialmente no plano $y=1.5$ mm e $z=0$ mm (ver Figura 2.1), após atingir o deslocamento máximo de 2 mm ($\frac{1}{4}$ do provete). À medida que se diminui o tamanho do elemento finito da malha a geometria da zona de localização converge. De facto, em termos globais, apenas as discretizações mais grosseiras apresentam uma geometria distinta neste plano e apenas próximo da zona de localização, que apresenta uma dimensão inferior a 2.5mm. Por outro lado, a geometria neste plano também é muito idêntica para as duas dimensões de zona refinada. Este fator justifica a pequena influência observada para este parâmetro.

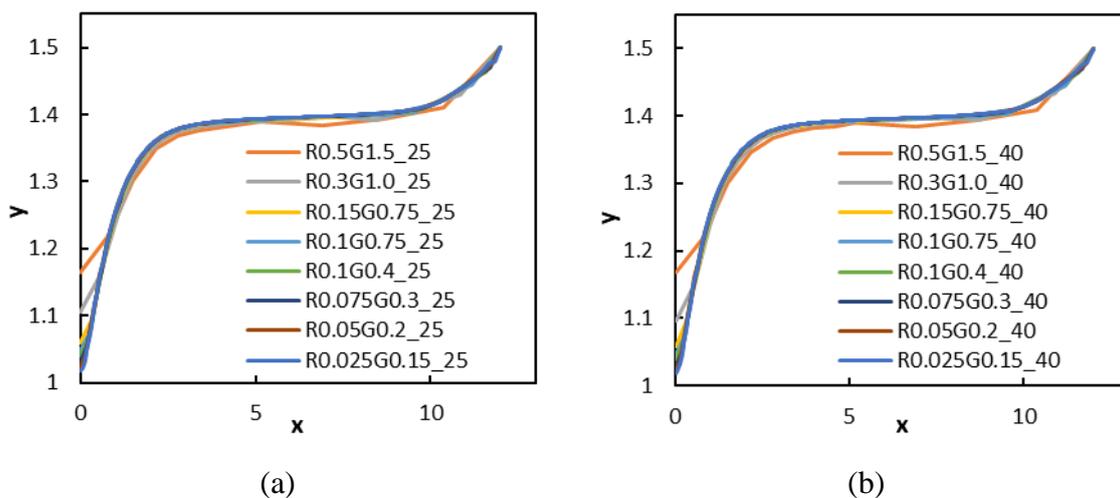


Figura 2.6. Geometria final de $\frac{1}{4}$ do provete para diferentes malhas de elementos finitos lineares (em mm): (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

No entanto, a Figura 2.5 mostra que a deformação plástica equivalente na zona central do provete é muito sensível à dimensão do elemento finito. A Figura 2.7 apresenta a geometria final obtida com cada discretização, sendo possível observar que as maiores diferenças ocorrem para os nós localizados inicialmente no plano $x=0.0$ mm e $z=0.5$ mm (ver Figura 2.1). De facto, a redução da dimensão do elemento finito na zona de localização traduz-se numa maior redução da espessura. A redução da espessura justifica a diminuição da força, uma vez que a área da secção transversal é menor, para o mesmo valor de deslocamento. Assim, como se mostra na Figura 2.4 e na Figura 2.5, por mais que se diminua

ao dimensão do elemento finito, a força, a tensão e a deformação plástica equivalente não convergem para o mesmo valor.

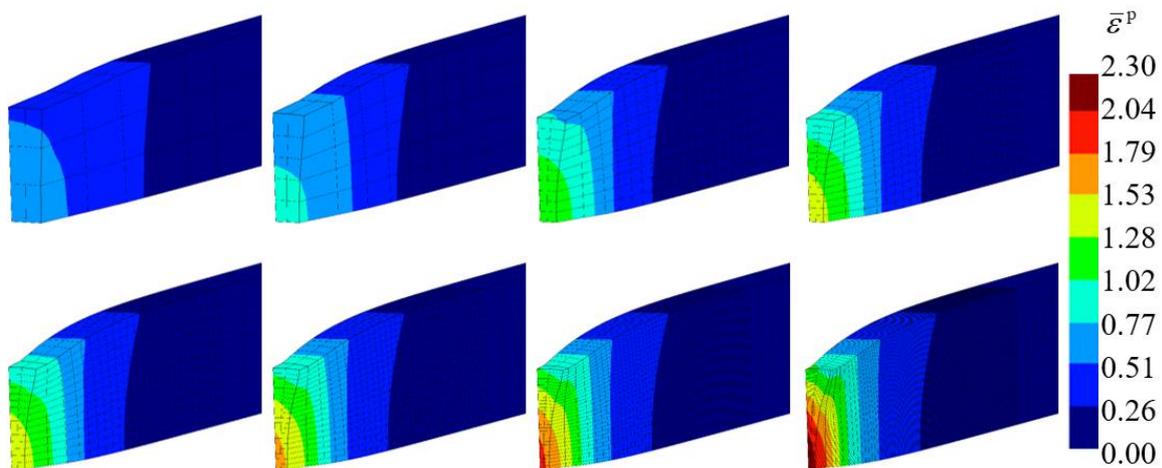


Figura 2.7. Comparação da geometria no local da estrição para as diferentes malhas de elementos finitos lineares.

Foi também analisada a evolução dos dois parâmetros que caracterizam o estado de tensão, o parâmetro de Lode (ξ) e a triaxialidade (η), com o deslocamento e a deformação plástica equivalente. Esta evolução é apresentada para o PG mais próximo do centro do provete. A Figura 2.8 e Figura 2.9 apresenta os resultados para ξ . Este parâmetro apresenta um valor igual ao teórico de 1.0 até ser atingida a carga máxima (ver Figura 2.4), instante após o qual o valor decresce, sendo que atinge valores negativos para as discretizações mais refinadas. Esta alteração está relacionada com a modificação da geometria da secção transversal, sendo tanto maior quando maior é a deformação plástica equivalente. A Figura 2.10 e a Figura 2.11 mostram a evolução da triaxialidade, sendo possível confirmar que também este parâmetro apresenta o valor teórico de $1/3$ até ser atingida a carga máxima, instante após o qual o valor aumenta, sendo que atinge valores superiores a $2/3$ (estado de tensão equibiaxial), para as discretizações mais refinadas.

Considerando os vários resultados analisados, desde a Figura 2.4 até a Figura 2.11, é possível observar que as curvas da malha R0.1G0.75 são quase coincidentes com as curvas da malha R0.1G0.4. Isto deve-se ao facto de ambas terem elementos com o mesmo tamanho na zona refinada (0.1×0.1 mm) e somente variar o tamanho de elemento na zona grosseira, em que na malha R0.1G0.75 tem 0.75×0.1 mm e na malha R0.1G0.4 tem 0.4×0.1 . Através desta análise é possível concluir que é mais significativa a influência do tamanho de elemento na zona de localização do provete que na zona adjacentes. Os

resultados obtidos com 4 elementos em espessura apresentam diferenças negligenciáveis em relação aos de 2 elementos. Assim, opta-se apenas por apresentar um resumo dos resultados obtidos com 4 elementos em espessura no ANEXO A.

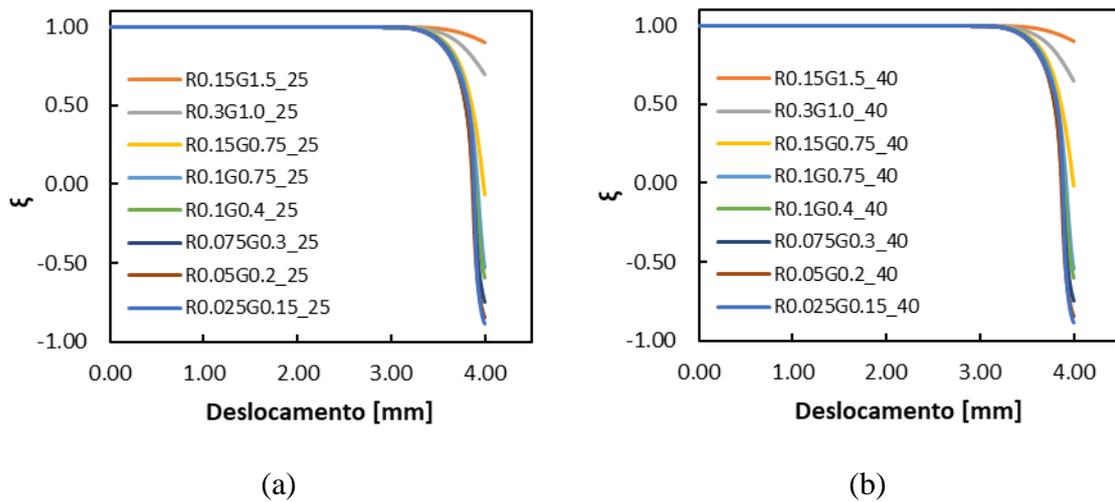


Figura 2.8. ξ em função do deslocamento para diferentes malhas de elementos finitos lineares: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

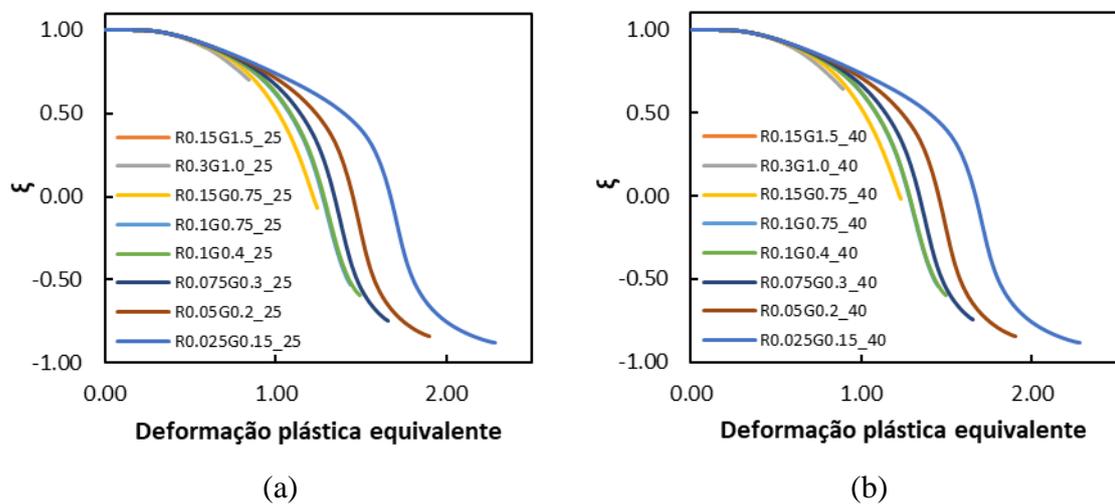


Figura 2.9. ξ em função da deformação plástica equivalente para diferentes malhas de elementos finitos lineares: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

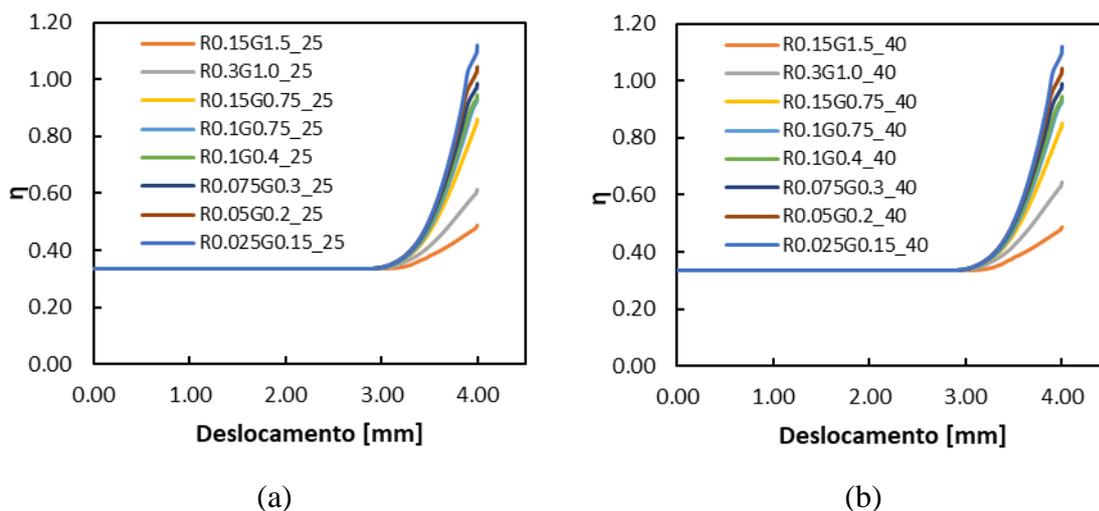


Figura 2.10. η em função do deslocamento para diferentes malhas de elementos finitos lineares: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

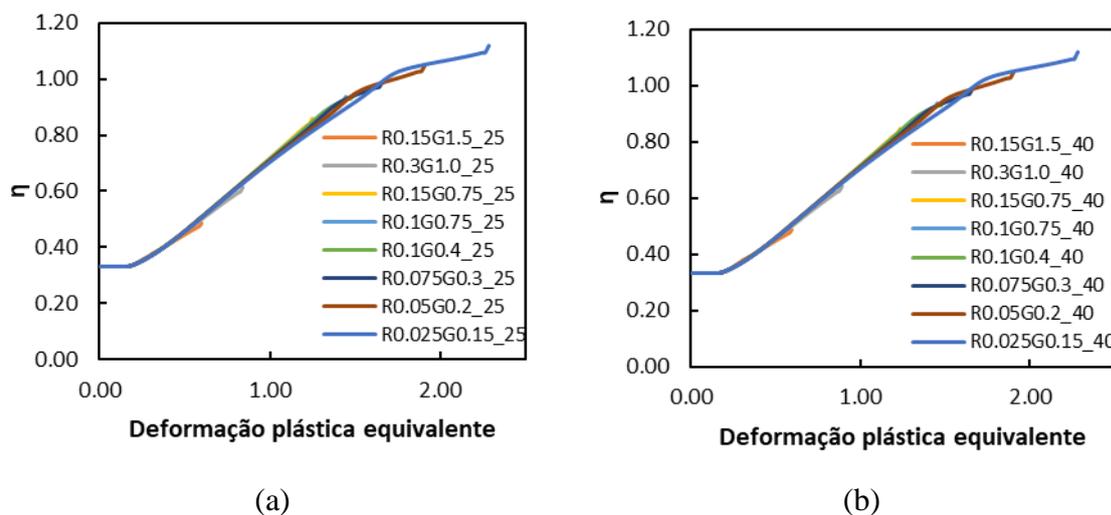


Figura 2.11. η em função da deformação plástica equivalente para diferentes malhas de elementos finitos lineares: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

2.2.2. Elementos finitos quadráticos

A análise das curvas força-deslocamento, apresentadas na Figura 2.12 para os elementos finitos quadráticos, revela que ocorre o mesmo efeito que nas malhas de elementos lineares, i.e. as curvas atingem a carga máxima para o mesmo deslocamento e divergem a partir deste instante. O valor da força após a carga máxima diminui para discretizações com menor dimensão dos elementos finitos no plano. Assim, a evolução das curvas tensão equivalente-deformação plástica equivalente (ver Figura 2.13) e a geometria final do provete (ver Figura 2.14) apresentam evoluções idênticas às observadas para os

elementos finitos lineares. Também neste caso, a influência da dimensão da zona refinada é negligenciável.

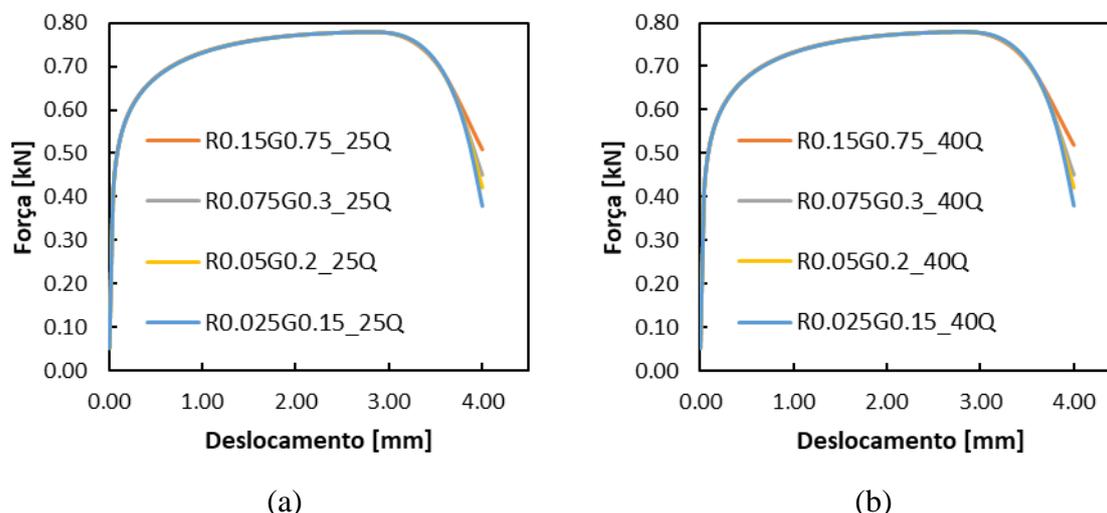


Figura 2.12. Curva força-deslocamento para diferentes malhas de elementos finitos quadráticos: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

A Figura 2.15 e a Figura 2.16 apresentam a evolução da triaxialidade no PG mais próximo do ponto central do provete, em função do deslocamento e da deformação plástica equivalente, respetivamente. Neste caso, são observáveis oscilações do valor da triaxialidade após a carga máxima, sendo que a gama de valores de triaxialidade aumenta com a diminuição da dimensão do elemento finito no plano.

As curvas de evolução do parâmetro de Lode com o deslocamento (ver Figura 2.17) e com a deformação plástica equivalente (ver Figura 2.18) mostram que este parâmetro diminui após a carga máxima, sendo que a diminuição é tanto maior quanto menor é a dimensão do elemento finito no plano. Ao contrário da triaxialidade, não se observam oscilações no parâmetro de Lode sendo que, tal como para os elementos finitos lineares, tende para um valor negativo, próximo de -0.25.

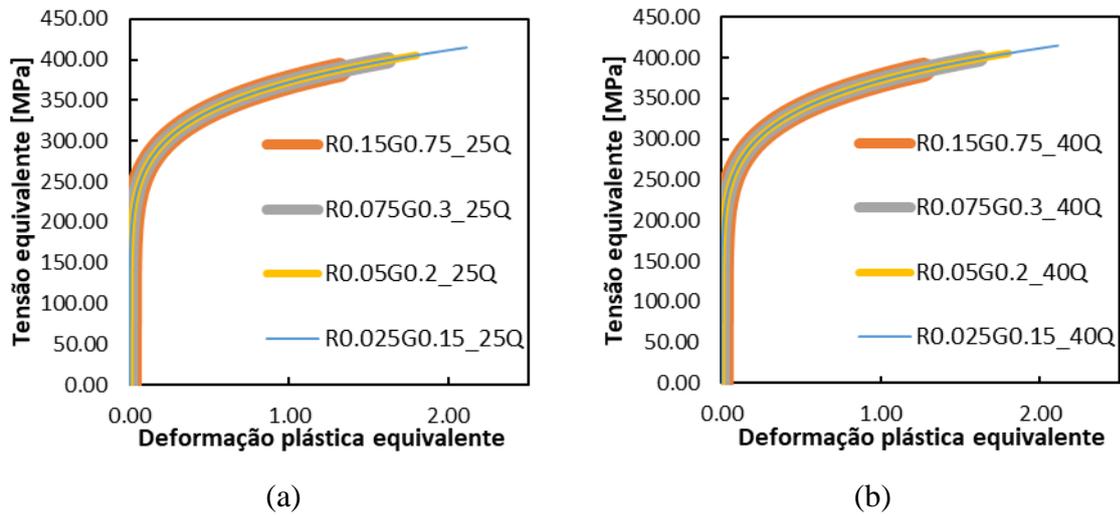


Figura 2.13. Curva tensão equivalente-deformação plástica equivalente para diferentes malhas de elementos finitos quadráticos: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

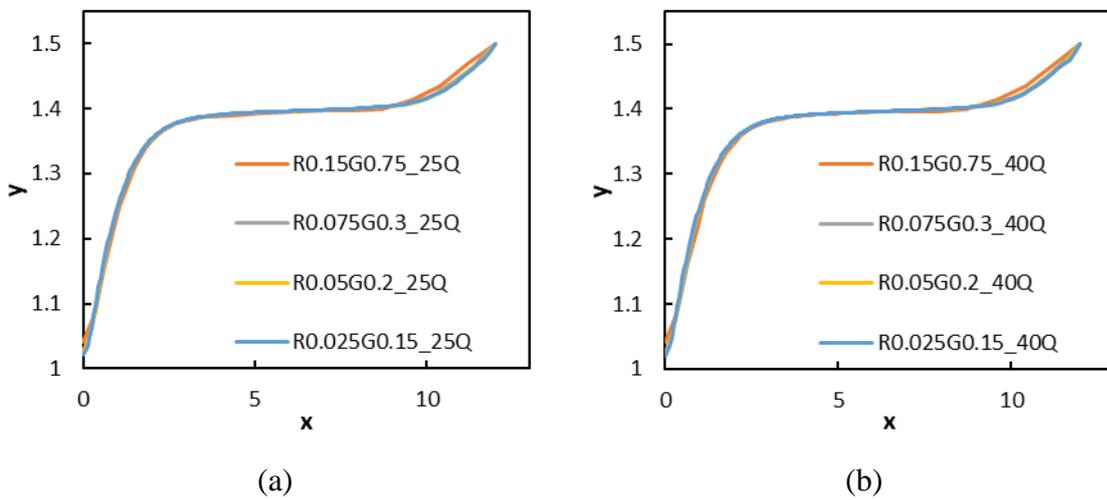


Figura 2.14. Geometria final de $\frac{1}{4}$ do provete para diferentes malhas de elementos finitos quadráticos (em mm): (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

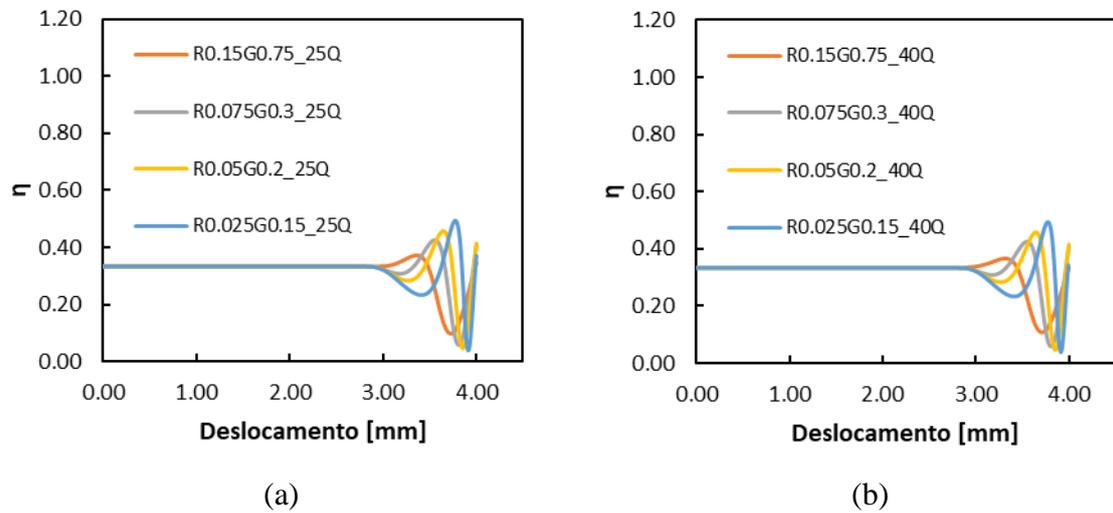


Figura 2.15. η em função do deslocamento para diferentes malhas de elementos finitos quadráticos: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

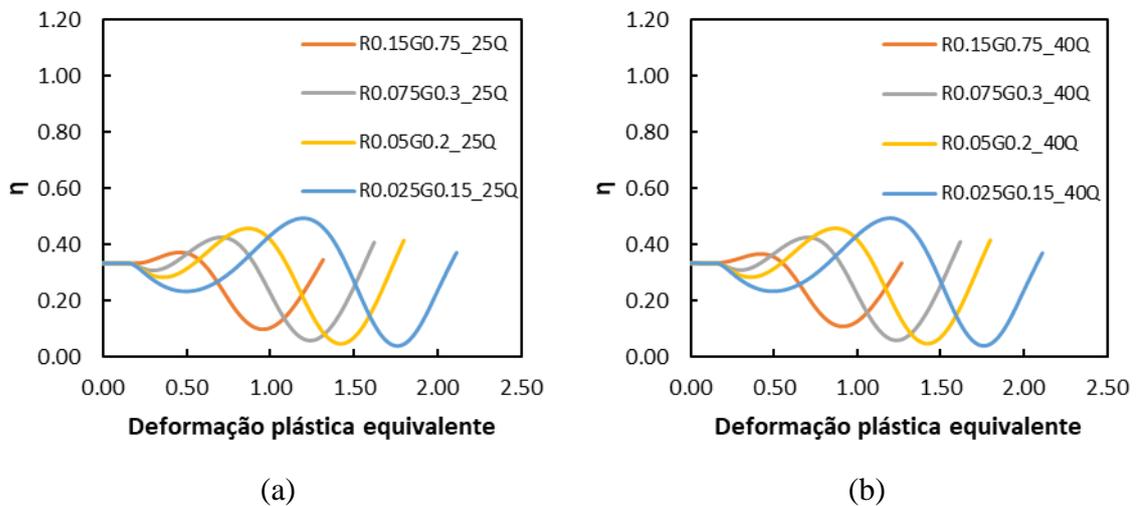


Figura 2.16. η em função da deformação plástica equivalente para diferentes malhas de elementos finitos quadráticos: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

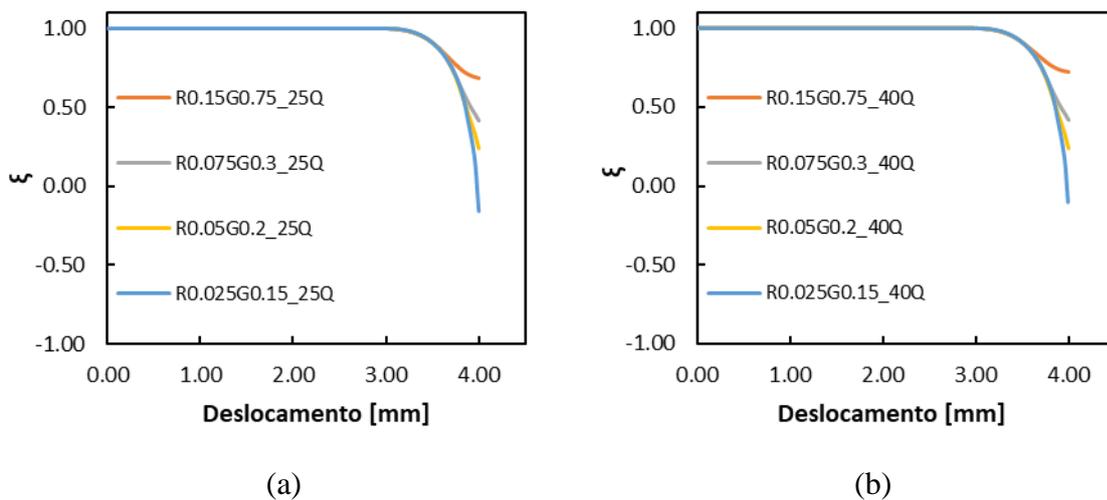


Figura 2.17. ξ em função do deslocamento para diferentes malhas de elementos finitos quadráticos: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

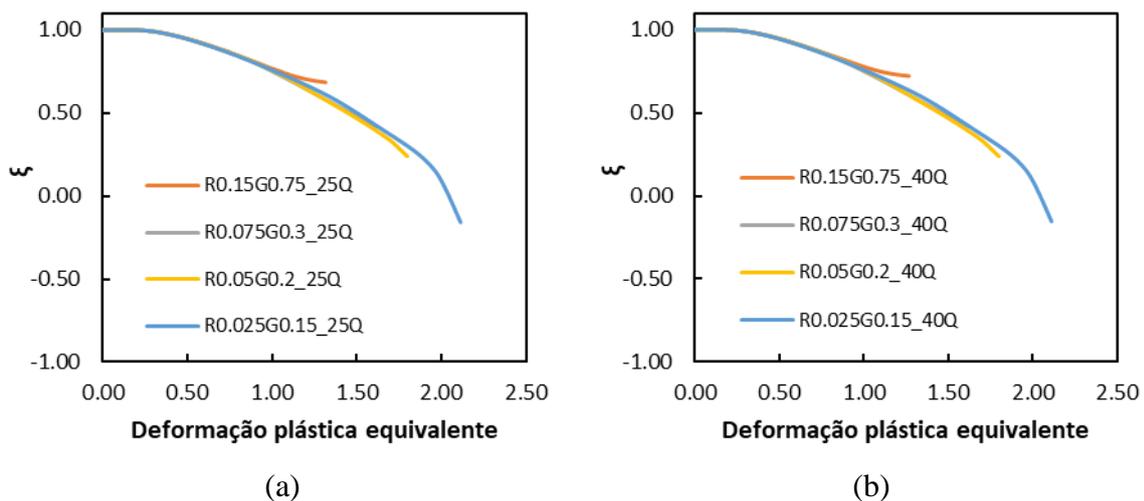


Figura 2.18. ξ em função da deformação plástica equivalente para diferentes malhas de elementos finitos quadráticos: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

2.2.3. Comparação entre elementos finitos lineares e quadráticos

Nesta secção apresenta-se a comparação direta entre discretizações com elementos finitos lineares e quadráticos, com o mesmo número de nós. A evolução da força com o deslocamento, apresentada na Figura 2.19, permite verificar que apenas ocorrem pequenas diferenças na força para valores do deslocamento superiores a 3.5 mm.

A Figura 2.20 mostra a evolução da tensão equivalente com a deformação plástica equivalente do PG mais central. Consta-se que a utilização de 4 elementos em espessura (4t), para elementos finitos lineares, ou 2 elementos em espessura (4t), para

elementos finitos quadráticos, resulta num aumento da deformação plástica, em relação à prevista com um menor número de elementos em espessura. Por outro lado, é possível observar que as malhas de elementos quadráticos apresentam uma menor deformação plástica equivalente do que as malhas de elementos lineares. Em relação às malhas de mesmo tipo e mesmo número de elementos em espessura, apenas se verifica que a deformação plástica equivalente é ligeiramente inferior para o provete com 40% de malha mais refinada.

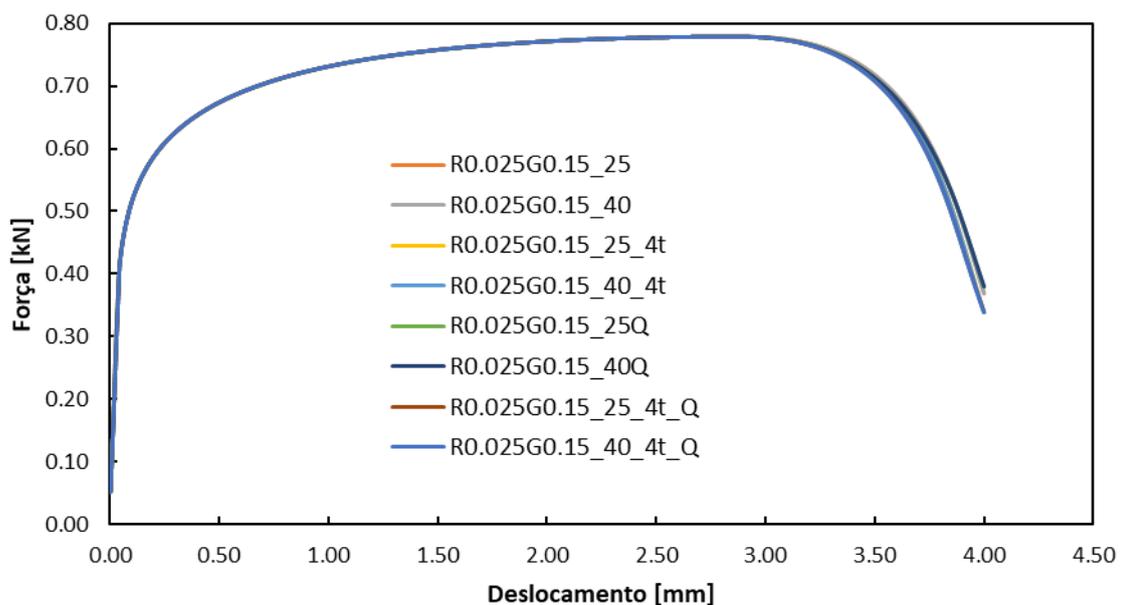


Figura 2.19. Curvas força-deslocamento para diferentes tipos de malha com as dimensões de elementos R0.025G0.15.

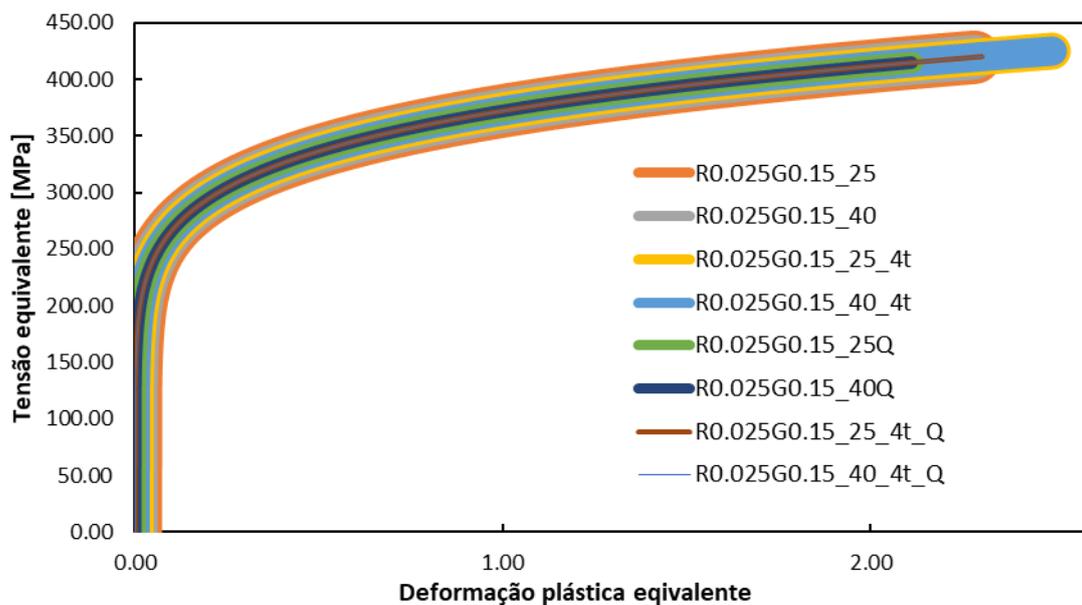


Figura 2.20. Curvas tensão equivalente-deformação plástica equivalente para diferentes tipos de malha com as dimensões de elementos R0.025G0.15.

Em relação à geometria final de $\frac{1}{4}$ do provete, a análise da Figura 2.21 mostra que não são visíveis diferenças significativas. No entanto, é possível visualizar a influência do número de camadas em espessura, no caso dos elementos finitos quadráticos.

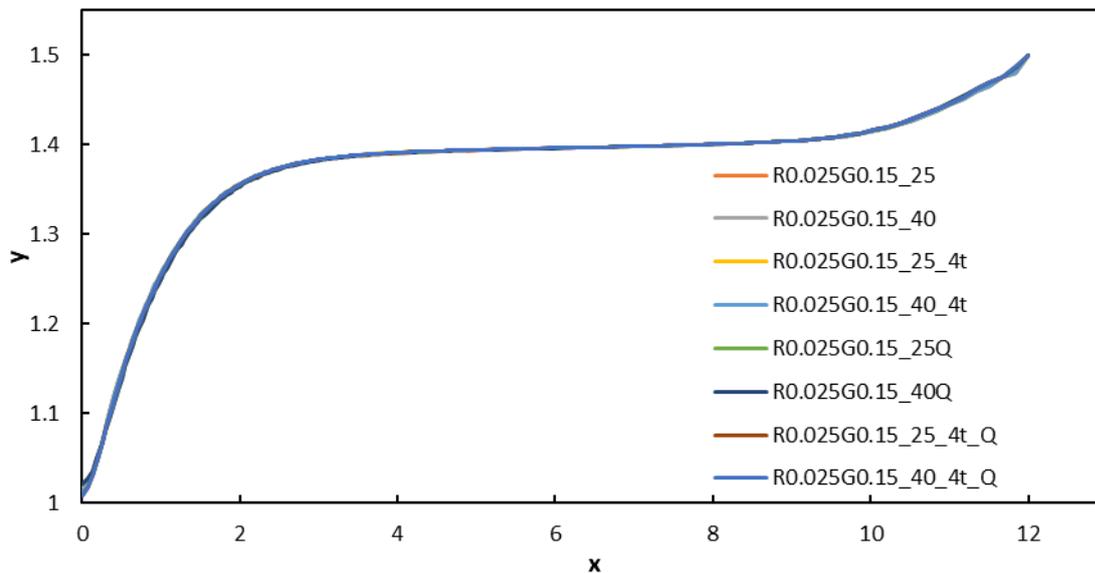


Figura 2.21. Geometria final de $\frac{1}{4}$ do provete para diferentes tipos de malha com as dimensões de elementos R0.025G0.15.

Relativamente ao parâmetro de Lode verifica-se o que se tinha constatado no subcapítulo 2.2.2. Importa realçar que as evoluções são idênticas para as discretizações em que apenas se altera a dimensão da zona refinada de 25% para 40%. Por essa razão, do total de 8 séries apenas é possível identificar de forma clara 4. As malhas com elementos finitos lineares atingem valores para o parâmetro de Lode inferiores às malhas quadráticas (ver Figura 2.22). Também em relação ao parâmetro de Lode verifica-se uma ligeira diferença entre malhas com diferente número de elementos em espessura, sendo que as que têm 4 elementos em espessura (lineares) e 2 elementos em espessura (quadráticas) apresentam um valor absoluto menor para o parâmetro de Lode para o mesmo deslocamento ou deformação, sendo a diferença mais perceptível em relação à deformação. Assim, esta evolução parece estar relacionada com as pequenas diferenças observadas para a evolução da deformação plástica equivalente.

A Figura 2.23 apresenta a comparação da evolução da triaxialidade, com o deslocamento e a deformação plástica equivalente. Esta figura evidencia as oscilações observadas anteriormente para as malhas quadráticas (ver secção 2.2.2). Na análise das curvas da Figura 2.20 e Figura 2.22 observam-se ligeiras diferenças entre as discretizações

“4t” e as restantes. Também nas curvas relativas à triaxialidade (ver Figura 2.23) estas diferenças são mais evidentes, sendo que são mais acentuadas no caso das malhas quadráticas.

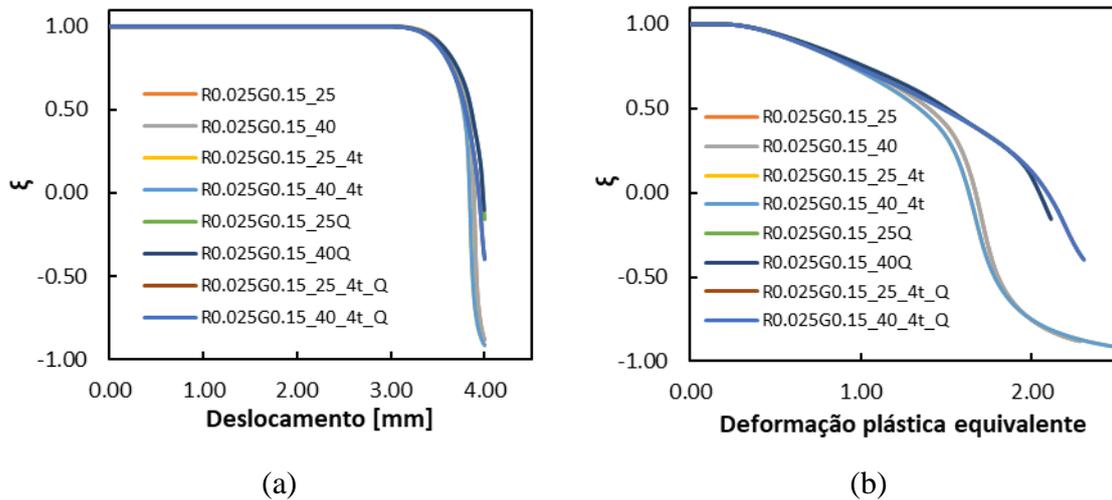


Figura 2.22. Evolução do parâmetro de Lode para diferentes tipos de malha com as dimensões de elementos R0.025G0.15: (a) ξ em função do deslocamento, (b) ξ em função da deformação plástica equivalente.

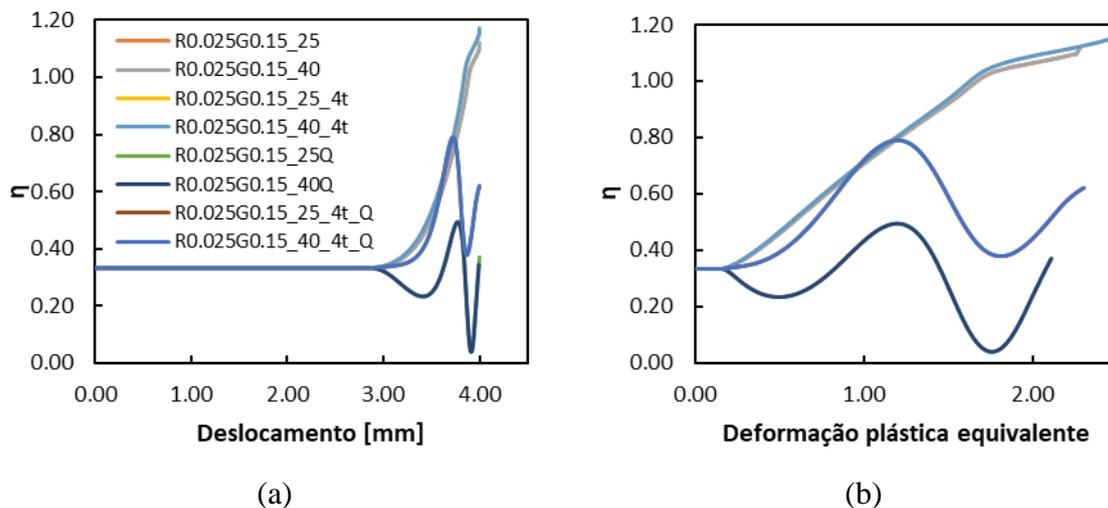


Figura 2.23. Triaxialidade para diferentes tipos de malha com as dimensões de elementos R0.025G0.15 - (a) η em função do deslocamento, (b) η em função da deformação plástica equivalente. As séries são idênticas para (a) e (b).

De seguida apresentam-se às distribuições das variáveis que caracterizam o estado de tensão, ao longo da zona central do provete no plano Oxz. Apesar de o *software* GID atualmente já permitir o pós-processamento de elementos finitos quadráticos de 27 nós, optou-se por converter cada um destes elementos em 8 elementos finitos lineares, apenas

para auxiliar a comparação. Neste contexto, importa realçar aos 8 pontos de Gauss de cada elemento finito linear são atribuídos os mesmos valores determinados para apenas 1 ponto de Gauss do elemento quadrático. Assim, a suavização realizada aquando da passagem das variáveis dos pontos de Gauss para os nós é idêntica para os elementos finitos lineares e quadráticos. Além disso, no caso das discretizações com elementos lineares, também foi feita a análise da distribuição para os pontos de Gauss. De notar, que a análise foi realizada apenas para o instante correspondente ao deslocamento máximo.

A Figura 2.24 apresenta a distribuição da deformação plástica equivalente, sendo possível observar que esta variável apresenta uma evolução sem fortes oscilações, mesmo quando se analisa a distribuição nos pontos de Gauss. O mesmo comportamento é observado para a distribuição da tensão equivalente, como se mostra na Figura 2.25. No entanto, esta variável apresenta pequenas oscilações na distribuição nos pontos de Gauss, em particular nos valores calculados para cada elemento finito linear. Num estudo realizado para provetes com uma maior razão entre a largura e a espessura ($w/t=20$), o que promove uma banda de localização de deformação, não se observam oscilações nos pontos de Gauss, nem para os valores de tensão equivalente, nem para os valores de deformação plástica equivalente, o que confirma que o trabalho plástico é sempre avaliado de forma correta (Brito, Oliveira, Neto, Alves, & Menezes, 2019). Nesse exemplo foi analisada a evolução das variáveis que caracterizam o estado de tensão, para um valor máximo de deformação plástica equivalente de 80%. Este facto pode indiciar que as oscilações se agravam com o aumento da deformação plástica equivalente.

A Figura 2.26 mostra como varia a triaxialidade no interior do provete. Verifica-se que no caso da malha quadrática (a), dentro de um só elemento a triaxialidade atinge tanto o valor mais elevado como o mais baixo. Esta diferença de amplitudes já não é visível no caso da malha com elementos lineares. A Figura 2.27 apresenta a distribuição da tensão média, que apresenta oscilações idênticas à observada para a triaxialidade. Este facto parece confirmar a influência deste parâmetro na triaxialidade (ver equação (1.12)), e no parâmetro de Lode, uma vez que as componentes do tensor desviador também são função da tensão média (ver equação (1.6)).

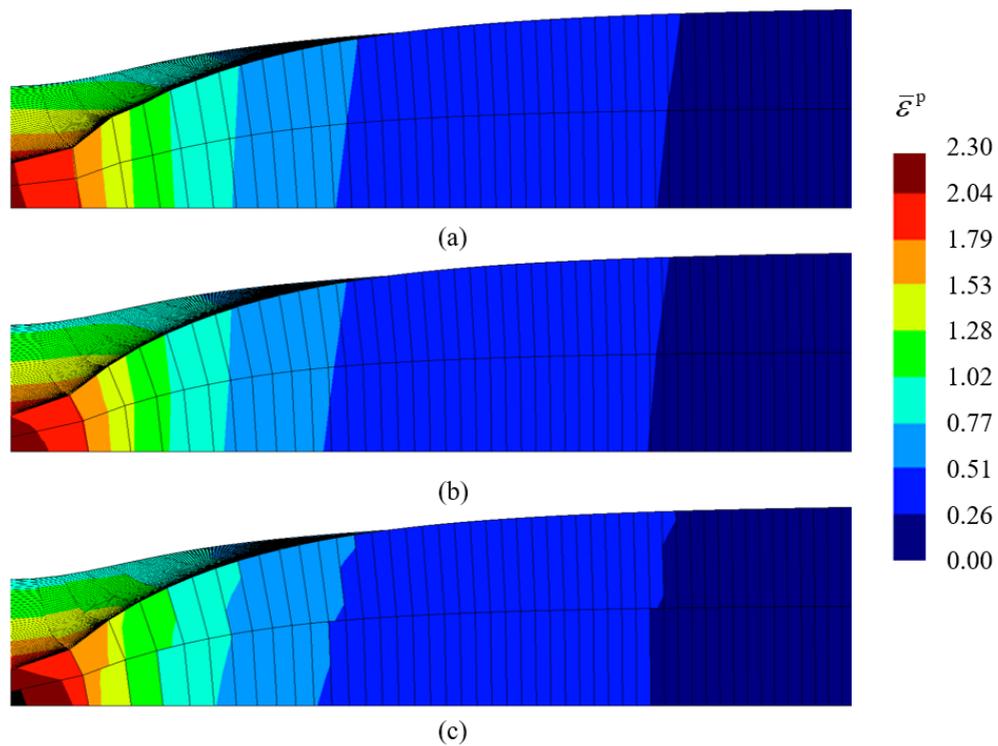


Figura 2.24. Distribuição da deformação plástica equivalente na zona interior do provete para a malha R0.025G0.15_25: (a) estudo nos nós da malha quadrática; (b) estudo nos nós da malha linear; (c) estudo nos pontos de Gauss da malha linear.

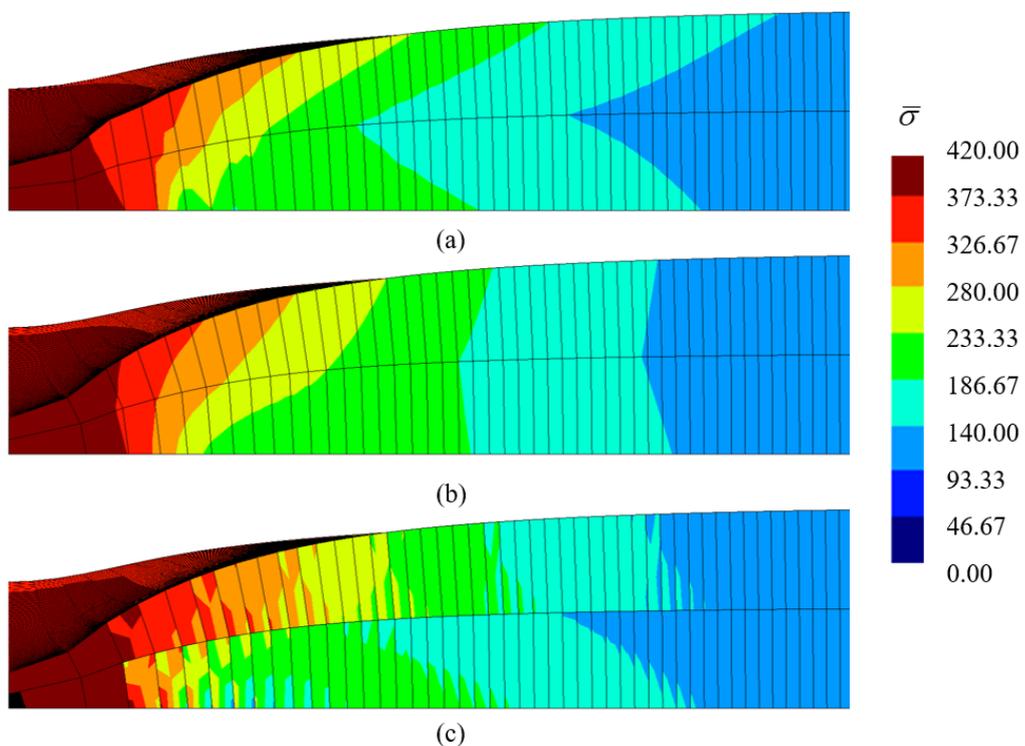


Figura 2.25. Distribuição da tensão equivalente na zona interior do provete para a malha R0.025G0.15_25: (a) estudo nos nós da malha quadrática; (b) estudo nos nós da malha linear; (c) estudo nos pontos de Gauss da malha linear.

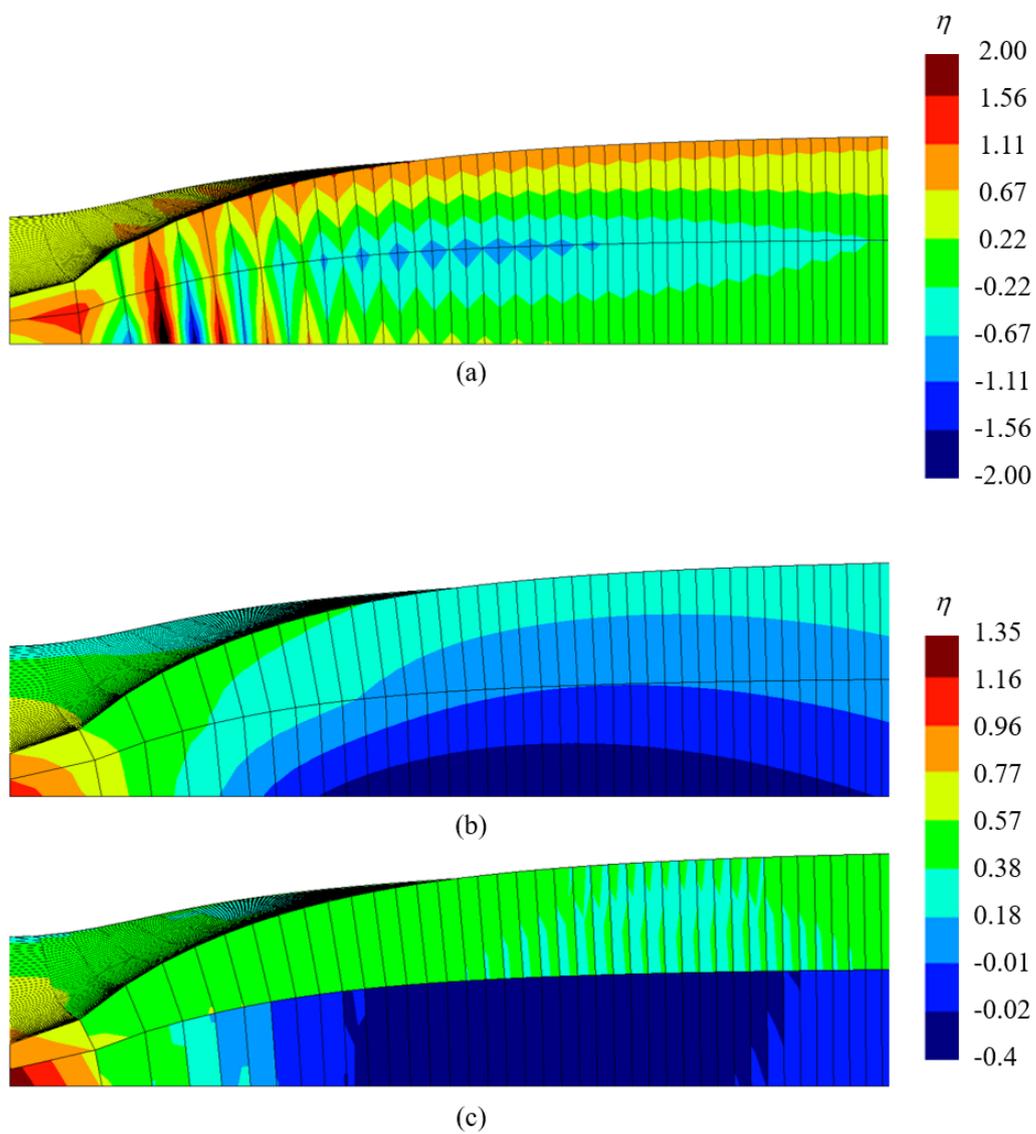


Figura 2.26. Distribuição da triaxialidade na zona interior do provete para a malha R0.025G0.15_25: (a) estudo nos nós da malha quadrática; (b) estudo nos nós da malha linear; (c) estudo nos pontos de Gauss da malha linear.

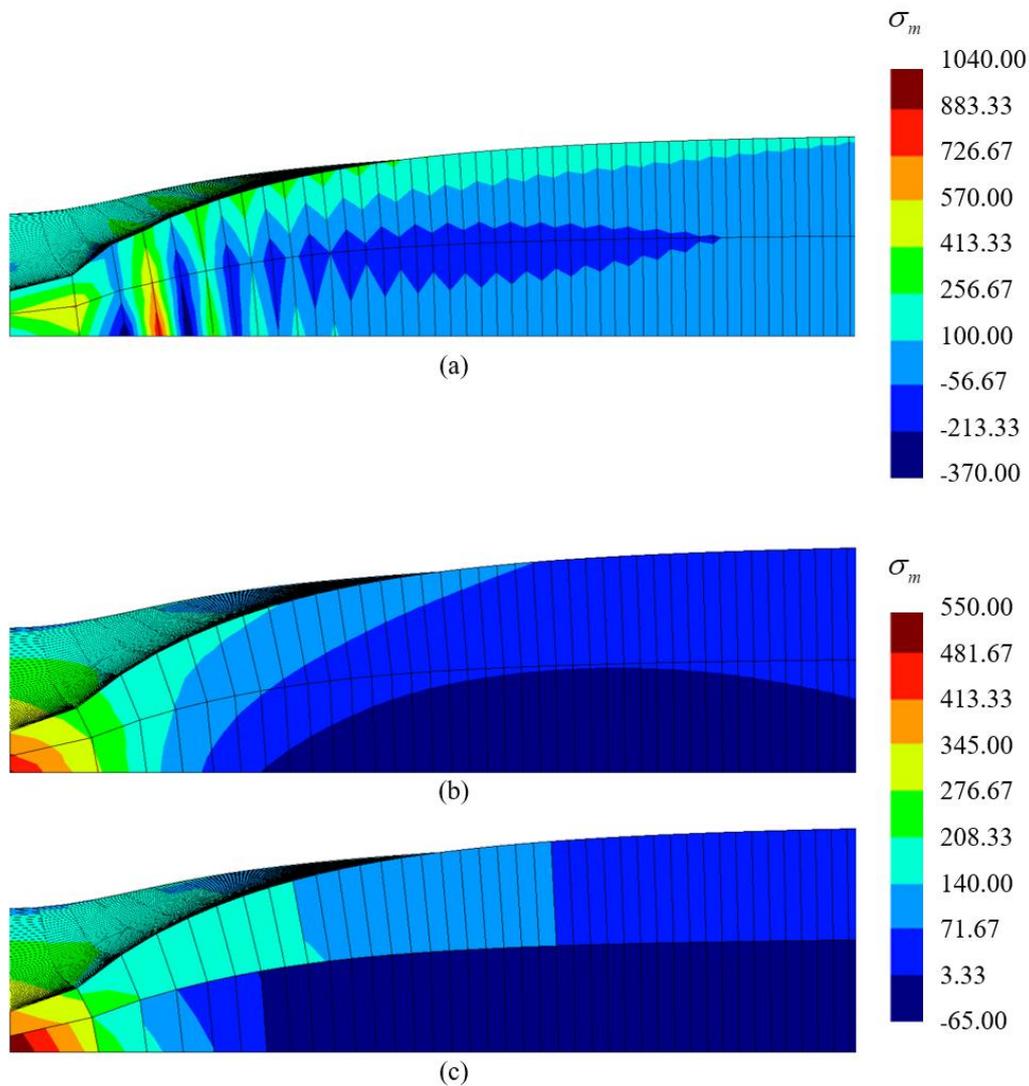


Figura 2.27. Distribuição da tensão média na zona interior do provete para a malha R0.025G0.15_25: (a) estudo nos nós da malha quadrática; (b) estudo nos nós da malha linear; (c) estudo nos pontos de Gauss da malha linear.

2.3. Tipo de integração

2.3.1. Comparação – Malha R0.5G1.5

As condições de fronteira e de solitação adotadas no ABAQUS são idênticas às utilizadas no DD3IMP. No entanto, observa-se uma diferença significativa na análise dos resultados da evolução da força. No DD3IMP foi analisada a evolução da componente na direção Ox. No entanto, no ABAQUS, quando é considerada a componente da força segundo Ox, a curva força-deslocamento apresenta valores inferiores aos obtidos com o DD3IMP,

como se mostra na Figura 2.28. Contudo, quando é realizado o somatório das componentes do vetor de força, obtido para cada nó localizado na zona de aplicação da força, segundo x, y e z, e é calculada a magnitude do vetor global, é possível ver que esta se aproxima da curva obtida pelo DD3IMP. Procedendo da mesma forma no DD3IMP, isto é considerando todas as componentes da força, a diferença entre magnitude do vetor global e a componente Ox é residual. Esta diferença parece resultar da diferente estratégia de integração dos elementos. Por este motivo, opta-se por apresentar a comparação de resultados entre os dois códigos tendo em conta a magnitude da força e não somente o somatório das forças segundo x.

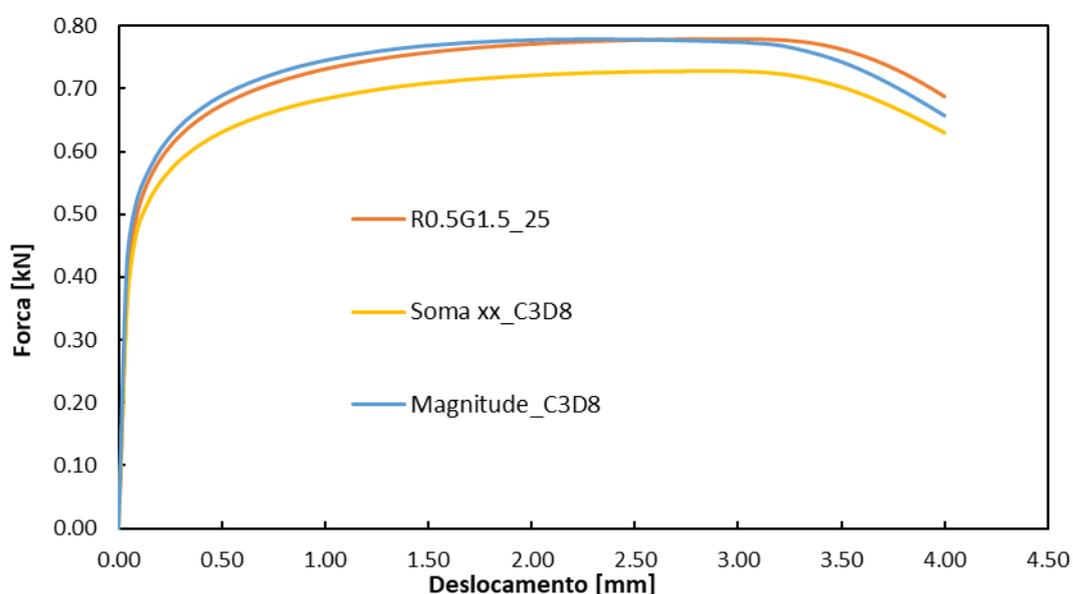


Figura 2.28. Curvas força-deslocamento para a malha R0.5G1.5_25. Comparação entre a curva do DD3IMP(R0.5G1.5_25), e as do ABAQUS com elementos de integração normal considerando só o somatório das forças em x (Soma_xx) e o somatório das forças em x, y e z (Magnitude).

A Figura 2.29 apresenta a evolução da força com o deslocamento e permite observar que a integração reduzida (C3D8R) e a integração reduzida seletiva (C3D8) do ABAQUS conduzem a um comportamento semelhante ao obtido com o DD3IMP (R0.5G1.5_25). A curva correspondente ao elemento com integração incompatível apresenta valores mais elevados e um comportamento estranho na transição entre o regime elástico e plástico. A integração reduzida seletiva conduz a um valor mais próximo do obtido com o DD3IMP para a força máxima, sendo que esta é sobrestimada com a integração reduzida e incompatível. Para além disso, a integração reduzida subestima o deslocamento à carga máxima.

A Figura 2.30 apresenta a evolução da tensão com a deformação plástica equivalente para o PG mais próximo do ponto central do provete. Como seria de prever a evolução é idêntica para todos os tipos de integração, uma vez que a lei de encruamento utilizada é a mesma, sendo que a integração incompatível atinge valores superiores de deformação plástica equivalente. As restantes curvas apresentam um comportamento muito próximo entre si.

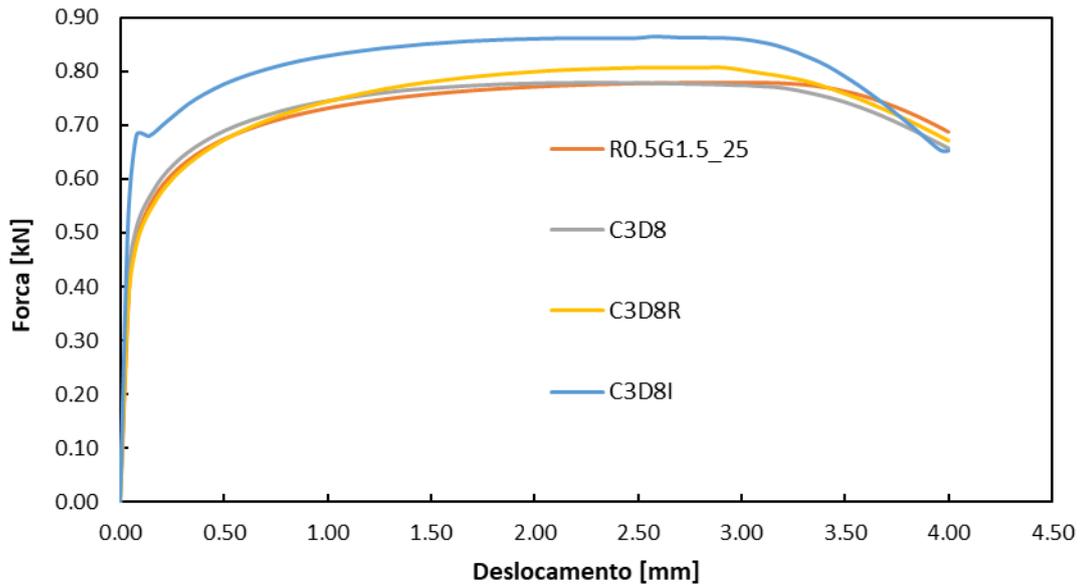


Figura 2.29. Curvas força-deslocamento para a malha R0.5G1.5_25. Comparação entre a curva do DD3IMP(R0.5G1.5_25) e as do ABAQUS com diferentes tipos de integração.

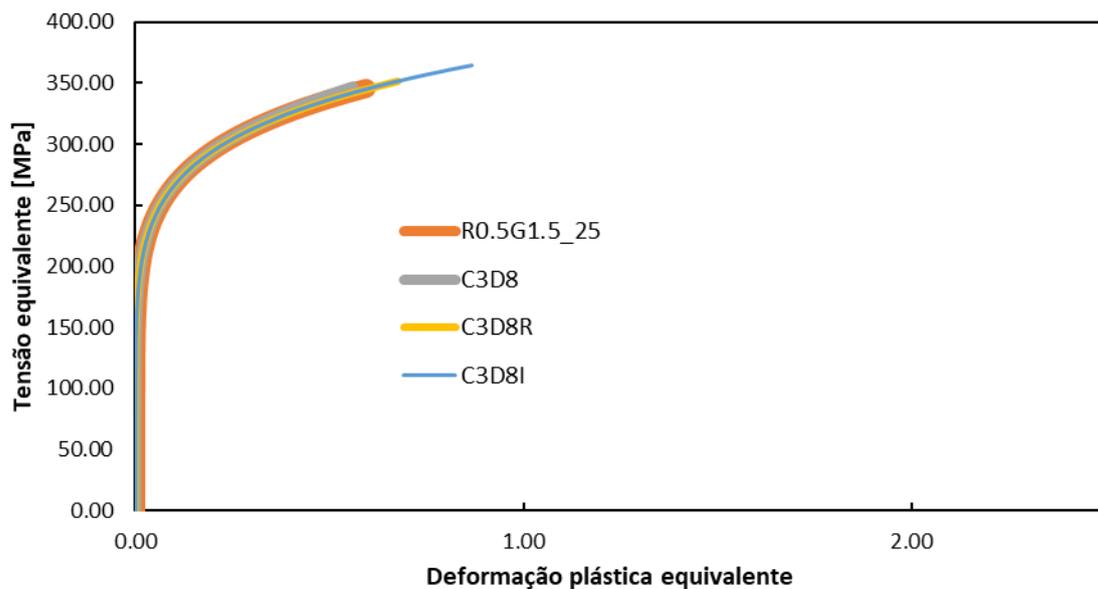


Figura 2.30. Curvas tensão equivalente-deformação plástica equivalente para a malha R0.5G1.5_25. Comparação entre a curva do DD3IMP (R0.5G1.5_25) e as do ABAQUS com elementos de diferentes tipos de integração.

A evolução do parâmetro de Lode e da triaxialidade em função do deslocamento e da deformação plástica equivalente, são apresentadas na Figura 2.31 e na Figura 2.32, respetivamente. A diferença mais notória é que a triaxialidade aumenta mais com a deformação plástica equivalente no ensaio realizado com o DD3IMP, enquanto que o parâmetro de Lode permanece mais estável. Na análise dos dois parâmetros observa-se uma inversão da evolução no final das curvas da integração incompatível.

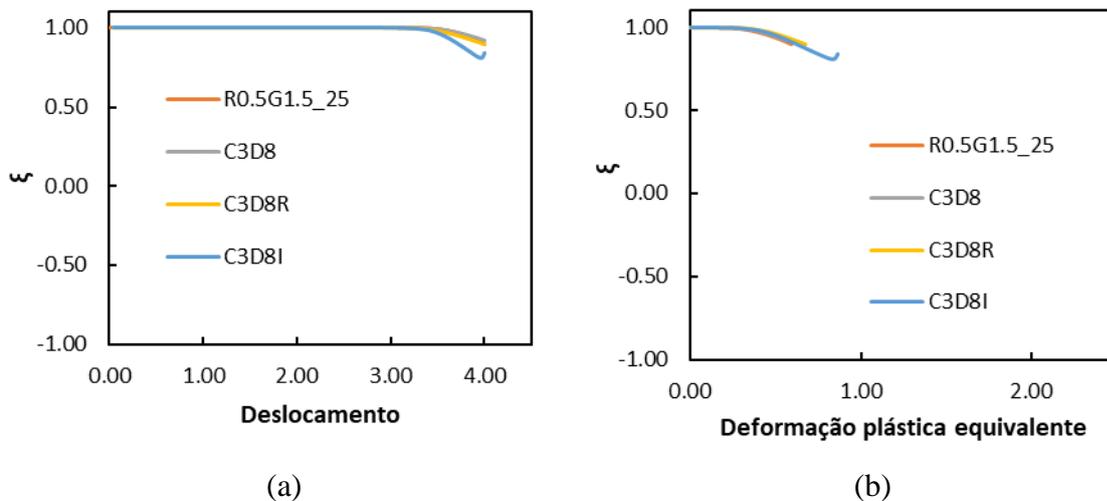


Figura 2.31. Curvas relativas ao parâmetro de Lode para a malha R0.5G1.5_25 com diferentes tipos de integração: (a) ξ em função do deslocamento; (b) ξ em função da deformação plástica equivalente

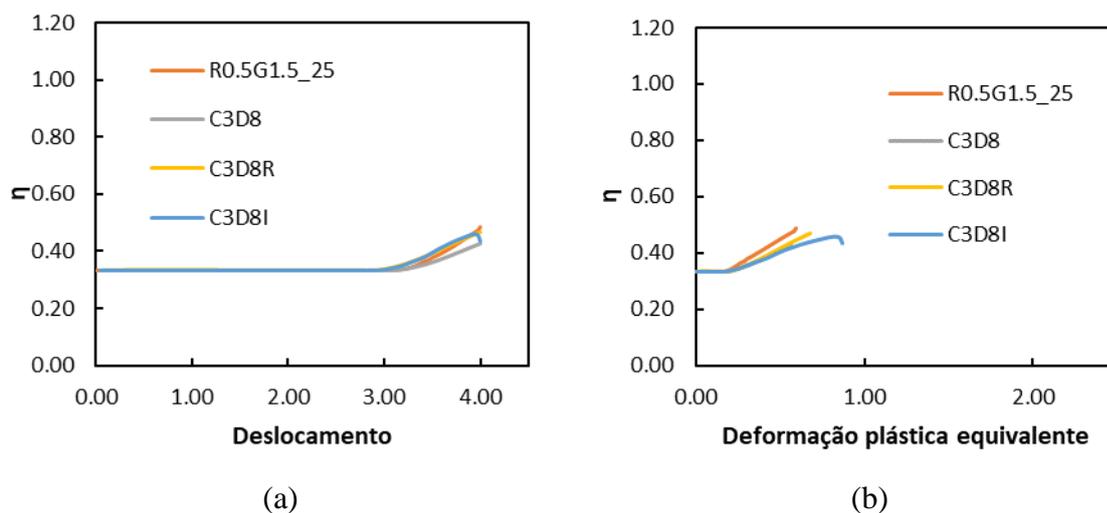


Figura 2.32. Curvas relativas à triaxialidade para a malha R0.5G1.5_25 com diferentes tipos de integração: (a) η em função do deslocamento, (b) η em função da deformação plástica equivalente

A Figura 2.33 apresenta a distribuição da deformação plástica equivalente na zona central do provete, para os diferentes tipo de integração. Verifica-se que para a

integração incompatível a deformação atinge valores mais elevados que as restantes (ver Figura 2.30). Apesar de todas as imagens terem a mesma escala e as mesmas cores, devido às diferenças de iluminação e configurações dos dois programas, existem algumas diferenças entre as figuras retiradas através do ABAQUS ((a), (b) e (c)) e a figura do GiD (d).

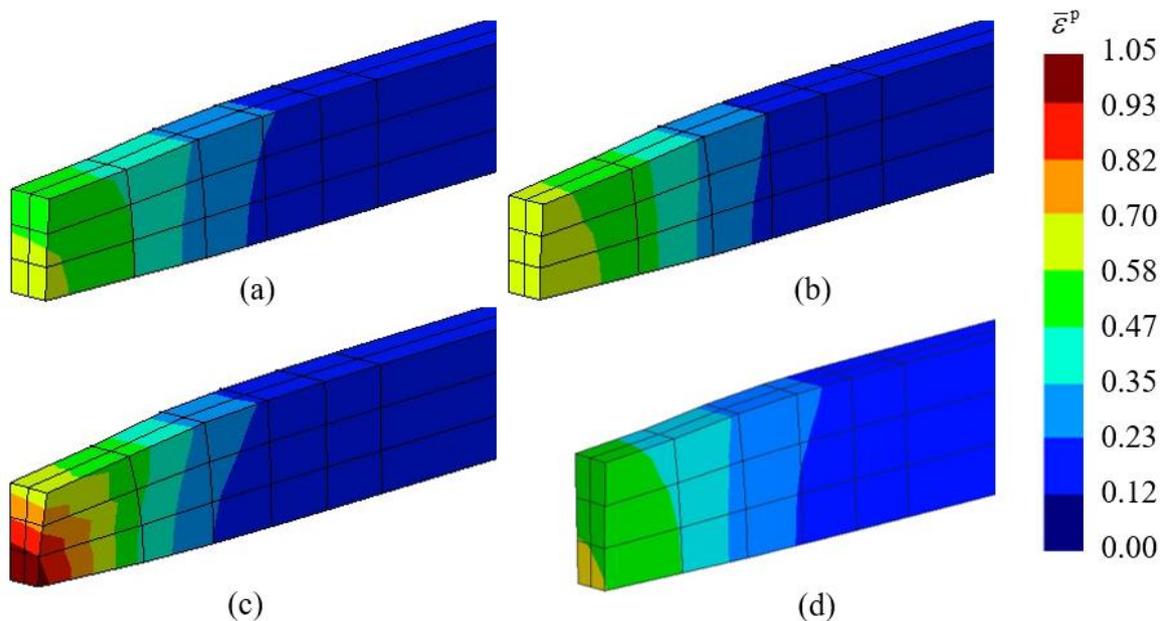


Figura 2.33. Deformação plástica no local da estrição para a malha R0.5G1.5_25: (a) C3D8; (b) C3D8R; (c) C3D8I; (d) DD3IMP (R0.5G1.5_25).

2.3.1. Comparação – Malha R0.15G0.75

A Figura 2.34 apresenta as curvas força-deslocamento obtidas para a malha R0.15G0.75, sendo possível constata-se que a maior diferença ocorre novamente para a integração incompatível, que sobrestima a força. A diminuição da dimensão dos elementos elimina o efeito observado na Figura 2.29 na transição entre o regime elástico e o plástico, para este tipo de integração. Para além disso, o valor de força máxima e deslocamento máximo também tendem para valores idênticos, exceto no caso que recorre à integração incompatível.

A análise do conjunto de simulações realizadas com o ABAQUS (ver Figura 2.35) permite concluir que o tipo de integração dita a forma da curva de força. O tipo de integração menos sensível à dimensão do elemento finito no plano é a reduzida seletiva.

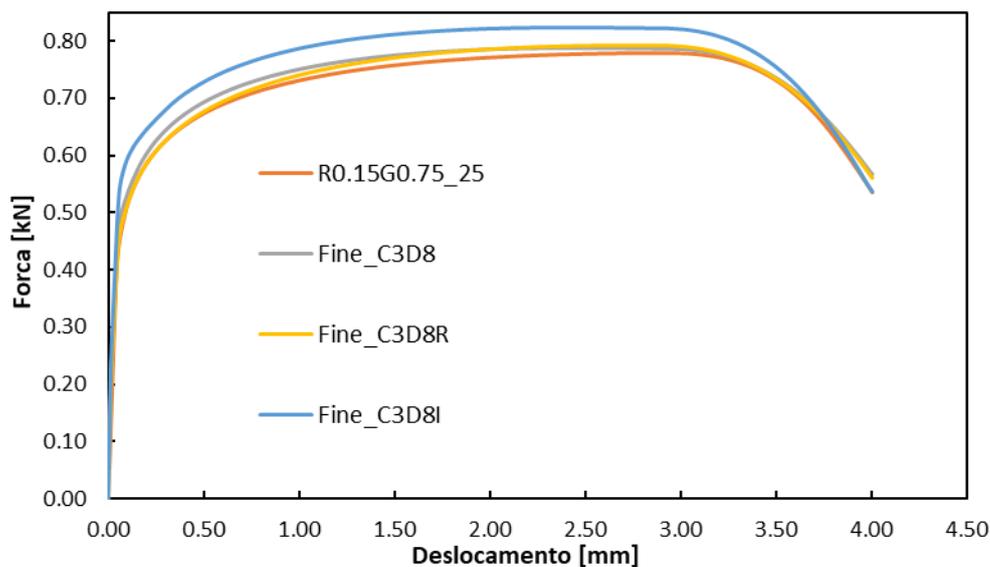


Figura 2.34. Curvas força-deslocamento para a malha R0.15G0.75_25. Comparação entre a curva do DD3IMP (R0.15G0.75_25) e as do ABAQUS com elementos de diferentes tipos de integração.

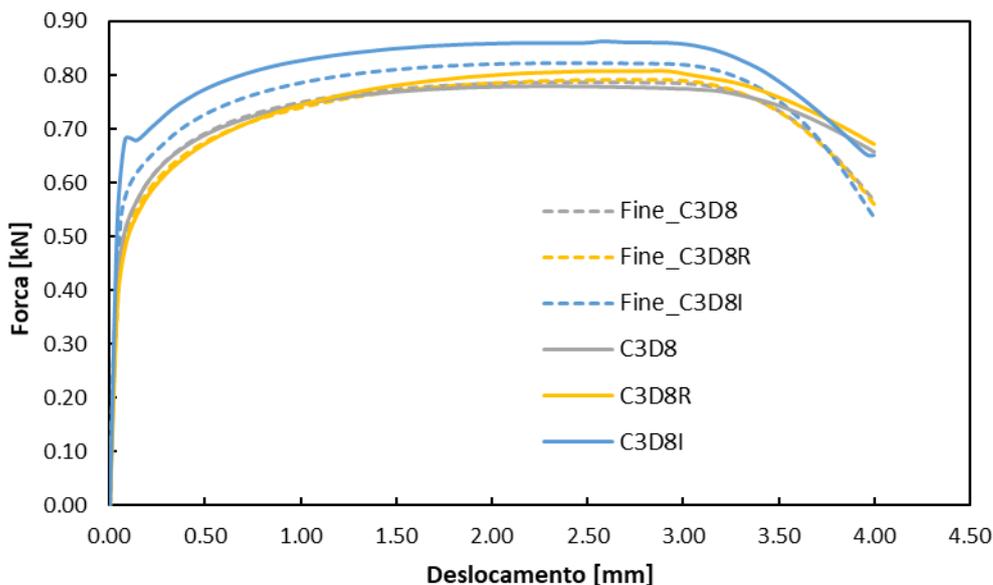


Figura 2.35. Curvas força-deslocamento para a malha R0.5G1.5_25 e R0.15G0.75_25. Comparação entre as curvas do ABAQUS com elementos de diferentes tipos de integração.

A Figura 2.35 mostra que a adoção de uma discretização mais refinada no ABAQUS conduz a uma estimativa para a força no final do ensaio bastante semelhante, qualquer que seja o tipo de integração adotado. No entanto, a evolução da tensão equivalente com a deformação plástica equivalente, apresentada na Figura 2.36 para a malha R0.15G0.75, mostra que, novamente, a simulação C3D8I é a que atinge valores de deformação mais elevados. Observa-se também que são atingidas deformações plásticas

equivalentes superiores aos obtidos para a discretização mais grosseira (R0.5G1.5), comportamento idêntico ao observado com o DD3IMP.

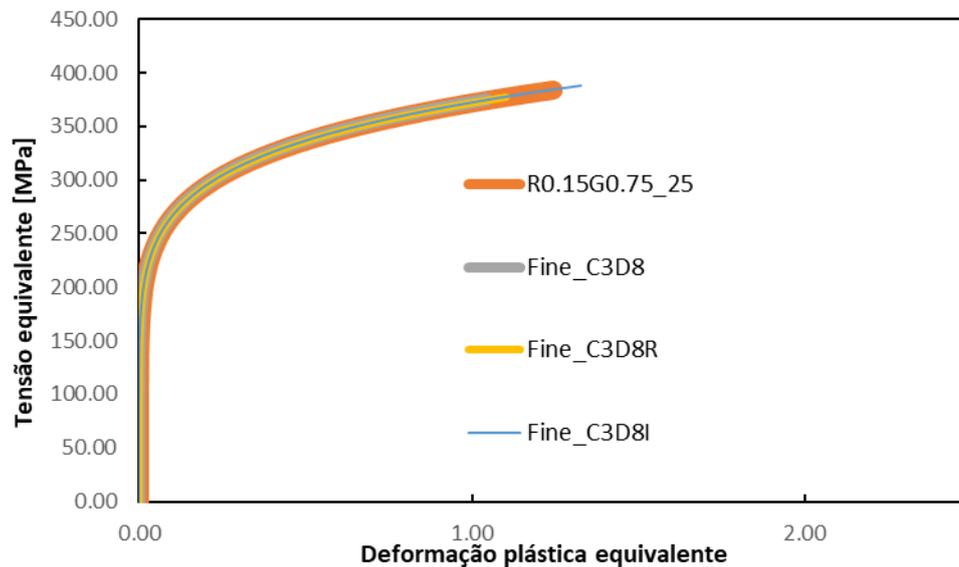


Figura 2.36. Curvas tensão equivalente-deformação plástica equivalente para a malha R0.15G0.75. Comparação entre a curva do DD3IMP (R0.15G0.75_25) e as do ABAQUS com elementos de diferentes tipos de integração.

A evolução do parâmetro de Lode e da triaxialidade são apresentadas na Figura 2.37 e Figura 2.38, respectivamente. Para esta discretização as diferenças entre os tipos de integração tornam-se negligenciáveis no ABAQUS, sendo que o aumento da deformação plástica se traduz numa maior alteração do parâmetro de Lode e da triaxialidade, tal como ocorre nas simulações realizadas com o DD3IMP. No entanto, ocorre uma maior variação da triaxialidade e do parâmetro de Lode com a deformação, nas simulações realizadas com o DD3IMP.

A Figura 2.39 mostra a distribuição da deformação plástica na zona central do provete. Tal como para a discretização mais grosseira (ver Figura 2.33) o maior valor de deformação ocorre para a integração incompatível.

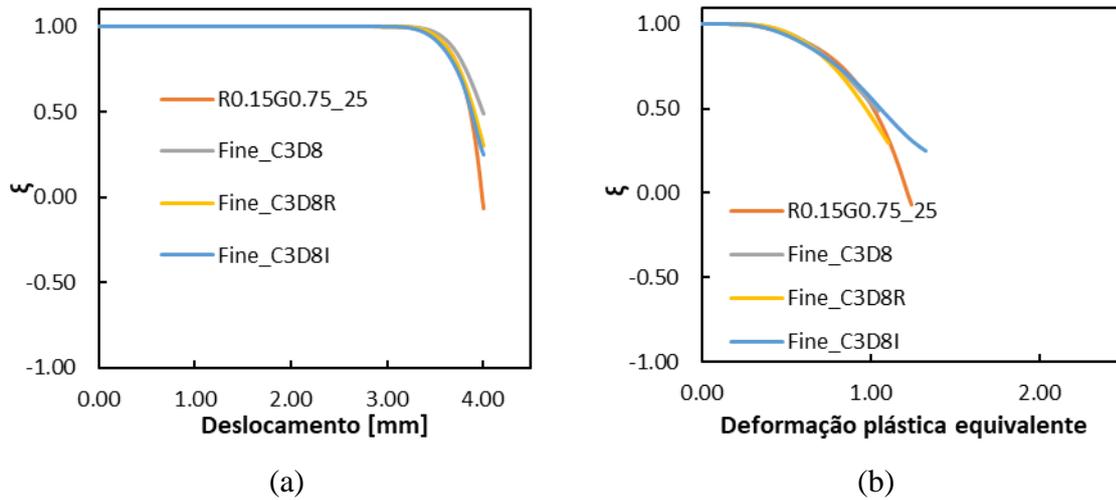


Figura 2.37. Curvas relativas ao parâmetro de Lode para a malha R0.5G1.5_25 com diferentes tipos de integração: (a) ξ em função do deslocamento, (b) ξ em função da deformação plástica equivalente

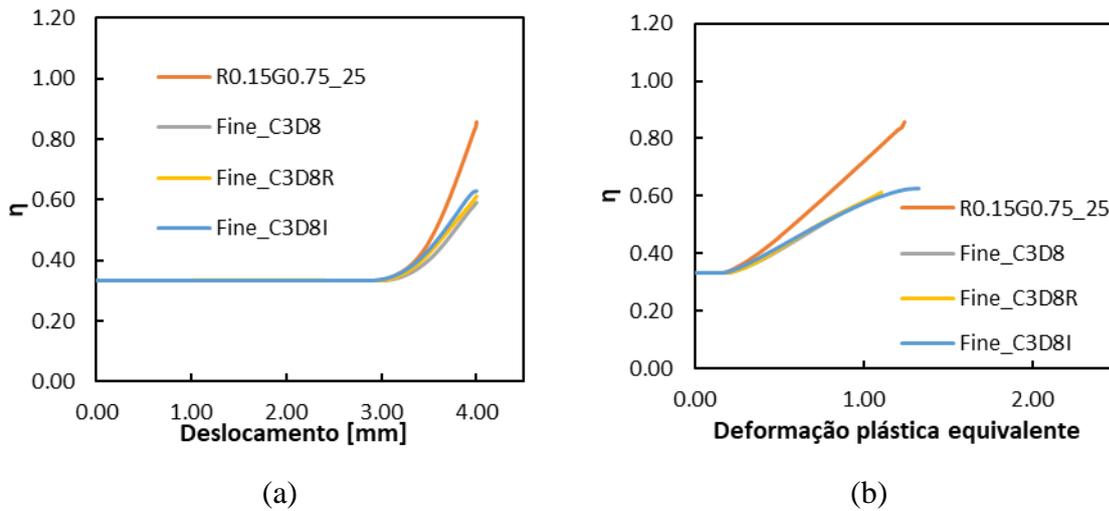


Figura 2.38. Curvas relativas à triaxialidade para a malha R0.15G0.75_25 com diferentes tipos de integração: (a) η em função do deslocamento, (b) η em função da deformação plástica equivalente

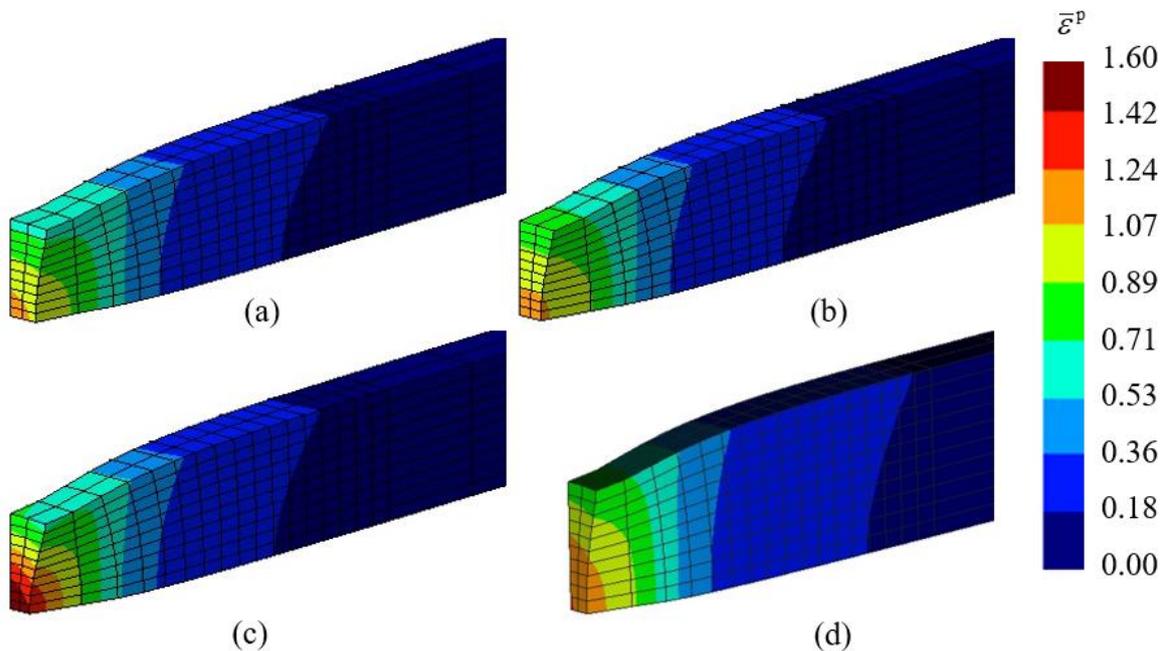


Figura 2.39. Deformação plástica no local da estrição para a malha R0.15G0.75: (a) C3D8; (b) C3D8R; (c) C3D8I; (d) DD3IMP (R0.15G0.75_25)

2.3.2. Análise para diferentes pontos de Gauss

Nas secções anteriores foi apresentada a evolução das variáveis associadas ao ponto de integração mais próximo do centro, durante o ensaio. No entanto, esta análise não é suficiente para compreender as diferenças observadas entre as diferentes discretizações. Assim, de forma a aprimorar este estudo decidiu-se fazer a análise das mesmas variáveis para todos os pontos de Gauss presentes na linha vermelha representada na Figura 2.40, i.e. localizados em $y=0.0$ mm e $z=0.0$ mm.

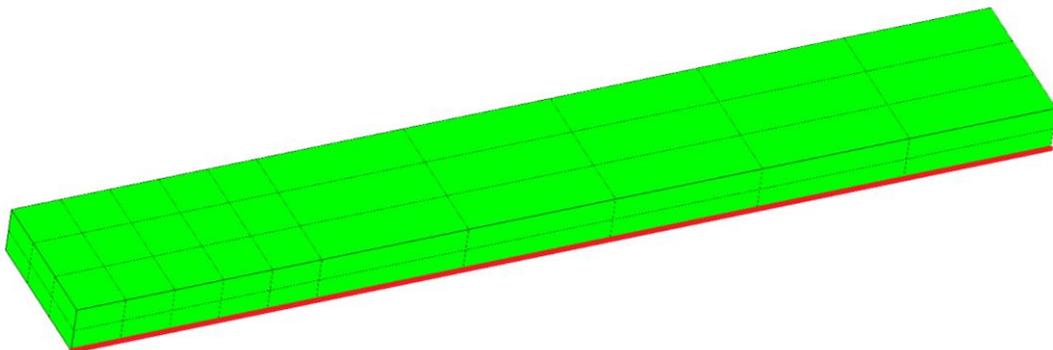


Figura 2.40. Linha dos pontos de Gauss em estudo.

Esta análise foi realizada para dois valores de deslocamento: correspondentes à carga máxima e para o valor final de deslocamento de 2.0 mm. Nas secções seguintes procede-se à análise da distribuição das variáveis que caracterizam o estado de tensão, para as duas discretizações adotadas no ABAQUS e no DD3IMP.

2.3.2.1. Deslocamento na carga máxima

O instante analisado nesta secção corresponde ao mais próximo da carga máxima, sendo que se procurou que seja sempre anterior. Neste instante, tanto os valores do parâmetro de Lode (ver Figura 2.41) como os valores da triaxialidade (ver Figura 2.42) apresentam valores constantes para todas as simulações, até ao ponto de Gauss que se encontra próximo de 10 mm. Esta zona não está efetivamente sujeita a um estado de tensão uniaxial, em consequência das condições de fronteira impostas aos nós inicialmente localizados no plano $x=10.0$ mm, de modo a garantir a localização. De facto, os nós localizados neste plano estarão mais próximos da deformação plana, que se caracteriza por apresentar um parâmetro de Lode nulo e uma triaxialidade superior a $1/3$. Assim, a partir desta coordenada, o valor do parâmetro de Lode apresenta uma tendência de diminuição, enquanto que o valor da triaxialidade tende a aumentar.

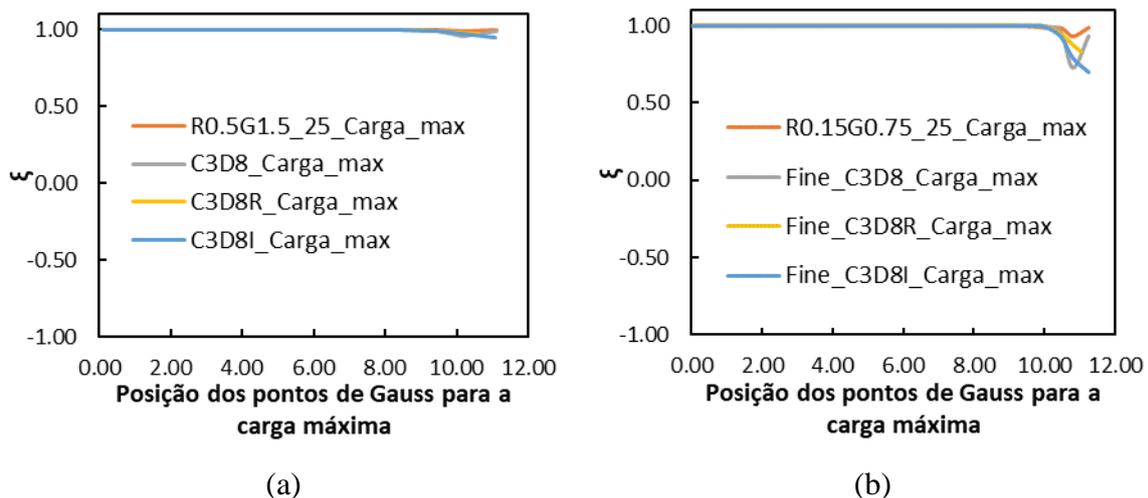


Figura 2.41. Curvas relativas ao parâmetro de Lode para a posição dos pontos de Gauss na carga máxima: (a) Malha R0.5G1.5 (b) Malha R0.15G0.75

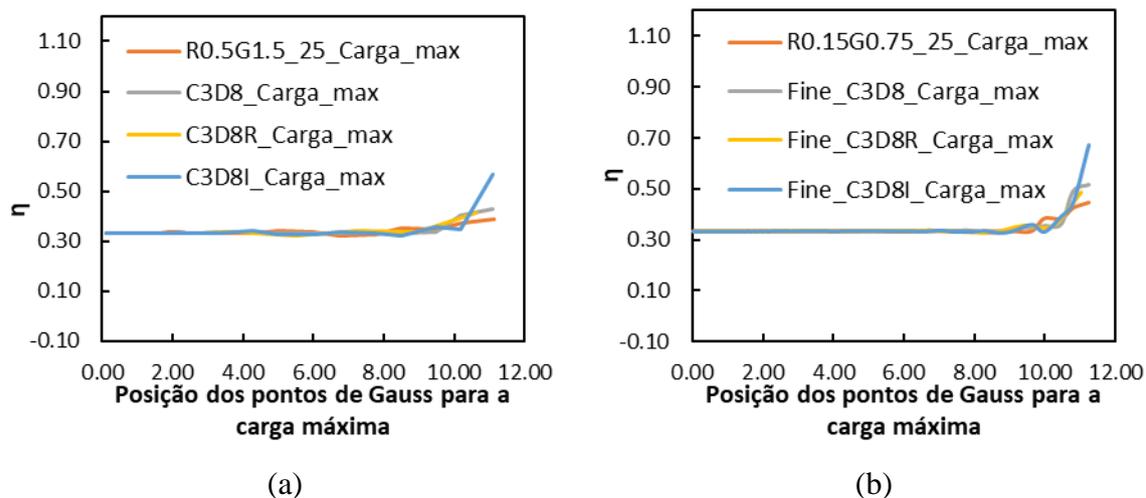


Figura 2.42. Curvas relativas à triaxialidade para a posição dos pontos de Gauss na carga máxima: (a) Malha R0.5G1.5 (b) Malha R0.15G0.75

2.3.2.2. Deslocamento final

Quando é realizado o estudo para o deslocamento final imposto ao provete de 2 mm, verifica-se que, para os diferentes pontos de Gauss em análise, o parâmetro de Lode apresenta grandes diferenças de ponto para ponto na zona de localização da deformação. Estas oscilações são ainda mais evidentes para a malha mais refinada e também para as simulações com elementos de integração incompatível, como se mostra na Figura 2.43. Também se constata que para os pontos de Gauss situados entre os 4 e os 10 mm não ocorrem estas oscilações apresentando para todas as simulações, dos dois refinamentos, um valor próximo de um. Isto ocorre porque estes pontos estão sujeitos a um menor valor de deformação plástica equivalente (ver Figura 2.33 e Figura 2.39). De realçar que a simulação realizada com o DD3IMP, para a malha mais refinada, apresenta um valor de parâmetro de Lode próximo de zero no plano de simetria e valores claramente inferiores para os pontos de Gauss próximo de 1 mm, quando comparado com as simulações realizadas com o ABAQUS, exceto a que recorre à integração incompatível.

Relativamente à triaxialidade pode ser feita uma análise semelhante à realizada para o parâmetro de Lode: as maiores oscilações ocorrem para os pontos de Gauss situados entre 0 e 4 mm, sendo que a partir dos 4 mm e até os 10 mm apresentam um valor constante próximo de 1/3 (ver Figura 2.44). A partir dos 10 mm começam novamente a ocorrer pequenas oscilações para o valor da triaxialidade, sendo que o valor desta aumenta à medida que os pontos de Gauss se aproximam dos 12 mm. De realçar que a simulação realizada com o DD3IMP, para a malha mais refinada, apresenta um valor de triaxialidade muito superior

no plano de simetria e valores claramente inferiores para os pontos de Gauss próximo de 1 mm, quando comparado com as simulações realizadas com o ABAQUS.

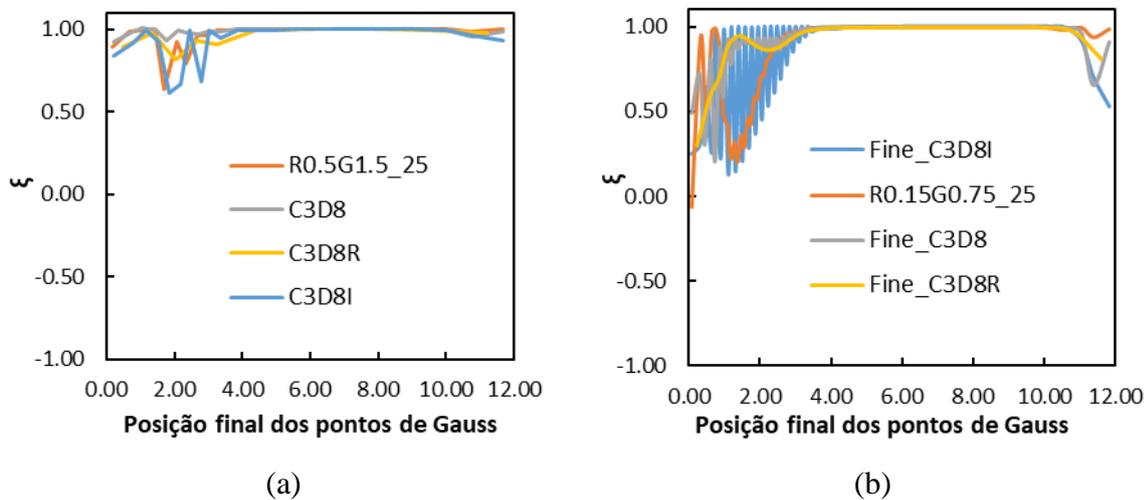


Figura 2.43. Curvas relativas ao parâmetro de Lode para a posição final dos pontos de Gauss: (a) Malha R0.5G1.5 (b) Malha R0.15G0.75. Em (b) a ordem das séries foi alterada para permitir visualizar todas as séries.

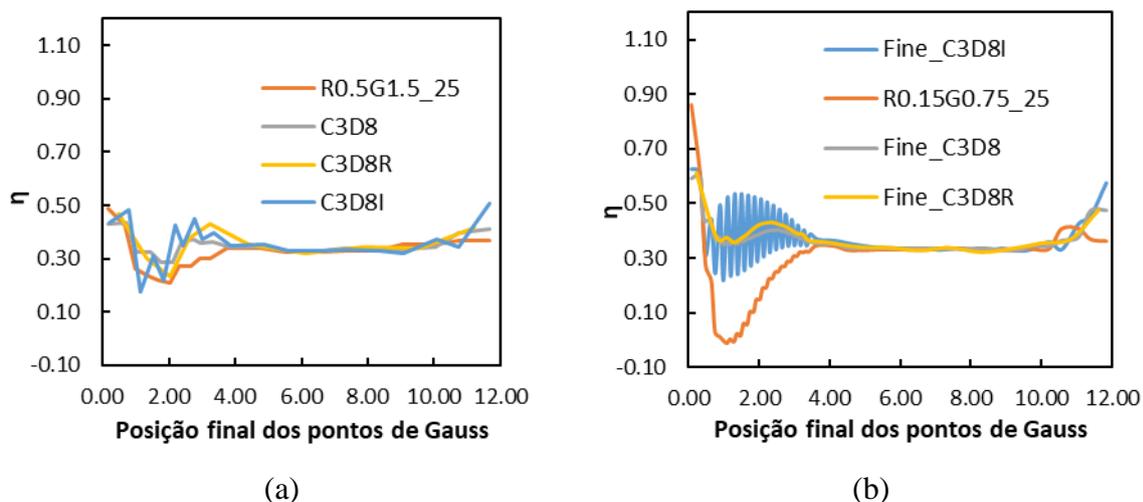


Figura 2.44. Curvas relativas à triaxialidade para a posição final dos pontos de Gauss: (a) Malha R0.5G1.5 (b) Malha R0.15G0.75. Em (b) a ordem das séries foi alterada para permitir visualizar todas as séries.

A Figura 2.45 apresenta a distribuição da tensão equivalente ao longo do provete, sendo que também esta variável apresenta oscilações, em particular na zona do provete com maior deformação plástica. Este resultado parece indicar que o trabalho plástico também apresenta oscilações, ao contrário do observado por (Brito et al., 2019). No entanto, importa realçar, que neste trabalho foram analisados resultados para valores de deformação plástica

equivalente superiores a 100%, enquanto que o valor máximo considerado no trabalho mencionado foi de 80%.

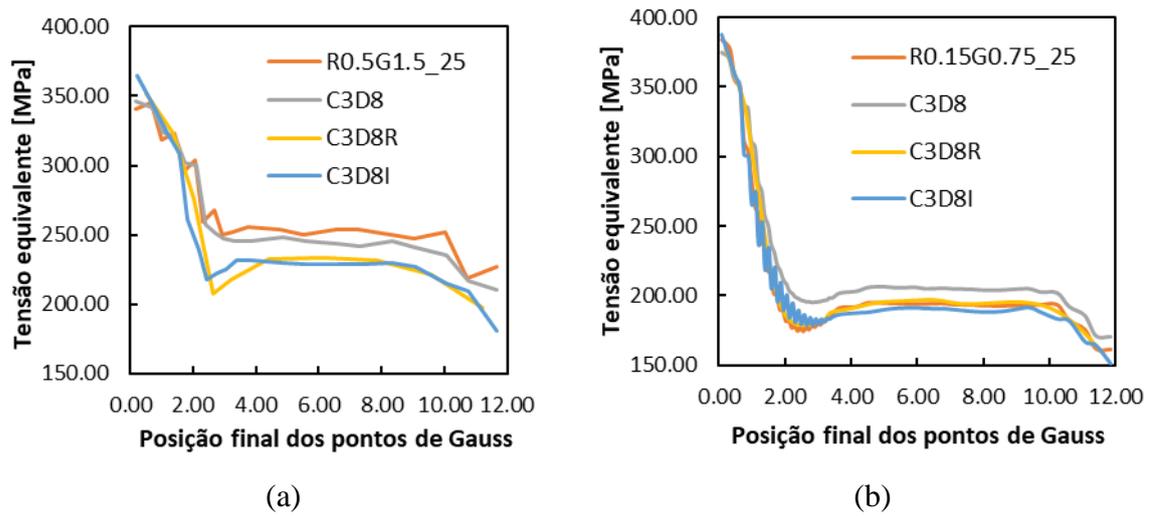


Figura 2.45. Curvas relativas à tensão equivalente para a posição final dos pontos de Gauss: (a) Malha R0.5G1.5 (b) Malha R0.15G0.75.

3. ANÁLISE DO ENSAIO DE ESTAMPAGEM

A análise numérica do ensaio de estampagem de uma taça cilíndrica teve por base um ensaio experimental no qual foram analisados três aços *Dual Phase*: DP500, DP600 e DP780 (Amaral, Santos, Miranda, & De Sá, 2019). No entanto, o estudo numérico considerou apenas o DP500 e o DP780, uma vez que apresentam maiores diferenças no comportamento anisotrópico.

As dimensões das ferramentas são apresentadas na Figura 3.1. Esta ferramenta foi originalmente concebida para permitir a análise da distribuição da altura da parede vertical da taça, no final do processo de conformação, i.e. avaliar as orelhas de estampagem. Neste contexto, esta ferramenta apresenta duas características muito relevantes. A primeira está representada na Figura 3.1 a preto e corresponde a um anel, do mesmo material que está a ser conformado, que é utilizado para limitar o movimento do cerra-chapas, de modo a minimizar o efeito de estiramento que o seu deslocamento excessivo induz na aba. A outra característica é o recurso a um furo central na chapa (diâmetro de 14 mm), de modo a permitir o alinhamento da chapa com o punção durante o processo de conformação, por intermédio de um parafuso.

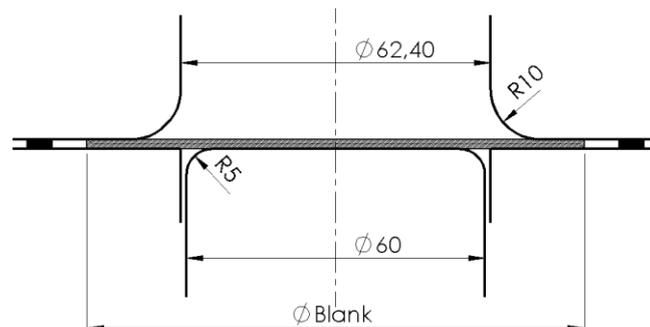


Figura 3.1. Dimensões das ferramentas de estampagem (Amaral et al., 2019).

Devido às condições de simetria geométricas, de solicitação e material, as simulações numéricas foram realizadas com $\frac{1}{4}$ (um quarto) da chapa total. Neste caso específico, a ferramenta foi utilizada para determinar a Relação Limite de Estampagem. Neste contexto, foram consideradas chapas com cinco diâmetros (D) diferentes. 105 mm, 115 mm, 125 mm, 130 mm e 135 mm; para os dois aços. A determinação da Relação Limite de Estampagem implica que, para cada diâmetro inicial da chapa, seja avaliada a força de

aperto do cerra-chapas que, evita a ocorrência de rugas e permite atingir uma maior profundidade de estampagem. Estes valores foram determinados experimentalmente e são apresentados na Tabela 3.1, para os dois aços.

Tabela 3.1. Força do cerra-chapas em função do tipo de aço e diâmetro do esboço (Amaral et al., 2019).

Diâmetro [mm]	Força do cerra-chapas [kN]				
	105	115	125	130	135
DP500	75	100	125	150	175
DP780	75	120	135	160	175

Para além das condições de fronteira de simetria, foi necessário definir as condições de fronteira a impor no furo. De modo a simplificar o modelo, optou-se por impor deslocamentos radiais nulos a todos os nós do furo. Em relação às condições de contacto com atrito, a componente experimental foi realizada com recurso a óleo lubrificante. Os dados experimentais disponíveis não permitem uma caracterização detalhada do coeficiente de atrito, pelo que as simulações foram realizadas admitindo um valor para o coeficiente de atrito de Coulomb único e constante.

3.1. Materiais

Tal como no exemplo do capítulo anterior, o comportamento elástico do material foi descrito com a lei de Hooke generalizada. O encruamento isotrópico foi descrito pela lei Swift, apresentada na equação (2.1). A Tabela 3.2 apresenta o resumo dos parâmetros adotados. Neste caso, considera-se o comportamento ortotrópico do material, com o auxílio do critério de plasticidade de Hill'48 (Hill, 1948). A Tabela 3.3 apresenta os valores de tensão limite de elasticidade e dos coeficientes de anisotropia, determinados com base dos ensaios de tração uniaxial, realizados com o provete orientado na direção de laminagem (0°), e a 45° e a 90° com esta direção. O coeficiente de anisotropia é definido como:

$$r = \frac{d\varepsilon_{largura}^p}{d\varepsilon_{espessura}^p}, \quad (3.1)$$

em que $d\varepsilon_{largura}^p$ e $d\varepsilon_{espessura}^p$ são a deformação plástica na direção perpendicular à direção de carga e na direção da espessura, respetivamente.

Os parâmetros do critério de Hill'48: F , G , H e N ; foram determinadas com base apenas nos coeficientes de anisotropia, impondo a condição $(G + H) = 1$, que corresponde a impor que a lei de encruamento corresponde à tensão para o ensaio de tração com o provete orientado segundo a direção de laminagem (DL). Os parâmetros do critério são apresentados na Tabela 3.4 para os dois aços. A espessura inicial dos dois materiais é de 0.8 mm.

A Figura 3.2 apresenta a evolução da tensão limite de elasticidade (normalizada) e do coeficiente de anisotropia, prevista pelo critério de plasticidade para o plano da chapa, no caso do aço DP500. A Figura 3.3 apresenta as mesmas evoluções para o aço DP780. É possível observar que o critério de Hill'48 conduz a uma sobrestimação da tensão no caso de DP500, enquanto que para o DP780 a tensão é subestimada para 45° e sobrestimada a 90°. Os coeficientes de anisotropia são muito bem descritos, uma vez que foram os dados utilizados na identificação dos parâmetros do critério de Hill'48. A Figura 3.4 (a) apresenta a comparação das superfícies limite de plasticidade dos dois materiais, no plano cujas tensões principais têm a mesma direção que a de laminagem σ_{DL} e a sua transversa σ_{TL} . A figura evidencia que as maiores diferenças ocorrem próximo da região equibiaxial. A Figura 3.4 (b) apresenta a comparação da evolução da tensão limite de elasticidade com a deformação plástica equivalente, sendo possível observar um encruamento idêntico, para valores de deformação plástica equivalente superiores a 0.1.

Tabela 3.2. Propriedades elásticas e parâmetros da lei de encruamento.

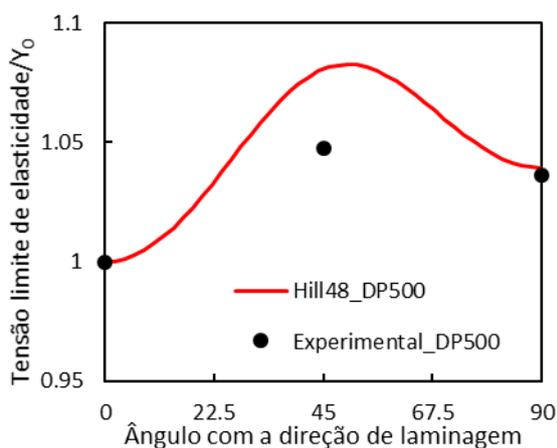
	E [MPa]	ν	Y_0 [MPa]	C [MPa]	n
DP500	210000	0.30	352.1526	844.0196	0.1571
DP780	210000	0.30	519.7527	1200.245	0.1157

Tabela 3.3. Tensão limite de elasticidade e coeficientes de anisotropia dos aços *dual phase* obtidos para diferentes ângulos relativamente à DL (valores retirados dos ensaios de tração uniaxial) (Amaral et al., 2019)

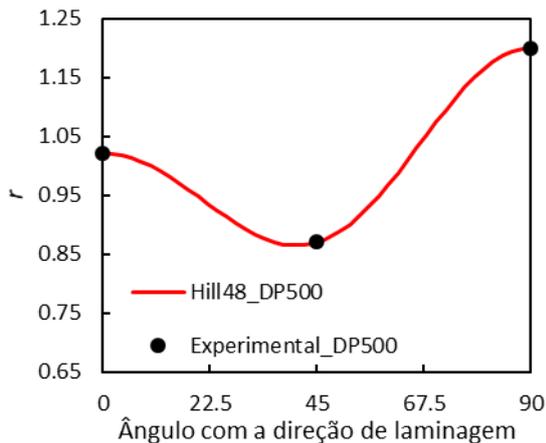
	σ_{0° [MPa]	σ_{45° [MPa]	σ_{90° [MPa]	σ_b [MPa]	r_{0°	r_{45°	r_{90°
DP500	356	373	369	414	1.02	0.87	1.2
DP780	526	537	517	599	0.70	1.05	0.88

Tabela 3.4. Parâmetros do critério de plasticidade de Hill'48 dos aços *dual-phase*.

	F	G	H	L	M	N
DP500	0.4208	0.4950	0.5050	1.50	1.50	1.2547
DP780	0.4679	0.5882	0.4118	1.50	1.50	1.6370

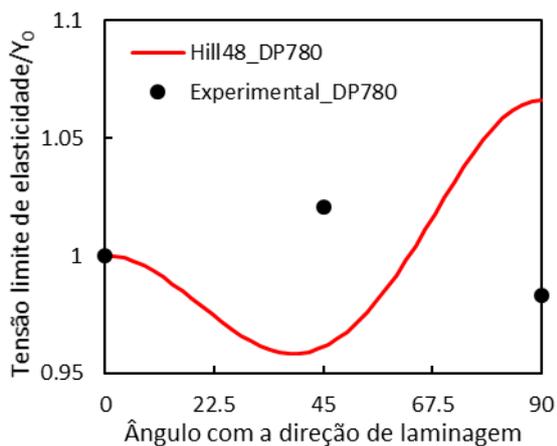


(a)

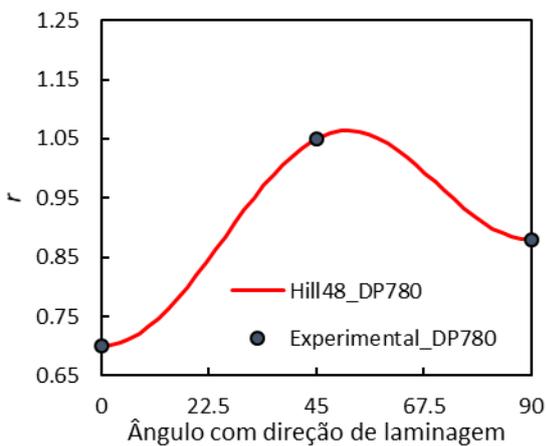


(b)

Figura 3.2.: Evolução no plano: (a) Tensão limite de elasticidade/ Y_0 ; (b) coeficiente de anisotropia r , para o aço DP500.



(a)



(b)

Figura 3.3.: Evolução no plano: (a) Tensão limite de elasticidade/ Y_0 ; (b) coeficiente de anisotropia r , para o aço DP780.

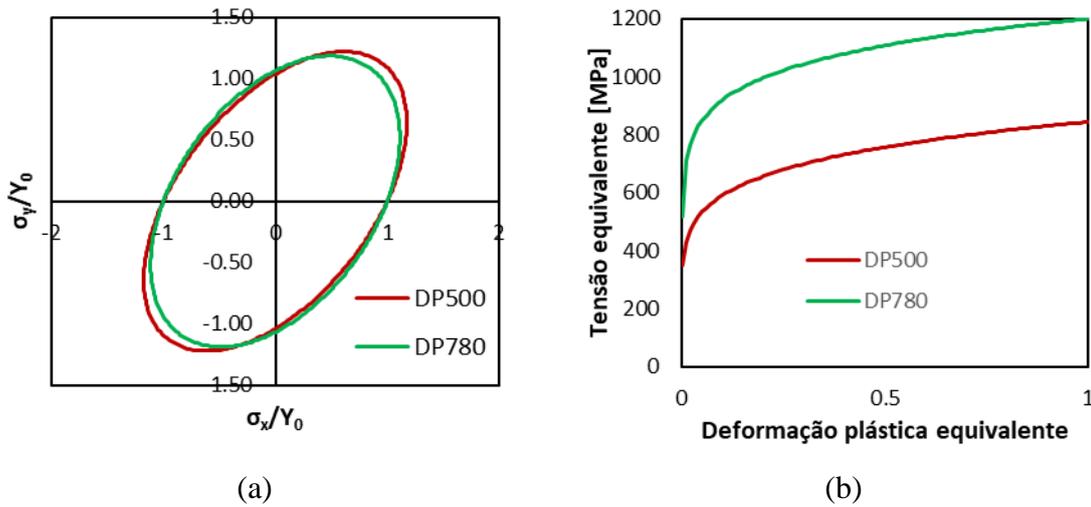


Figura 3.4.:(a) Comparação da superfície limite de elasticidade no plano $\sigma_{DL} - \sigma_{TL}$ (assumindo que $\sigma_{NL}=0$) e (b) lei de encruamento.

Com base nos coeficientes de anisotropia é possível avaliar o coeficiente de anisotropia normal, definido como:

$$r_m = \frac{(r_0 + 2r_{45} + r_{90})}{4}, \quad (3.2)$$

bem como, o coeficiente de anisotropia planar:

$$\Delta r = \frac{(r_0 - 2r_{45} + r_{90})}{2}. \quad (3.3)$$

Os valores de r_m são 0.99 e 0.92 para o DP500 e o DP780, respetivamente, o que confirma que os materiais são pouco anisotrópicos em termos do coeficiente de anisotropia. Os valores de Δr são de 0.24 e -0.26, para o DP500 e o DP780, respetivamente. Com base neste parâmetro é expectável que (Hu, Liu, & Wang, 2001):

- $\Delta r > 0$: orelhas a 0° e 90° com DL e vales a 45°
 - Se $r_{90} > r_0$, então $h_{90} > h_0$, i.e. as orelhas a 90° são mais altas do que a 0° ;
- $\Delta r < 0$: orelhas a 45° com DL e vales a 0° e 90°
 - Se $r_{90} > r_0$, então $h_{90} > h_0$, i.e. os vales a 90° são menos profundos do que a 0° .

3.2. Discretização da chapa

A Figura 3.5 (a) mostra o quarto de chapa considerado no modelo e o raio (r), que varia consoante o diâmetro inicial do esboço. Para cada um dos diâmetros, foram criadas discretizações idênticas, considerando uma malha não estruturada entre os 7 mm e 20 mm e uma discretização estruturada a partir dos 20 mm até à extremidade da chapa. A dimensão

de 20 mm foi definida de acordo com a dimensão da base plana do punção (ver Figura 3.1). Todas as discretizações foram construídas no pré-processador GID, com base em elementos finitos quadriláteros, que foram posteriormente transformados em elementos finitos hexaédricos, com o auxílio do programa Bi2Tri. Nesta operação foram produzidas discretizações com 2 elementos em espessura, sendo que cada elemento apresenta uma dimensão nesta direção de 0.4 mm (metade da espessura). Foi imposta a mesma dimensão para os elementos na direção radial e circunferencial, para $r = 20$ mm (ver Figura 3.5 (b)). A Tabela 3.5 apresenta o número de elementos em cada direção e o correspondente número total de elementos na zona da malha estruturada, bem como o número total de elementos. A Figura 3.5 (b) mostra o exemplo da discretização para o diâmetro igual a 105 mm, sendo que para os restantes diâmetros as discretizações são semelhantes. A direção de laminagem da chapa é segundo o eixo Ox .

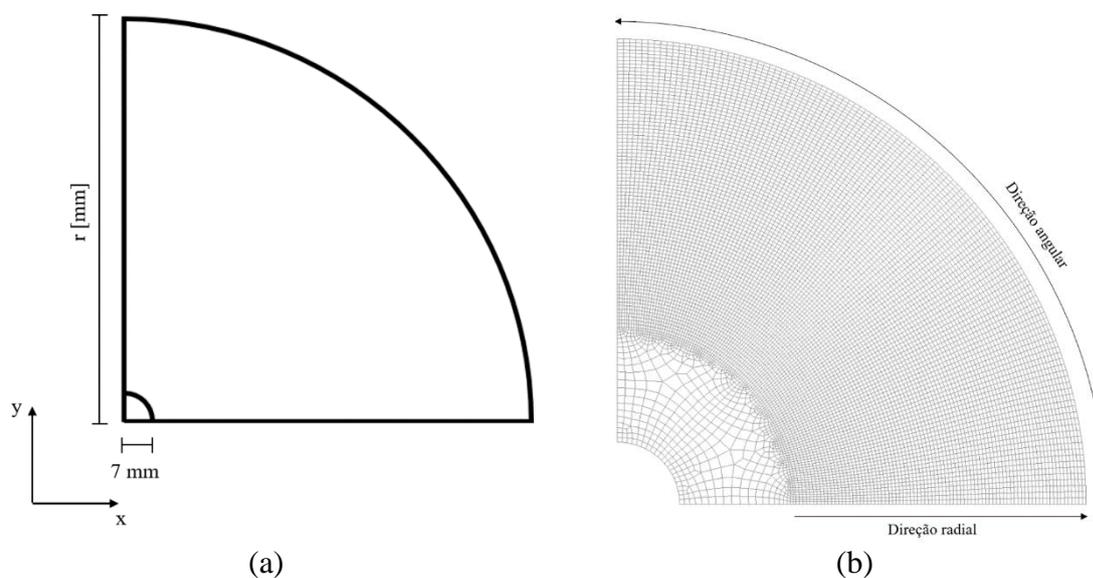


Figura 3.5. (a) Um quarto da chapa com raio r e furo com raio igual a 7 mm; (b) Definição das direções e exemplo da discretização para um diâmetro inicial de 105 mm.

Tabela 3.5. Número de elementos segundo cada uma das direções e número total de elementos na zona estruturada para cada um dos diâmetros.

Diâmetro [mm]	105	115	125	130	135
Direção radial	81	94	106	113	119
Direção angular	118	118	122	126	130
Número de elementos da zona estruturada	19116	22184	25864	28476	30940
Número de elementos total	20770	23846	27560	30138	32728

3.1. Determinação do coeficiente de atrito

A determinação do valor constante do coeficiente de atrito foi realizada, para cada um dos aços, por minimização da diferença entre a evolução da força do punção, prevista experimentalmente e numericamente. Para este estudo foi selecionado o diâmetro inicial de 105 mm. Inicialmente foram realizadas as simulações numéricas para um valor de coeficiente de atrito nulo e de 0.05. Estes valores foram selecionados com base na informação dos ensaios experimentais, que recorreram a uma grande quantidade de óleo lubrificante.

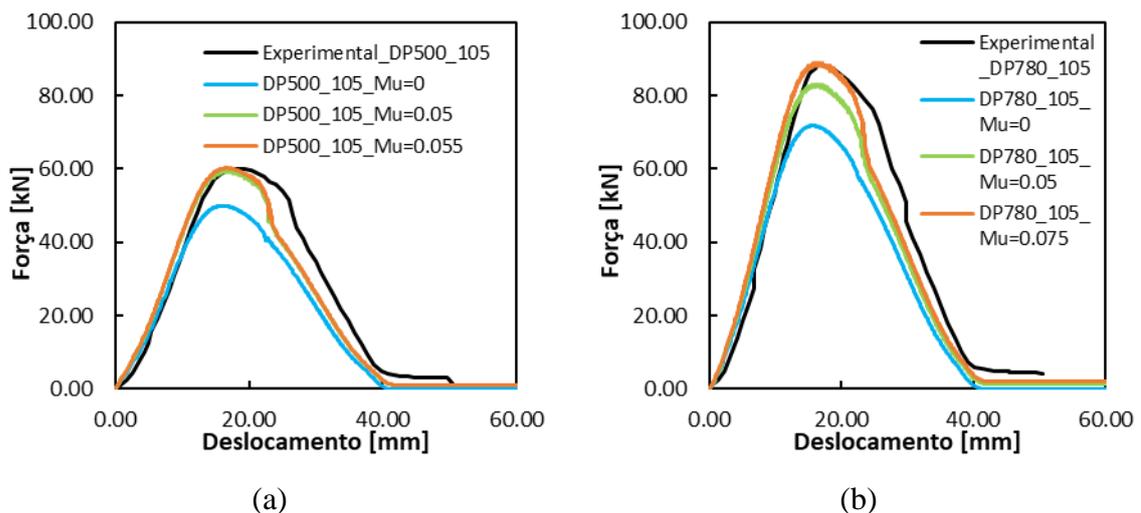


Figura 3.6. Comparação da curva força-deslocamento do punção do ensaio experimental e dos ensaios numéricos com diferentes coeficientes de atrito, para $D=105$ mm: (a) DP500; (b) DP780.

A Figura 3.6 compara a evolução da força do punção com o seu deslocamento, obtida experimentalmente e por simulação, com diferentes valores para o coeficiente de

atrito. Com base nestes resultados, foi selecionado o valor de 0.055 para o DP500 e 0.075 para o DP780. Todas as restantes simulações numéricas foram realizadas com estes valores.

3.2. Análise e discussão dos resultados

3.2.1. Evolução da força do punção com o deslocamento

A Figura 3.7 e a Figura 3.8 apresentam a comparação entre as curvas de evolução de força do punção, para o aço DP500 e DP780, respetivamente, obtidas nos ensaios experimentais e previstas pela simulação numérica. Observa-se que as curvas, experimentais e numéricas, atingem um valor máximo para um deslocamento próximo de 20 mm, com a exceção das curvas relativas aos diâmetros iniciais de 130 mm e 135 mm. Este valor de deslocamento está relacionado com a conformação da chapa ao raio do punção (5 mm) e da matriz (10 mm) (ver Figura 3.1). A curva de evolução da força apresenta ainda outras características comuns, para as simulações para as quais não ocorre a rotura. Destas destaca-se a forte redução da força quando o cerra-chapas perde o contacto com a chapa. Em relação ao valor selecionado para o coeficiente de atrito global, observa-se que para o DP500 conduz a uma subestimação da força para o diâmetro inicial de 115 mm, apesar de conduzir a uma boa aproximação para o diâmetro de 125 mm. Por outro lado, para o DP780 a força é globalmente sobrestimada para o raio de 125 mm. Globalmente, a simulação permite prever corretamente o deslocamento para o qual ocorre a fratura.

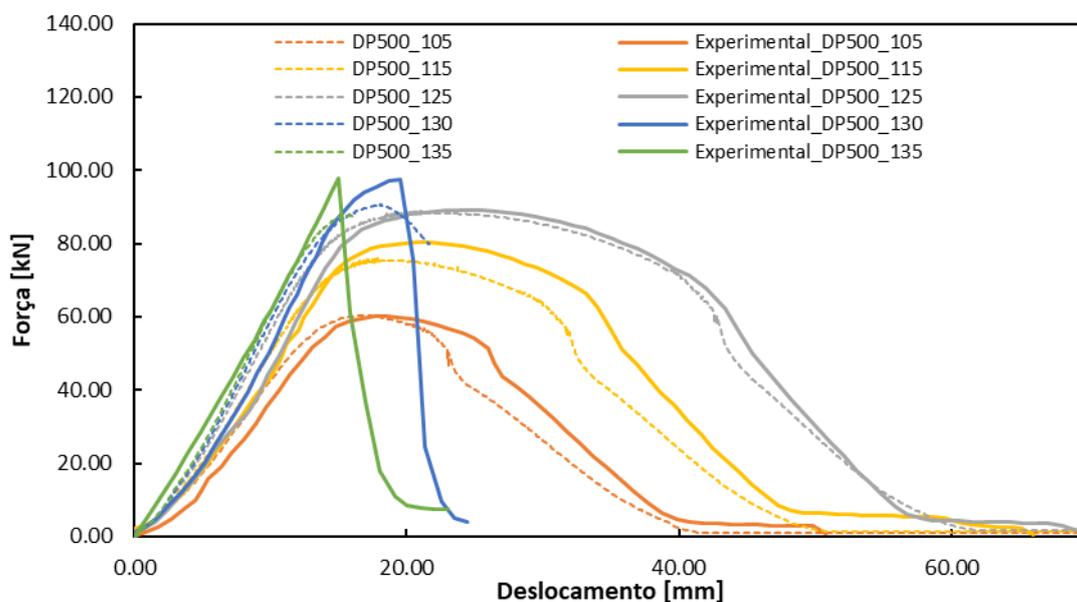


Figura 3.7. Curvas força-deslocamento do punção para o aço DP500.

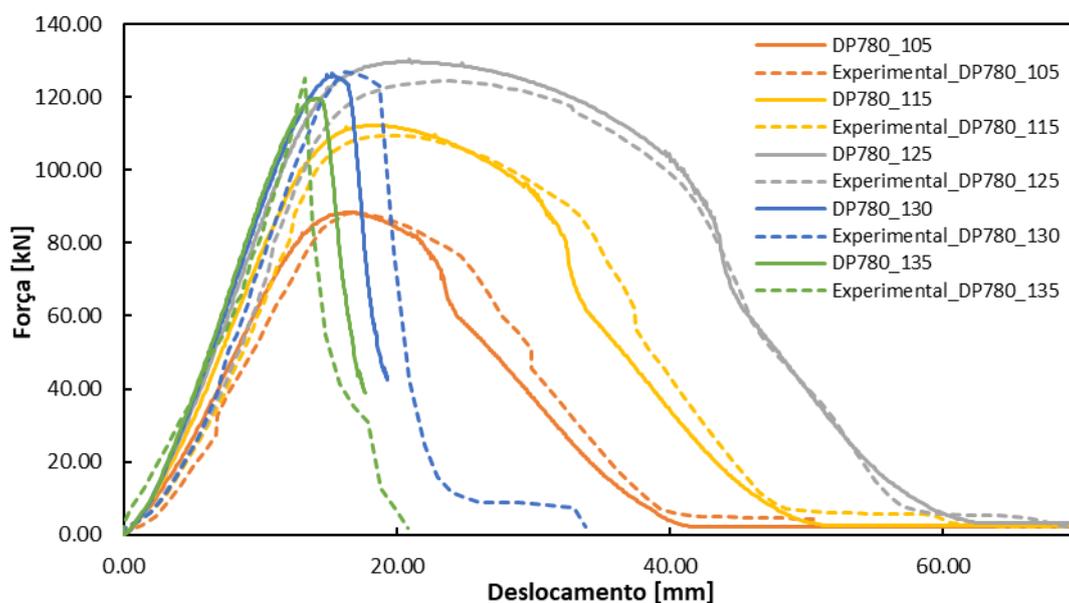


Figura 3.8. Curvas força-deslocamento do punção para o aço DP780.

3.2.1. Orelhas de estampagem

A análise experimental das orelhas de estampagem foi realizada apenas para as chapas com diâmetro de 105 mm e 125 mm. A Figura 3.9 mostra a distribuição de alturas em função do ângulo em relação à DL. Observa-se que existe uma maior diferença entre os resultados experimentais e numéricos para o aço DP780. Como se mostra na Figura 3.3, para este material o critério de Hill'48 apresenta uma distribuição para a tensão limite de

elasticidade no plano muito distinta da experimental, sendo que nem sequer captura a tendência. Para o DP500, apesar de a tensão limite de elasticidade ser sobrestimada pelo critério de Hill'48, a tendência é bem capturada. A distribuição da altura da taça no plano é função da distribuição do coeficiente de anisotropia no plano, mas também da tensão limite de elasticidade, que controla sobretudo a amplitude das orelhas (Barros, Neto, Alves, Oliveira, & Menezes, 2015). A Figura 3.10 apresenta a altura das orelhas de estampagem para as chapas com diâmetros iniciais diferentes, observa-se que, como espectável, as chapas com diâmetro inicial maior apresentam uma altura superior. Apesar da diferença de altura média, as curvas apresentam evoluções semelhantes, que estão de acordo com a análise de coeficiente de anisotropia planar apresentada na seção 3.1

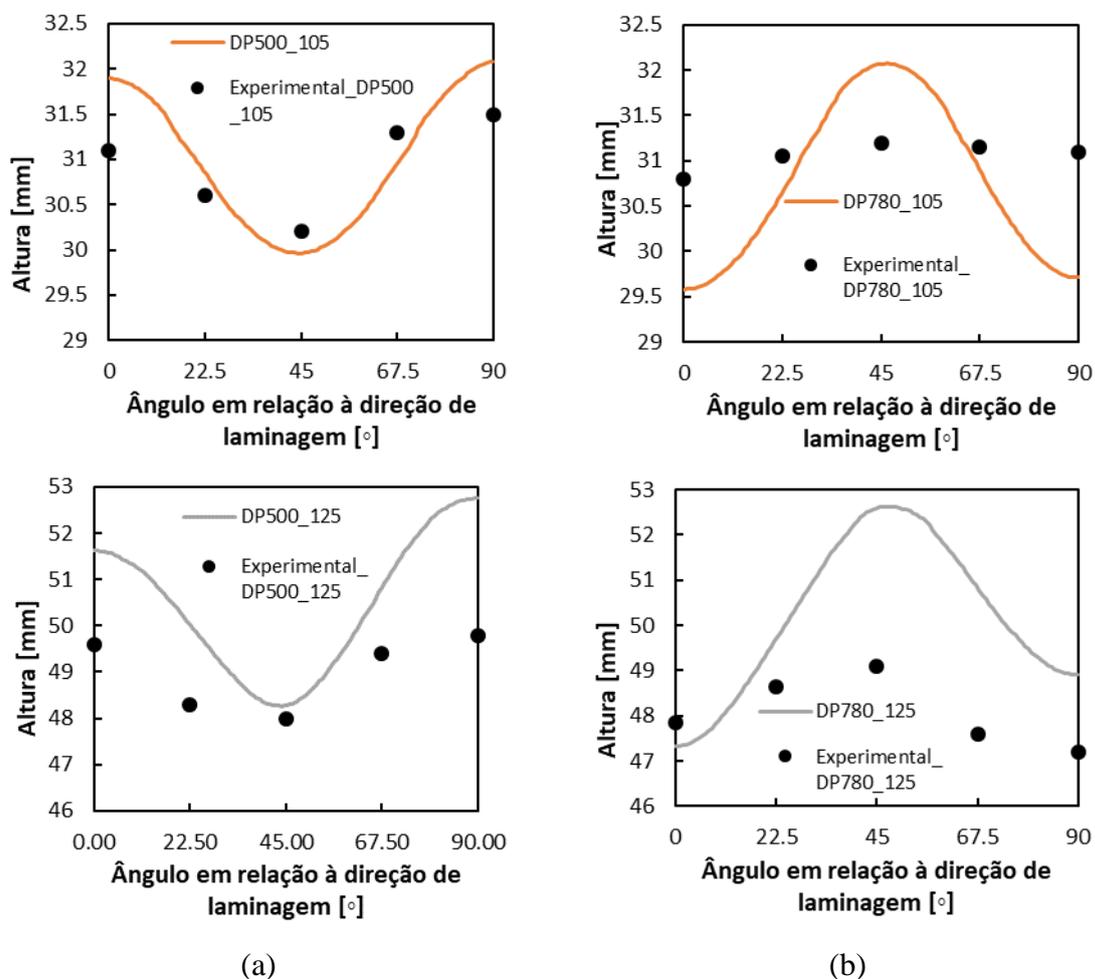


Figura 3.9. Altura das orelhas em função do ângulo em relação à DL: (a) DP500; (b) DP780.

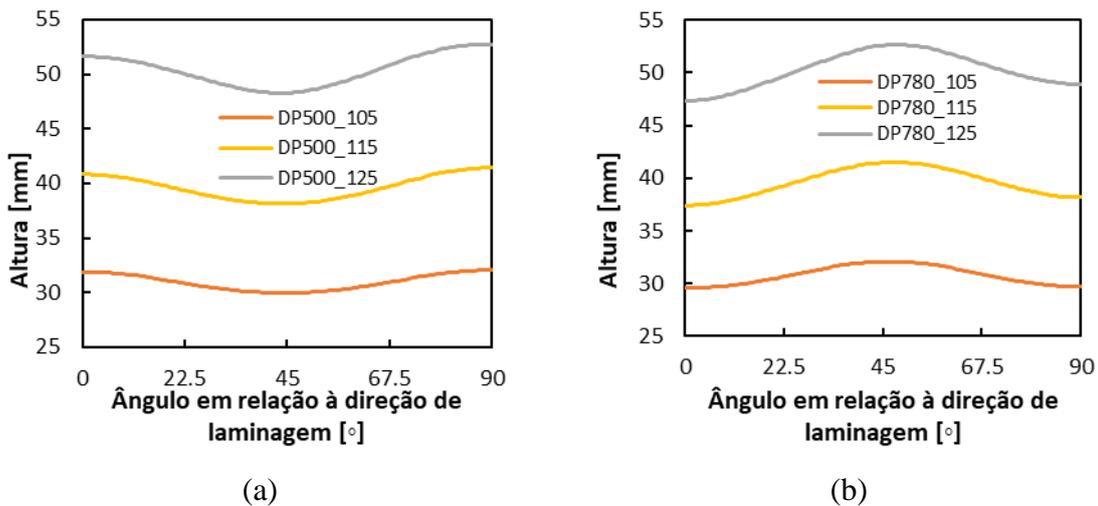


Figura 3.10. Altura das orelhas para chapas com diferentes diâmetros iniciais: (a) DP500; (b) DP780.

3.2.2. Distribuição da espessura

A Figura 3.11 apresenta a evolução da espessura em função da altura da taça, sendo que esta é analisada segundo a DL, e a 45° e 90° com DL, para os dois materiais. Tal como reportado noutros estudos, a maior redução de espessura ocorre próximo da zona do raio de curvatura do punção. Ao longo da parede vertical observam-se valores tipicamente superiores ao da espessura inicial da chapa, consequência do estado de tensão de compressão na direção circunferencial, induzido ao material que está inicialmente em contacto com o cerra-chapas. O aumento do diâmetro inicial do esboço tende a induzir um ligeiro aumento da espessura máxima, consequência da maior redução de diâmetro imposta. No entanto, ao longo da parede a espessura é menor para diâmetros iniciais superiores. Em alguns casos, observa-se uma forte redução da espessura para a altura máxima, o que mostra que o recurso ao anel de suporte do cerra-chapas (ver Figura 3.1) não é suficiente para evitar o efeito de estiramento induzido pelo cerra-chapas.

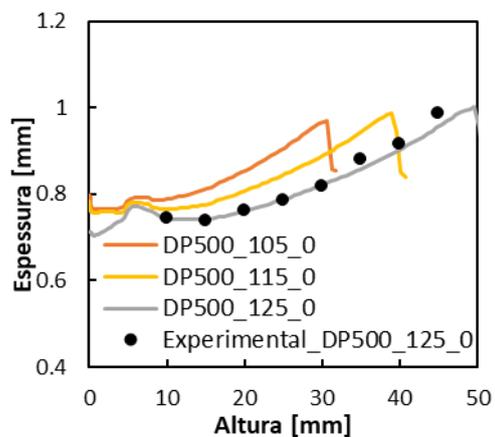
Para o DP500 observa-se que a espessura é sempre maior para a direção a 45° com a DL, sendo muito idêntica para a DL e a 90° com DL. No caso do DP780 observa-se que a espessura é sempre menor para a direção a 45° com a DL, sendo muito idêntica para a DL e a 90° com DL. Com base na definição do coeficiente de anisotropia, apresentado na equação (3.1), no caso de uma solicitação de tração/compressão: quando $r = 1$ a deformação em espessura é igual à deformação no plano; quando $r < 1$ a redução/aumento em espessura é superior; e se $r > 1$ a redução/aumento é superior no plano. Desta forma, com base nos dados presentes na Tabela 3.3, para o DP500 para 45° ($r < 1$) ocorre um maior aumento em

espessura e para 0° e 90° ocorre maior aumento no plano ($r > 1$). Este comportamento justifica também a existência de um vale a 45° , sendo que a chapa é retida pelo cerra-chapas a 0° e 90° (ver Figura 3.11 (a) e (c)). Para o DP780 ocorre o contrário, para 45° ($r > 1$) ocorre um maior aumento da deformação no plano do que em espessura e para 0° e 95° ocorre maior aumento na espessura ($r < 1$). Daí que a 45° ocorra uma orelha e a chapa fica presa no cerra-chapas nessa direção (Figura 3.11 (e)).

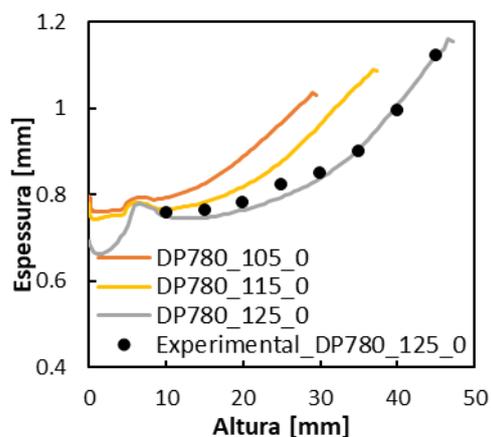
Apenas foi avaliada experimentalmente a distribuição da espessura das paredes da taça, após a estampagem, para a chapa com diâmetro inicial de 125 mm. A Figura 3.11 mostra a comparação entre as espessuras obtidas experimentalmente e numericamente, para as diferentes direções. Globalmente, existe uma boa correlação entre os resultados numéricos e experimentais, mesmo para o DP780, sendo que neste caso a espessura é subestimada a 45° , da mesma forma que a altura da taça é sobrestimada.

A Figura 3.12 apresenta a distribuição da deformação plástica equivalente para cada uma das taças obtidas com sucesso. Observa-se que a distribuição desta variável apresenta um comportamento inverso à geometria das orelhas e que para alturas idênticas é muito semelhante, o que confirma que os materiais apresentam encruamentos idênticos (ver Figura 3.4). Na zona superior das taças a deformação apresenta valores superiores, em consequência do estiramento provocado pelo cerra-chapas, como mencionado anteriormente. O ligeiro aumento da amplitude das orelhas, observado com o aumento do diâmetro inicial (ver Figura 3.10), pode estar associado ao aumento do efeito de estiramento induzido pelo cerra-chapas. A Figura 3.13 mostra um detalhe na zona da curvatura da taça (zona crítica), de diâmetro inicial de 125 mm, onde se observa uma ligeira diminuição de espessura, em particular para o DP780 uma vez que esta ocorre na DL, enquanto que para o DP500 ocorre a 45° com DL.

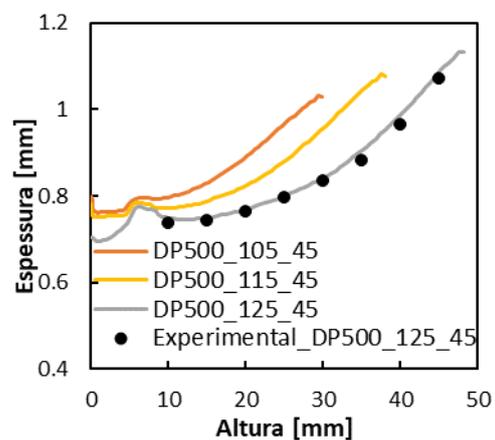
Com base nos resultados apresentados na Figura 3.11 é expectável que a fratura ocorra na zona de transição entre o raio de curvatura e a parede vertical, para as chapas de maior diâmetro. No entanto, isto só é observado para o aço DP780 (ver Figura 3.14). Para o DP500 a localização da deformação ocorre na zona do furo (ver Figura 3.15). Importa mencionar que a Figura 3.15 recorre a escalas distintas para evidenciar que a deformação nunca localiza na zona de transição entre o raio de curvatura e a parede vertical. De facto, a Figura 3.12 permite observar que com o aumento do diâmetro inicial da chapa o furo começa a apresentar uma deformação plástica não negligenciável.



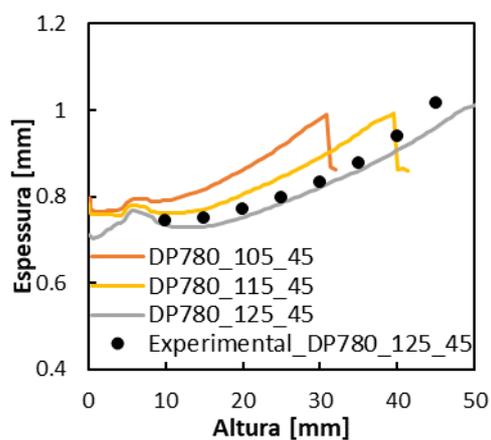
(a)



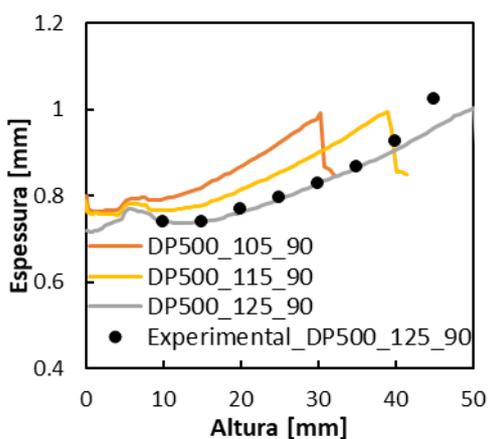
(d)



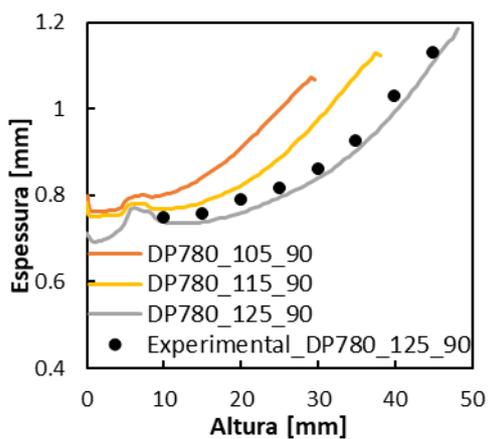
(b)



(e)



(c)



(f)

Figura 3.11. Distribuição da espessura a longo da altura da taça: (a) DP500, 0°; (b) DP500, 45°; (c) DP500, 90°; (d) DP780, 0°; (e) DP780, 45°; (f) DP780, 90°.

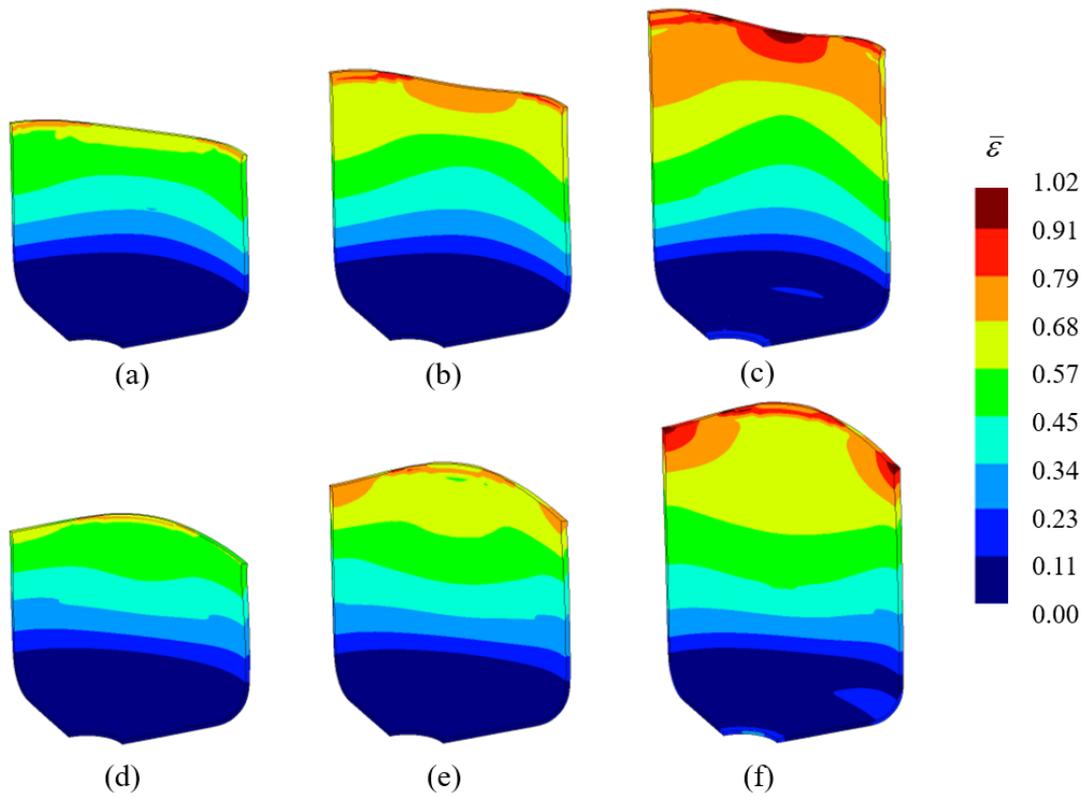


Figura 3.12. Deformação plástica equivalente da taça final: (a) DP500_105; (b) DP500_115; (c) DP500_125; (d) DP780_105; (e) DP780_115; (f) DP780_125.

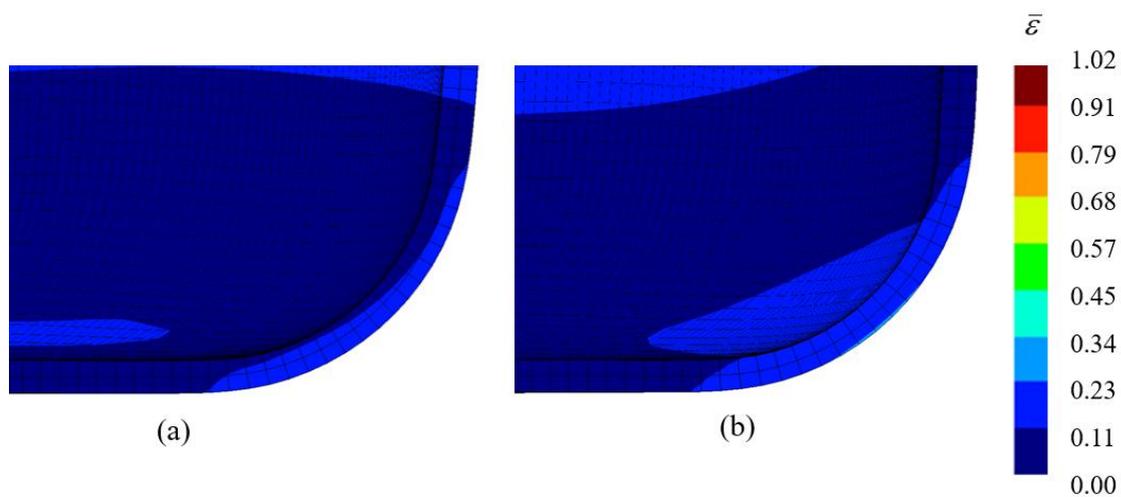


Figura 3.13. Zona crítica da peça com diâmetro igual a 125 mm: (a) DP500; (b) DP780.

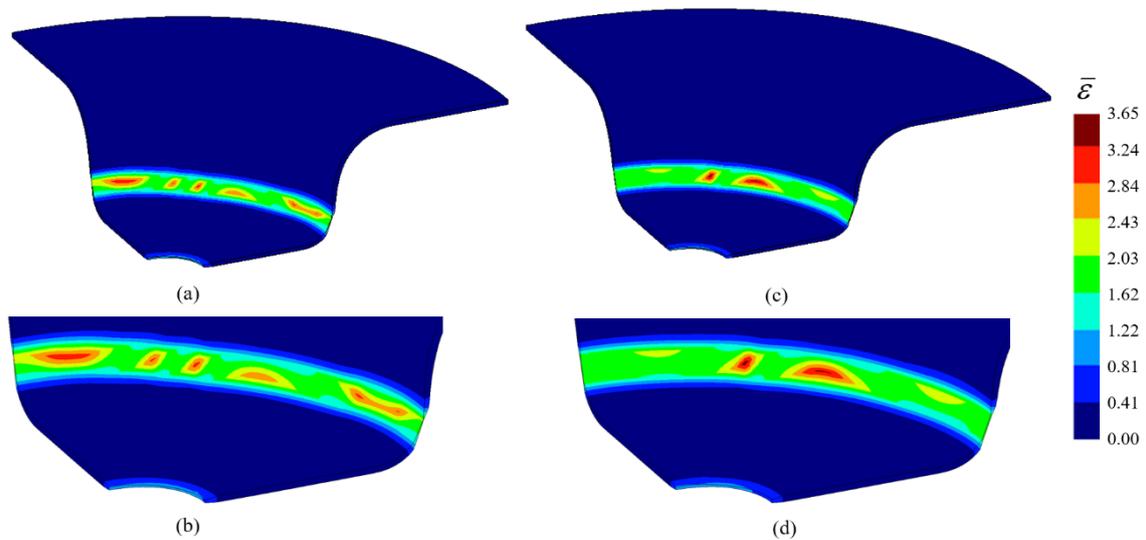


Figura 3.14. Deformação plástica equivalente no instante final da peça para o aço DP780: (a) DP780_130 para um deslocamento do punção de 19.3 mm; (b) aproximação da zona crítica DP780_130; (c) DP780_135 para um deslocamento do punção de 17.7 mm; (d) aproximação da zona crítica DP780_135.

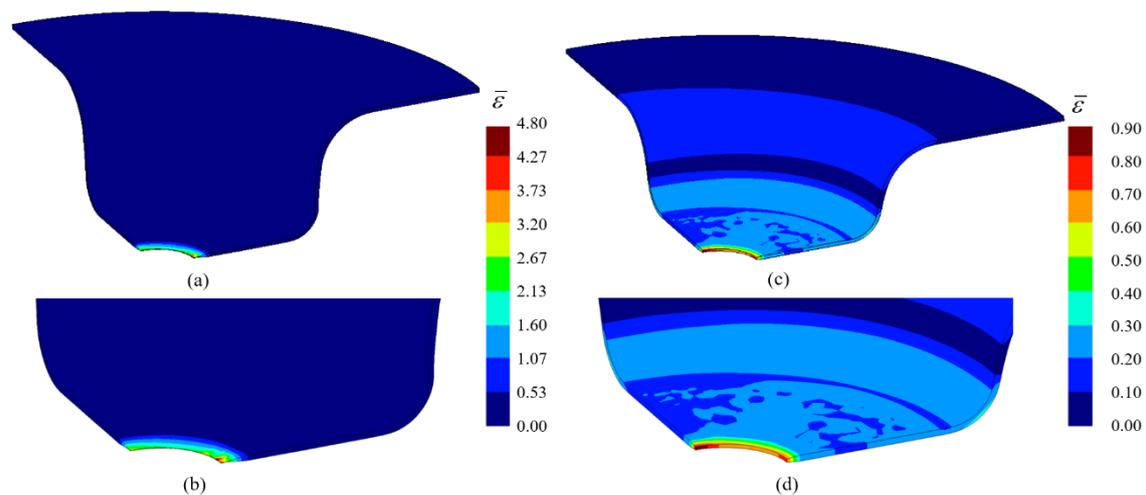


Figura 3.15. Deformação plástica equivalente no instante final da peça para o aço DP500: (a) DP500_130, para um deslocamento do punção de 21.6 mm; (b) aproximação da zona crítica DP500_130; (c) DP500_135, para um deslocamento do punção de 16.1 mm; (d) aproximação da zona crítica DP500_135.

3.2.1. Trajetórias de deformação

A comparação dos resultados obtidos com os dois materiais não pode ser realizada de forma direta, uma vez que foram utilizados coeficientes de atrito e forças do cerra-chapas diferentes. No entanto, para o diâmetro inicial de 135 mm a força do cerra-chapas é idêntica (ver Tabela 3.1). Assim, opta-se por apresentar a análise da distribuição

das deformações principais (ϵ_1, ϵ_2) para este valor de diâmetro inicial, na Figura 3.16. Esta figura apresenta a distribuição das deformações principais apenas para os nós localizados do lado da matriz. As distribuições são apresentadas para dois instantes distintos, correspondentes a um deslocamento do punção de 10 e 15mm, de modo a possibilitar a análise da sua evolução. Para além disso, os nós foram separados em séries em função do seu raio inicial, em três conjuntos: nós localizados no fundo da taça, com um raio inicial menor que 25 mm ($R < 25$); nós localizado na zona de curvatura do punção ($25 < R < 30$); e os restantes ($R > 30$).

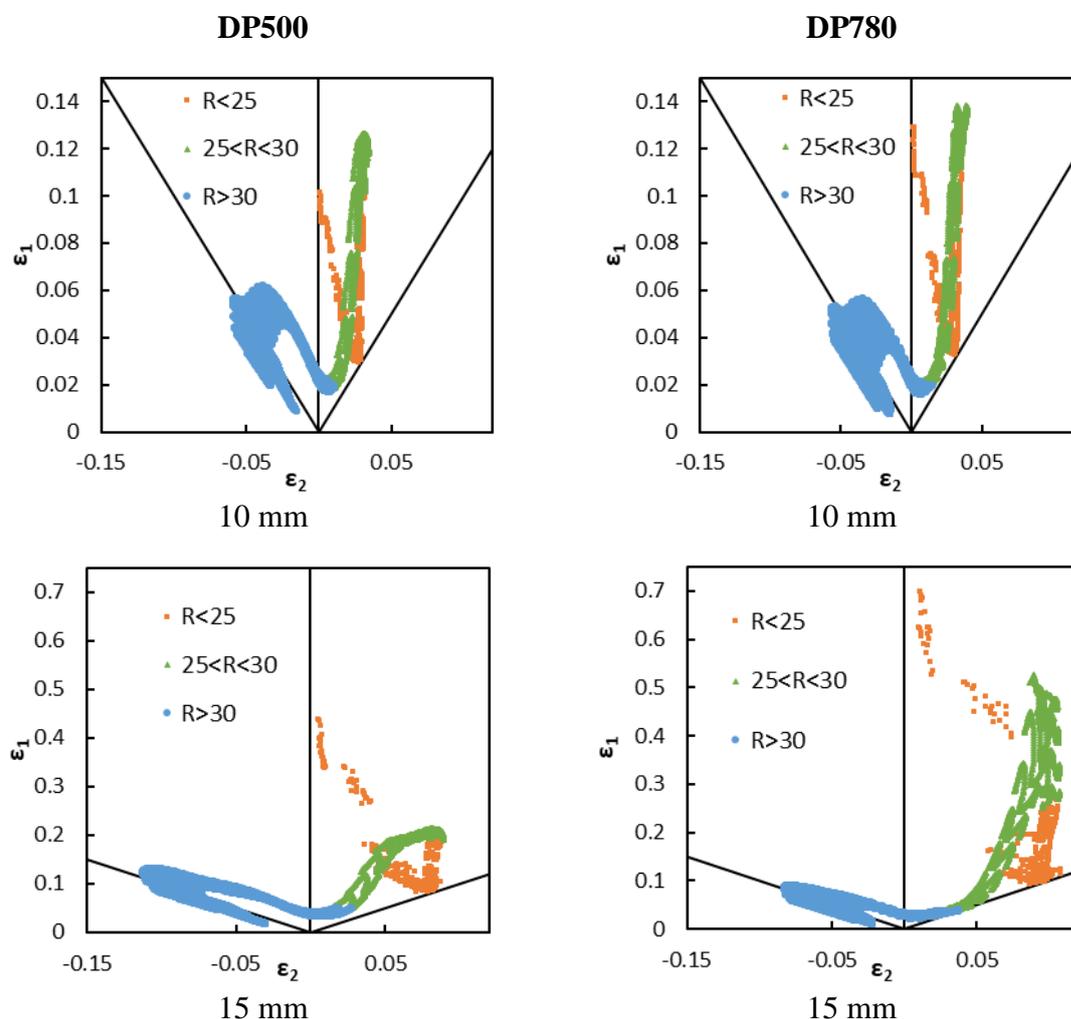


Figura 3.16. Distribuição das deformações principais para os nós da chapa ($D=135$ mm) localizados do lado da matriz, para um deslocamento do punção de 10 e 15 mm, para os dois materiais.

Para um deslocamento do punção de 10 mm, observa-se uma distribuição muito idêntica das deformações principais, para os dois materiais. Os pontos na proximidade do

furo apresentam uma trajetória de deformação plana, como seria expectável em função das condições de fronteira impostas. No caso do DP780, o nível de deformação atingido por estes pontos é idêntico ao atingido pelos pontos localizados na zona de curvatura. Para um deslocamento de 15 mm, ambos os materiais apresentam uma deformação principal máxima na zona do furo, sendo também superior para o DP780. Na comparação entre os dois materiais é também evidente que os pontos da zona de curvatura apresentam uma mudança de trajetória, para deformação plana, ao contrário de DP500. De facto, a rotura é prevista para o DP780 na zona de curvatura porque, com o aumento do deslocamento do punção, a deformação localiza mais rapidamente na zona de curvatura do que no furo (ver Figura 3.14), ao contrário do que acontece para o DP500 (ver Figura 3.15). A alteração da trajetória pode estar relacionada com o valor ligeiramente superior do coeficiente de atrito utilizado para as simulações numéricas realizadas com o DP780. Por outro lado, o DP780 apresenta uma tensão equibiaxial inferior ao DP500 (ver Figura 3.4), o que justifica o ligeiro aumento da deformação para esta trajetória (ver Figura 3.16) e, eventualmente, a alteração para a trajetória de deformação plana para menores valores de deslocamento do punção. De facto, uma vez que o DP780 é mais resistente (ver Figura 3.4 (b)), também é necessária uma maior força do punção, para atingir o mesmo valor de deslocamento. Estes dois fatores podem justificar a elevada deformação da zona do furo observada para o DP780, mesmo nas taças cilíndricas (Figura 3.12).

A análise da Figura 3.16 indicia que a incorreta previsão da rotura pode estar associada às condições de fronteira impostas no furo. De facto, a análise à dimensão do furo, antes e após a conformação, indica que o raio do furo tem uma variação negligenciável (Amaral et al., 2019). No entanto, isso não significa que o seu deslocamento seja nulo. Para avaliar o impacto da presença do furo, com deslocamento no plano restringido, foram realizadas simulações com a chapa completa (designadas “sem furo”), para o diâmetro de 130 mm. A Figura 3.17 apresenta a comparação da distribuição das deformações principais, para as duas condições, para os dois materiais. Para a simulação realizada sem considerar o furo não se observam pontos com uma trajetória monótona em deformação plana. Considerando a chapa completa, a simulação numérica prevê a rotura na zona de curvatura do punção, para ambos os materiais. De facto, para o DP780 a queda abrupta da força do punção ocorre para um deslocamento idêntico, nos dois modelos, como se mostra na Figura 3.18 (b). Para o DP500, a queda abrupta ocorre apenas na simulação realizada com a chapa

completa, uma vez que a localização da deformação no furo não conduz a um efeito tão visível na evolução da força Figura 3.18 (a). O modelo com a chapa completa permite prever corretamente o deslocamento para o qual ocorre a rotura para o DP500, enquanto que para o DP780 este é subestimado. A Figura 3.19 apresenta a deformação plástica equivalente no instante final da estampagem, obtida com a simulação realizada com a chapa completa, de modo a confirmar a localização na zona da curvatura, para ambos os materiais.

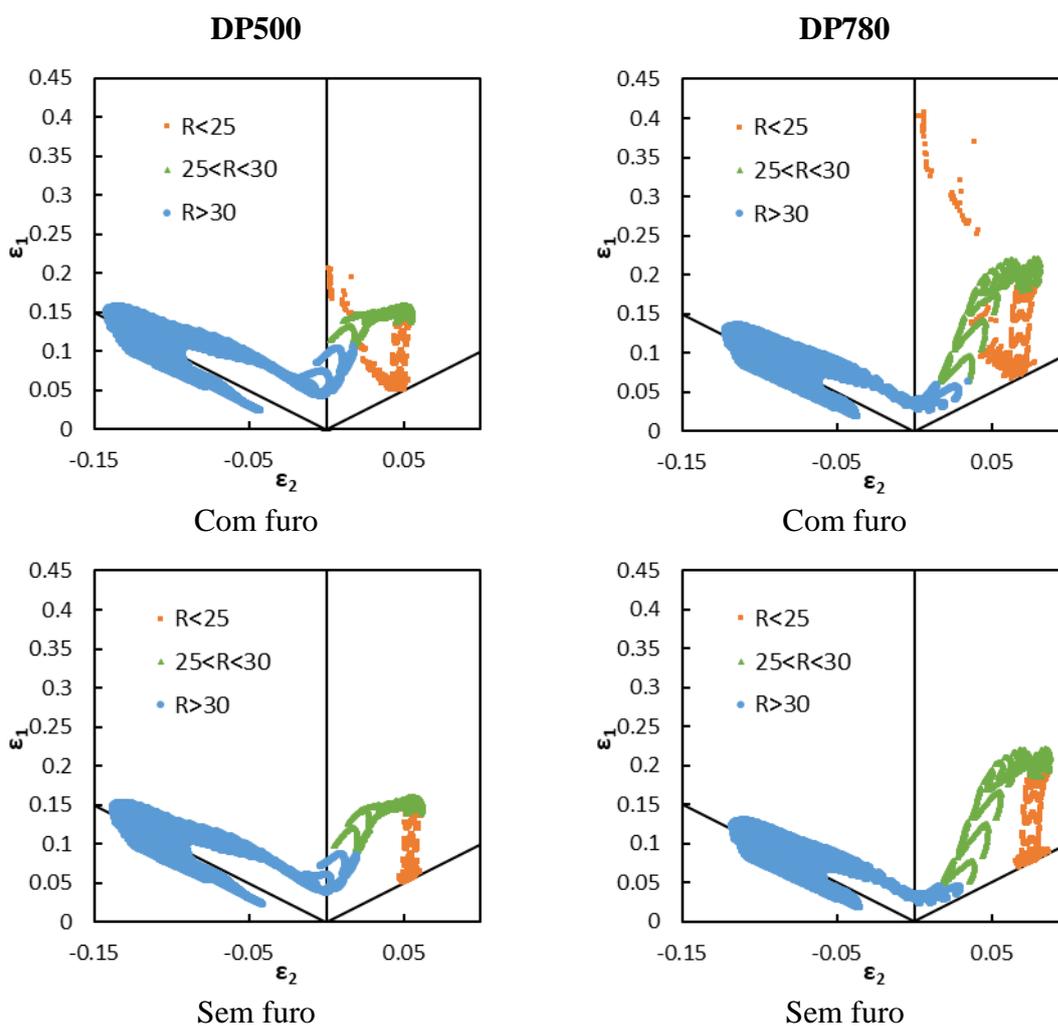


Figura 3.17. Distribuição das deformações principais para os nós da chapa ($D=130$ mm) localizados do lado da matriz, para um deslocamento do punção de 15 mm, para os dois materiais. Influência do furo com restrição de deslocamento radial.

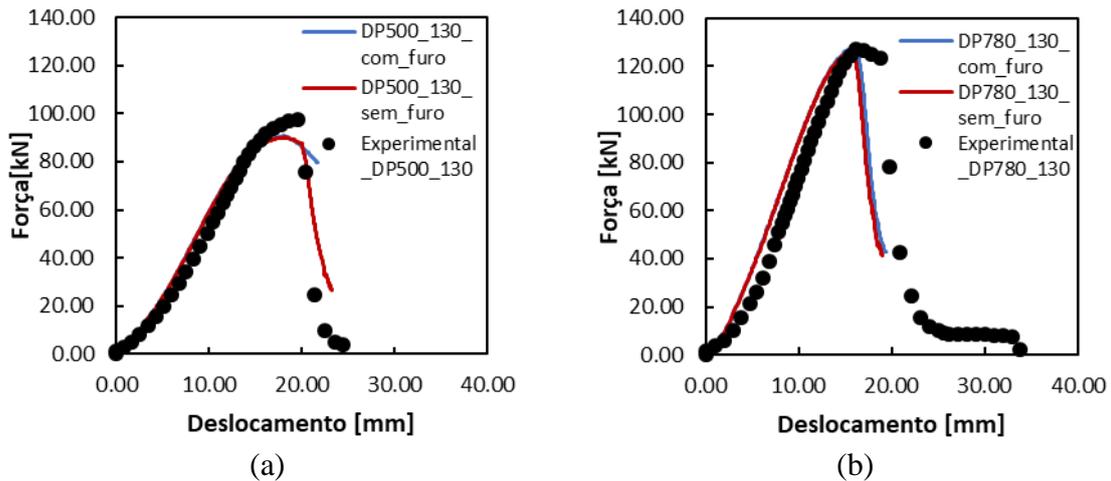


Figura 3.18. Curvas força-deslocamento para $D=130$ mm, com o modelo que considera ou não o furo central: (a) DP500; (b) DP780.

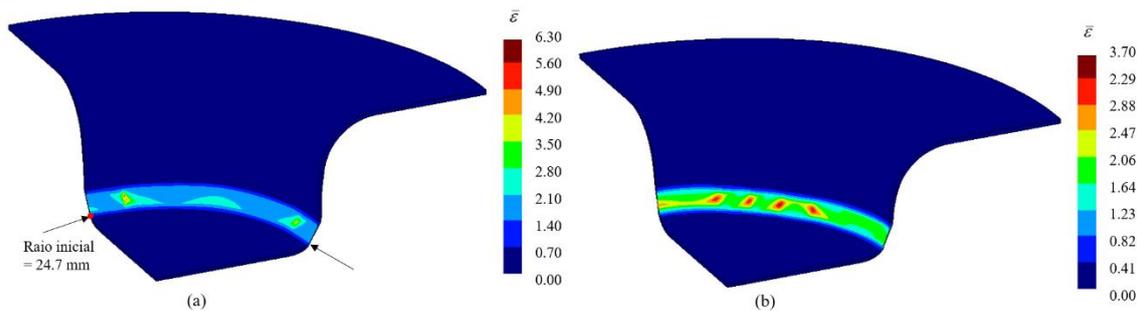


Figura 3.19. Deformação plástica equivalente para o instante final da peça sem furo com diâmetro inicial igual a 130 mm: (a) DP500; (b) DP780.

3.2.1. Parâmetros característicos do estado de tensão

Nesta secção analisa-se a evolução e a distribuição das variáveis que caracterizam o estado de tensão, de modo a avaliar a existência de potenciais gradientes. Uma vez que os resultados do Capítulo 2 indicam que estas variáveis são sensíveis à ocorrência da localização da deformação plástica, a análise será focada na simulação numérica realizada com o DP500, com um diâmetro de 130 mm e a chapa sem furo. Neste contexto, Figura 3.20 e a Figura 3.21 apresenta a distribuição destas variáveis, nos PG, para um deslocamento de 20 mm. De acordo com a evolução da força do punção (ver Figura 3.18 (a)), este instante é anterior à localização da deformação. De facto, a deformação plástica e a tensão equivalente apresentam distribuições com evoluções uniformes (ver Figura 3.20). No entanto, a triaxialidade e a parâmetro de Lode apresentam oscilações (ver Figura 3.21),

que são particularmente evidentes na direção da espessura. Tal como na análise realizada no capítulo anterior, estas oscilações parecem resultar da tensão média.

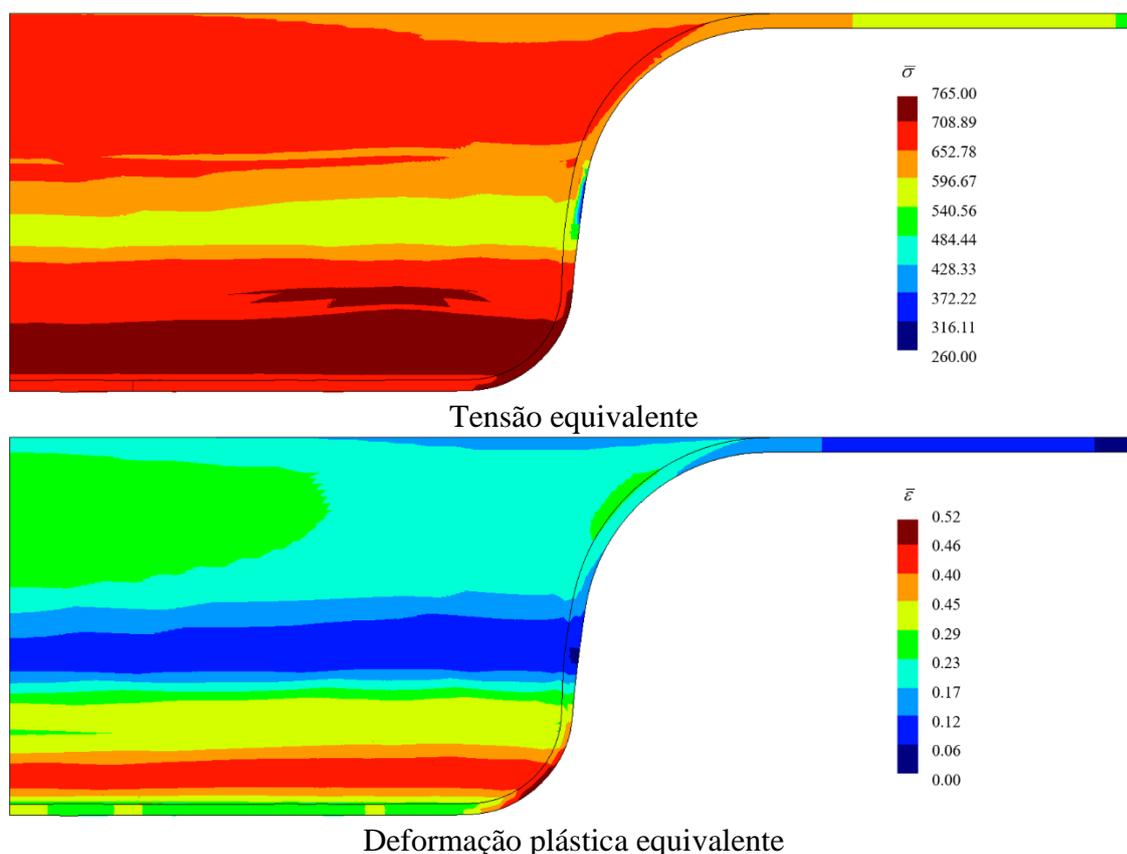


Figura 3.20. Distribuição nos PG da deformação plástica e da tensão, para o DP500, com $D=130$ mm (sem furo), para um deslocamento do punção de 20 mm.

De modo a observar em maior detalhe as variações em espessura, na Figura 3.22 apresenta-se a distribuição destas variáveis para todos os PG localizados num raio inicial de 24.7 mm (ver Figura 3.19), sendo que se consideram apenas os que estão localizados no interior da chapa, i.e. mais próximos dos nós que são partilhados pelos dois elementos considerados em espessura. Na prática isto significa que estão representados 4 PG, sendo que cada par pertence a um elemento. Na análise da deformação plástica equivalente é possível identificar dois conjuntos de distribuições, cada um deles correspondentes a um grupo de elementos. Assim, os PG dos elementos em contacto com a matriz apresentam valores mais elevados de deformação plástica equivalente, sendo que as variações dentro de cada elemento são muito reduzidas. No entanto, na triaxialidade e no parâmetro de Lode estas variações são perceptíveis, sendo mais evidentes para a triaxialidade. Antes da carga máxima, a triaxialidade apresenta valores positivos, próximos do valor do estado de tensão equibiaxial, em particular para os PG dos elementos em contacto com a matriz. Após a carga

máxima, a grande amplitude de variação pode estar relacionada com a elevada deformação plástica equivalente atingida por estes elementos. Antes da carga máxima, o parâmetro de Lode apresenta valores próximos de -1, associado ao estado de tensão equibiaxial, sendo que existe uma tendência decrescente que pode estar associada ao facto de a distribuição da força de aperto do cerra-chapas não ser uniforme, apresentado valores mais reduzidos próximo da DL (valor mais elevado na posição ao longo de Ox). Após a carga máxima, a amplitude de variação é a do próprio parâmetro, o que pode ser justificado pela forte estrição do elemento.

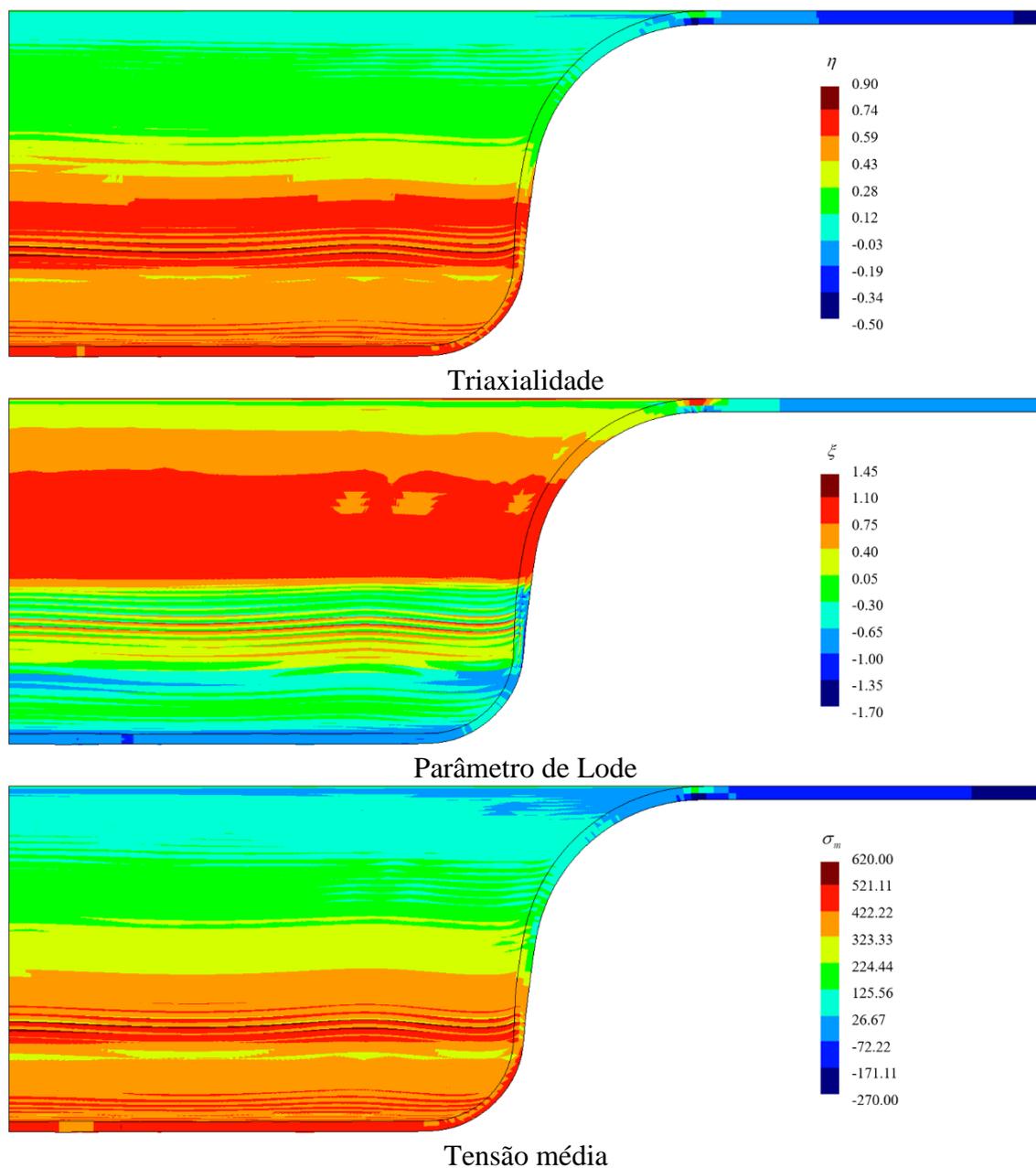


Figura 3.21. Distribuição nos PG dos parâmetros característicos do estado de tensão, para o DP500, com $D=130$ mm (sem furo), para um deslocamento do punção de 20 mm.

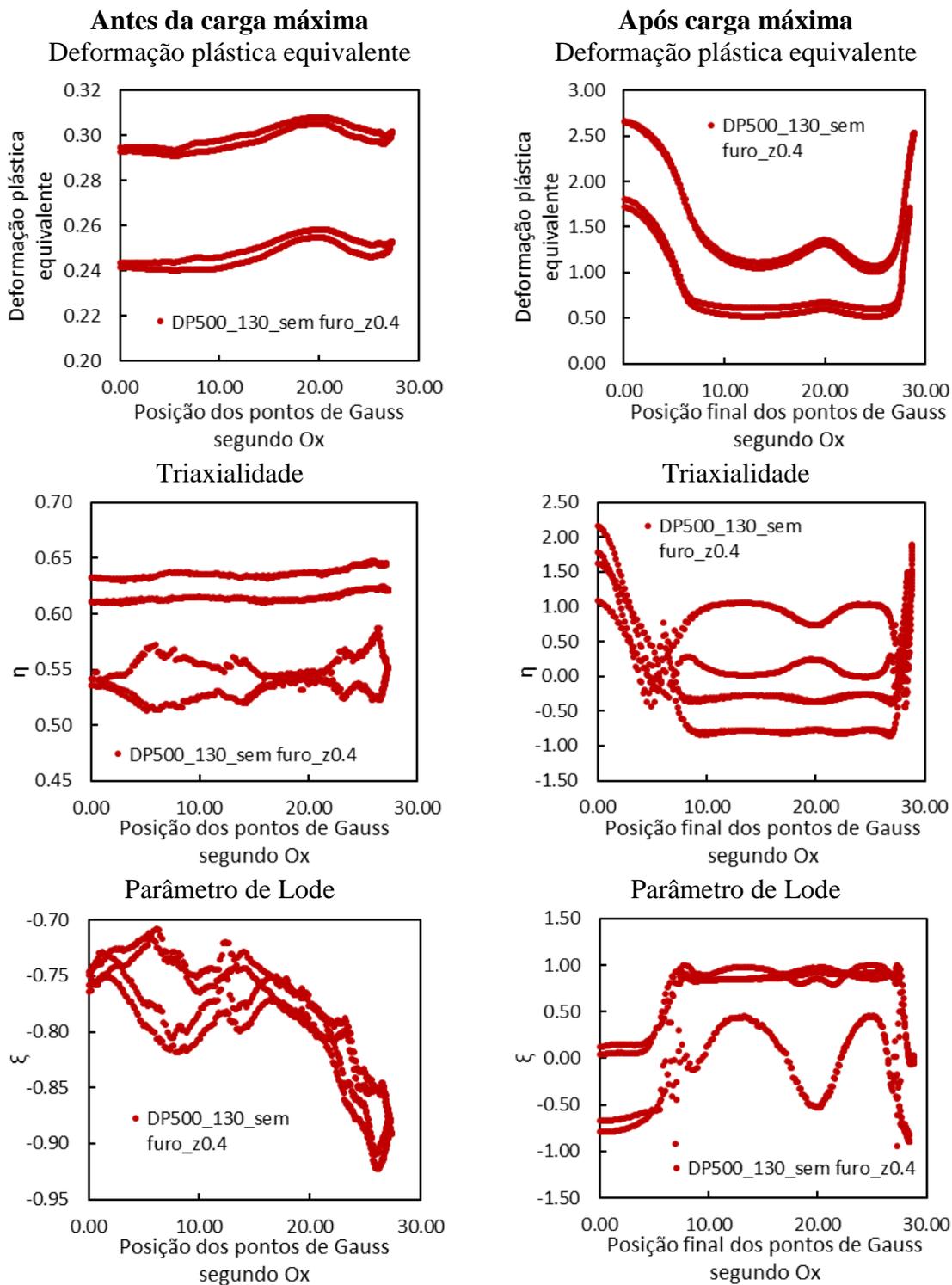


Figura 3.22. Distribuição da deformação plástica equivalente e dos parâmetros característicos do estado de tensão, para os PG localizado num raio inicial de 24.7 mm, no interior da chapa, para o DP500, com D=130 mm (sem furo).

A Figura 3.23 apresenta a evolução destas variáveis para um PG, localizado num raio inicial de 24.7 mm (ver Figura 3.19), sendo que neste caso corresponde a um elemento localizado do lado da matriz. De modo a facilitar a interpretação, a evolução é apresentada em função do deslocamento do punção. A evolução da deformação plástica equivalente apresenta um comportamento idêntico ao observado nos ensaios de tração, i.e. uma evolução monótona, seguida de um forte aumento após a localização. O elemento localiza-se inicialmente próximo da zona plana do punção, mas durante a deformação é promovido o seu deslocamento para a zona curva. Observa-se que a triaxialidade apresenta um valor muito constante ao longo deste processo, sendo que o seu valor é próximo de 0.6. Tal como no ensaio de tração, esta variável apresenta uma forte variação apenas após a carga máxima. A evolução da tensão média (normalizada) apresenta uma tendência crescente, sendo que também apresenta forte variação apenas após a carga máxima. No entanto, o parâmetro de Lode apresenta algumas oscilações antes de ser atingida a carga máxima. Neste caso, estas não podem ser associadas à tensão média. Ao longo do processo começa por tomar valores próximos de zero e tende para valores próximos de -1. A combinação destes valores com o de triaxialidade indica estados de tensão entre a deformação plana e a equibiaxial, o que está de acordo com o observado na análise das trajetórias de deformação, realizada na secção anterior.

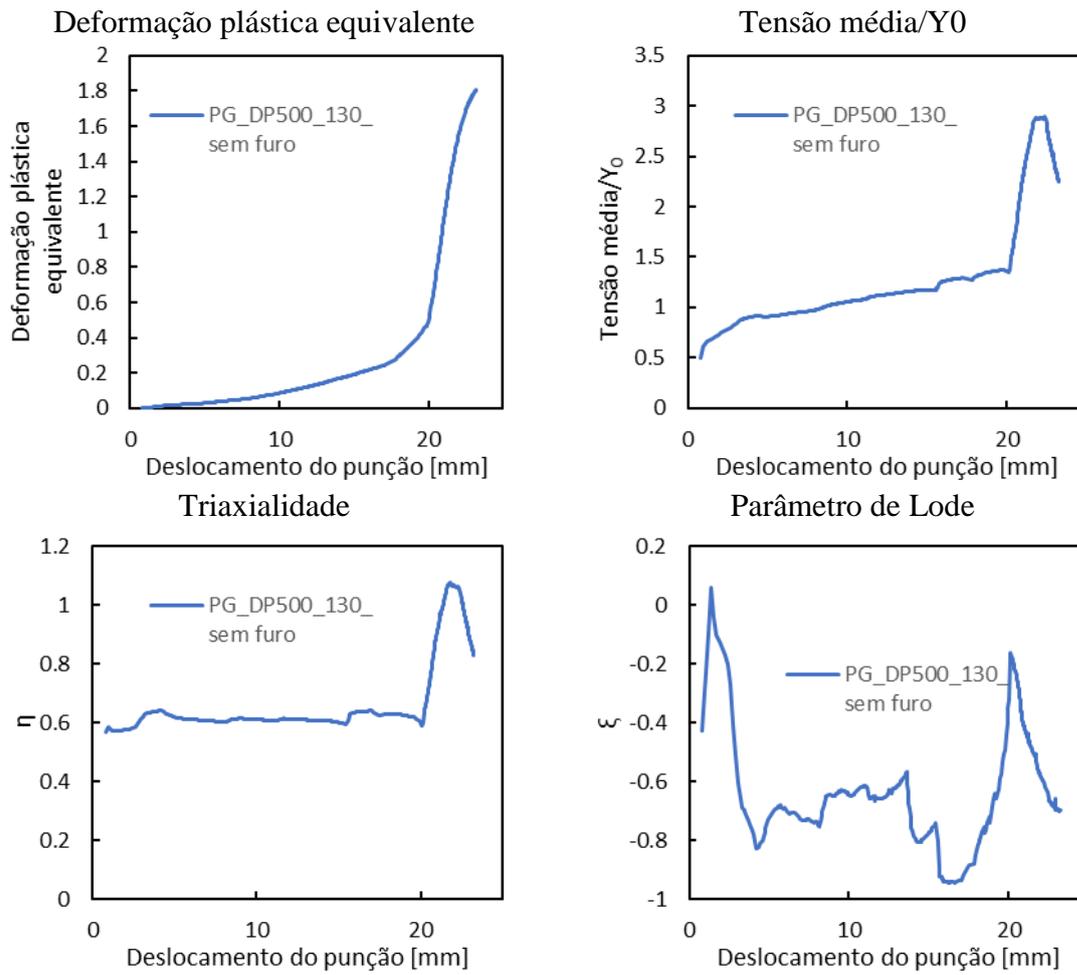


Figura 3.23. Evolução da deformação plástica equivalente e dos parâmetros característicos do estado de tensão, para um PG localizado num raio inicial de 24.7 mm, para o DP500, com D=130 mm (sem furo).

4. CONCLUSÃO

Este trabalho foi realizado com o intuito de avaliar a capacidade do MEF de prever o início da localização da deformação, bem como da fratura dúctil. Neste contexto, foram realizadas simulações numéricas de um ensaio de tração, considerando diferentes discretizações espaciais de elementos finitos hexaédricos, lineares e quadráticos, com o auxílio do programa DD3IMP. Neste estudo foi possível concluir que o refinamento da malha tem um maior impacto quando se comparam resultados após a carga máxima, do que até este ponto. De facto, quando se considera apenas os resultados até à carga máxima, o refinamento da malha conduz a resultados convergente. Após a carga máxima, os resultados divergem- Por exemplo, o valor da força, para o mesmo deslocamento, reduz com a diminuição do tamanho do elemento, i.e. a deformação plástica equivalente aumenta. A discretização espacial fora da zona onde ocorre a localização da deformação não tem um impacto tão relevante na precisão dos resultados.

Em relação aos parâmetros que caracterizam o estado de tensão, o estudo focou-se na triaxialidade e no parâmetro de Lode, onde se observam diferenças para as várias discretizações, após a carga máxima. Até à carga máxima, a triaxialidade apresenta o valor teórico de $1/3$ e o parâmetro de Lode o valor de 1.0 . Após a carga máxima, as malhas com elementos lineares e quadráticos apresentam comportamentos distintos. Para as malhas lineares, o valor da triaxialidade aumenta, e atinge valores superiores a $2/3$ (estado de tensão equibiaxial), para as discretizações mais refinadas. Para as malhas quadráticas, observam-se oscilações do valor da triaxialidade, sendo que a gama aumenta com a diminuição da dimensão do elemento finito no plano. Em relação ao parâmetro de Lode, para as malhas lineares, o valor decresce, sendo atingidos valores negativos para as discretizações mais refinadas. Para as malhas quadráticas, o parâmetro de Lode também diminui, mas para um valor próximo de -0.25 .

O estudo do ensaio de tração foi complementado com a análise da influência da regra de integração adotada, para elementos finitos hexaédricos lineares, com o auxílio do programa ABAQUS. Foram analisadas a integração reduzida, a reduzida seletiva e integração incompatível, implementadas no ABAQUS, e a reduzida seletiva implementada

no DD3IMP. Observa-se que a integração incompatível é a que conduz a resultados mais díspares dos restantes tipos de integração.

A distribuição espacial dos parâmetros característicos do estado de tensão também foi analisada. Observa-se que, para os diferentes pontos de Gauss em análise, o parâmetro de Lode pode apresentar grandes diferenças de ponto para ponto, na zona de localização da deformação. Estas oscilações são ainda mais evidentes para a malha mais refinada e para as simulações com integração incompatível. Os elementos quadráticos apresentam oscilações também para a distribuição da triaxialidade. A comparação dos resultados deste estudo com resultados anteriores, indicam que as oscilações na distribuição espacial dos parâmetros característicos do estado de tensão são influenciadas pelo valor de deformação plástica equivalente atingida, i.e. a sua amplitude é maior para maiores níveis de deformação.

Foram também realizadas simulações numéricas do ensaio de estampagem de uma taça cilíndrica, em que se procurou reproduzir as condições utilizadas nos ensaios experimentais realizados para determinar a Relação Limite de Estampagem. A comparação das curvas força-deslocamento do punção, experimentais e numéricas, permite constatar que a seleção de um coeficiente de atrito constante e uniforme permite prever uma evolução semelhante para a força. Globalmente, a simulação numérica permite prever para que diâmetros iniciais não é possível produzir uma taça cilíndrica. Na análise da distribuição de espessura das taças ao longo da altura observa-se uma redução da espessura para a altura máxima, o que mostra que o recurso ao anel de suporte do cerra-chapas não é eficaz para evitar o efeito de estiramento provocado pelo cerra-chapas, em particular, para diâmetros iniciais maiores. A análise da distribuição da deformação plástica equivalente nas taças evidencia uma concentração das deformações na zona do furo de centragem, para o qual foram impostas condições de fronteira de deslocamento radial nulo. A análise das trajetórias de deformação permite salientar que os pontos na proximidade do furo apresentam uma trajetória de deformação plana, que conduz a localização da deformação nesta zona, ao contrário do que é observado experimentalmente. De facto, o local onde ocorre a rotura é muito sensível às condições de fronteira adotadas. Globalmente, o local onde ocorre a rotura e, em particular, o instante são influenciados pela descrição do comportamento plástico do material.

No estudo da evolução dos parâmetros característicos do estado de tensão ao longo do processo de conformação, para um PG, constata-se que a deformação plástica equivalente apresenta um comportamento idêntico ao observado nos ensaios de tração. A triaxialidade apresenta um valor quase constante até ao instante da carga máxima, após o qual apresenta uma variação. A tensão média apresenta uma tendência crescente e, como a triaxialidade, após o instante da carga máxima sofre uma forte variação. O parâmetro de Lode apresenta oscilações ao longo de todo o processo, estas oscilações, neste caso, não podem estar associadas à tensão média. O conjunto de valores do parâmetro de Lode e da triaxialidade indicam estados de tensão entre a deformação plana e a equibiaxial. A distribuição espacial destes parâmetros foi analisada, para um conjunto de PG ao longo de um raio, para o instante anterior à carga máxima e para um instante posterior à carga máxima. A triaxialidade, antes da carga máxima, apresenta valores positivos, próximos do valor do estado de tensão equibiaxial e o parâmetro de Lode apresenta valores próximos de -1.0, também associado ao estado de tensão equibiaxial. Após a carga máxima a triaxialidade e o parâmetro de Lode apresentam uma grande amplitude de variação, que podem estar relacionadas pela forte estrição do elemento. Este exemplo permite também evidenciar que, as distribuições espaciais dos parâmetros que caracterizam o estado de tensão apresentam oscilações, incluindo entre pontos de integração do mesmo elemento. Esta variação, associada à sensibilidade à discretização espacial adotada, deve ser considerada na implementação de modelos de dano.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Abaqus Analysis User's Manual. (n.d.). Retrieved from <http://dsk-016-1.fsid.cvut.cz:2080/v6.12/books/usb/default.htm?startat=pt06ch28s01ael02.html>
- Alves, J. L. de C. M. (2003). *Simulação Numérica do Processo de Estampagem de Chapas Metálicas*. Tese de Doutorado, Universidade do Minho.
- Amaral, R. L., Santos, A. D., Miranda, S. S., & De Sá, J. C. (2019). Earing profile and wall thickness prediction of a cylindrical cup for dual-phase steels using different yield criteria in FE simulation. *AIP Conference Proceedings*, 2113(July).
<https://doi.org/10.1063/1.5112749>
- Areias, P. M. A., de Sá, J. M. A. C., & António, C. A. C. (2003). Analysis of 3D problems using a new enhanced strain hexahedral element. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 58(11), 1637–1682. <https://doi.org/10.1002/nme.835>
- Bai, Y. (2008). Effect of Loading History on Necking and Fracture. Tese de Doutorado, Massachusetts Institute of Technology.
- Baptista, A. (2006). *Modelação Mecânica e Simulação Numérica do Processo de Estampagem Multi-Etapas Modelação Mecânica e Simulação Numérica do Processo de Estampagem Multi-Etapas - Aplicação do processo de chapas soldadas* (Tese de Doutorado, Universidade de Coimbra). Retrieved from <https://pt.slideshare.net/AntnioBaptista/antonio-baptista-ajbaptistatesephdjan2007>
- Barros, P. D., Neto, D. M., Alves, J. L., Oliveira, M. C., & Menezes, L. F. (2015). DD3IMP, 3D Fully Implicit Finite Element Solver: Implementation of CB2001 Yield Criterion. *Romanian Journal of Technical Sciences – Applied Mechanics*, 60(1–2), 105–136.
- Brito, J. P., Oliveira, M. C., Neto, D. M., Alves, J. L., & Menezes, L. F. (2019). Influence of the characteristics of the 3D FE mesh on the evolution of variables used to characterize the stress state. *AIP Conference Proceedings*, 2113(1), 1–6.
<https://doi.org/10.1063/1.5112712>
- Dick, R. E. (2017). *Anisotropy and Failure Modeling for Nonlinear Strain Paths and Its Application to Rigid Packaging*. Tese de Doutorado, Faculty of Science,

Engineering and Built Environment Deakin University.

Fish, J., & Belytschko, T. (2007). A First Course in Finite Elements. In *A First Course in Finite Elements*. <https://doi.org/10.1002/9780470510858>

Hill, R. (1948). A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals.

Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences, 193(1033), 281–297. <https://doi.org/10.1098/rspa.1948.0045>

Hu, P., Liu, Y. Q., & Wang, J. C. (2001). Numerical study of the flange earring of deep-drawing sheets with stronger anisotropy. *International Journal of Mechanical Sciences*, 43(1), 279–296. [https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(99\)00119-8](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(99)00119-8)

Hughes, T. J. R. (1980). Generalization of selective integration procedures to anisotropic and nonlinear media. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 15(9), 1413–1418. <https://doi.org/10.1002/nme.1620150914>

Laurent, H., Greze, R., Oliveira, M. C., Menezes, L. F., Manach, P. Y., & Alves, J. L. (2010). Numerical study of springback using the split-ring test for an AA5754 aluminum alloy. *Finite Elements in Analysis and Design*, 46(9), 751–759. <https://doi.org/10.1016/j.finel.2010.04.004>

Marciniak, Z., Kuczyński, K., & Pokora, T. (1973). Influence of the plastic properties of a material on the forming limit diagram for sheet metal in tension. *International Journal of Mechanical Sciences*, 15(10), 789–800. [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(73\)90068-4](https://doi.org/10.1016/0020-7403(73)90068-4)

Menezes, L. F. (1995). *Modelação tridimensional e simulação numérica dos processos de enformação por deformação plástica*. Tese de Doutoramento, Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra.

Menezes, L. F., & Teodosiu, C. (2000). Three-dimensional numerical simulation of the deep-drawing process using solid finite elements. *Journal of Materials Processing Technology*, 97(1–3), 100–106. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00345-3](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00345-3)

Morales, E. D. (2013). *Análise De Critérios De Falha Em Materiais Dúcteis : Um Estudo Numérico E Experimental*. Tese de Mestrado, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.

Paul, S. K. (2013). Theoretical analysis of strain- and stress-based forming limit diagrams. *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 48(3), 177–188. <https://doi.org/10.1177/0309324712468524>

Perumal, L. (2016). A Novel Virtual Node Hexahedral Element with Exact Integration and Octree Meshing. *Mathematical Problems in Engineering*, 2016.

<https://doi.org/10.1155/2016/3261391>

Westhäuser, S., Schneider, M., Teschner, M., & Denks, I. A. (n.d.). *Local ductility – key parameter for predicting formability of AHSS*.

Xue, L., & Wierzbicki, T. (2009). Numerical simulation of fracture mode transition in ductile plates. *International Journal of Solids and Structures*, 46(6), 1423–1435.

<https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2008.11.009>

ANEXO A

Neste anexo são apresentados os resultados das simulações numéricas do ensaio de tração de elementos finitos lineares com quatro elementos em espessura.

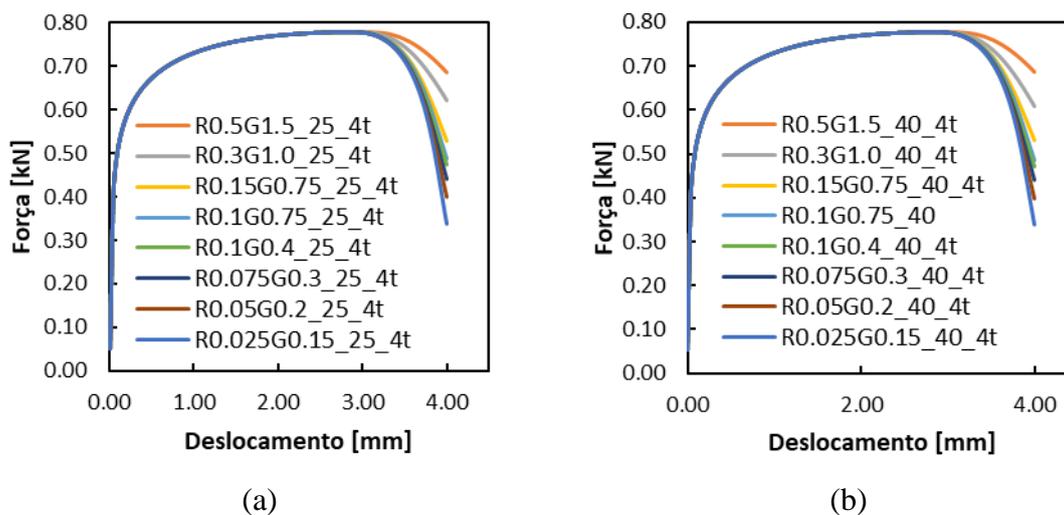


Figura A. 1. Curva força-deslocamento para diferentes malhas de elementos finitos lineares com 4 elementos em espessura: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

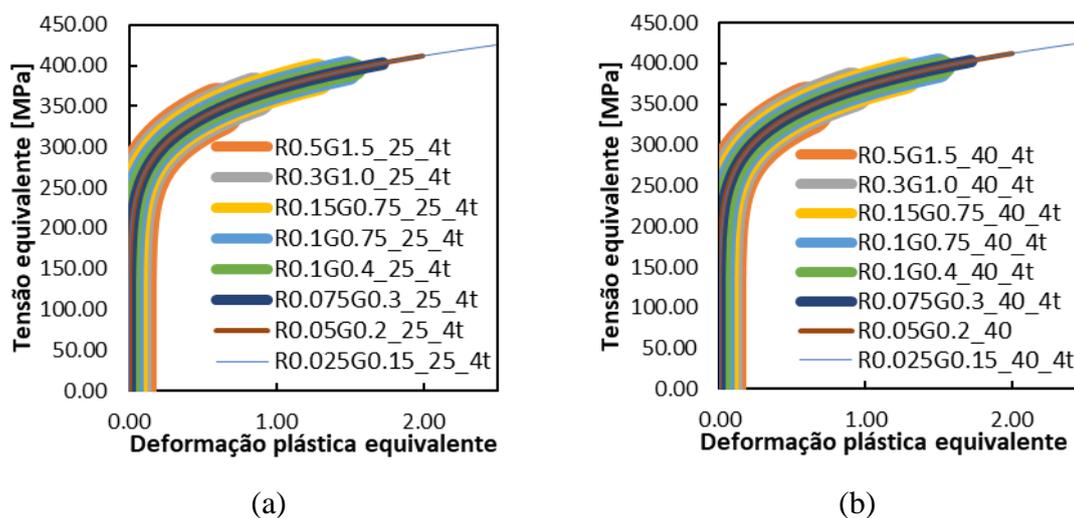


Figura A. 2. Curva tensão equivalente-deformação plástica equivalente para diferentes malhas de elementos finitos lineares com 4 elementos em espessura: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

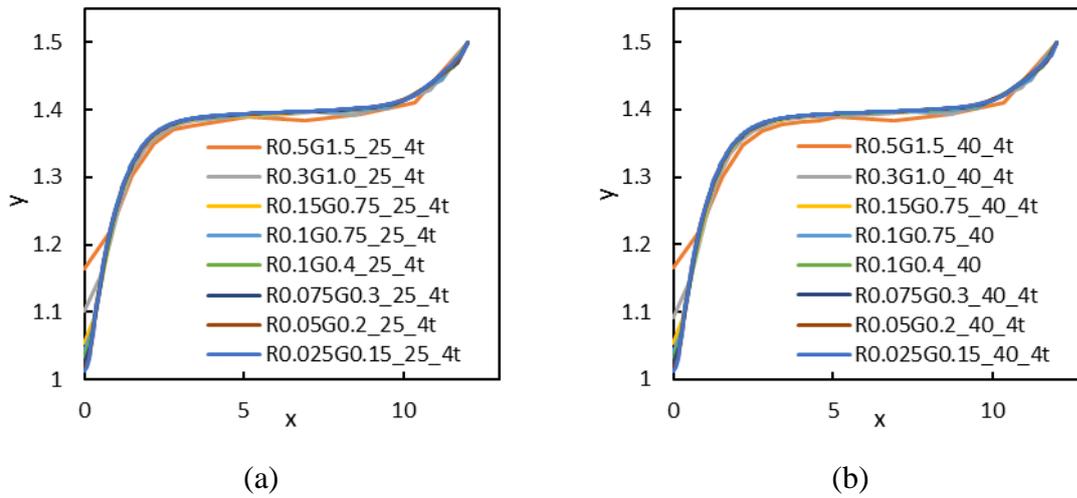


Figura A. 3. Geometria final de $\frac{1}{4}$ do provete para diferentes malhas de elementos finitos lineares com 4 elementos em espessura (em mm): (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

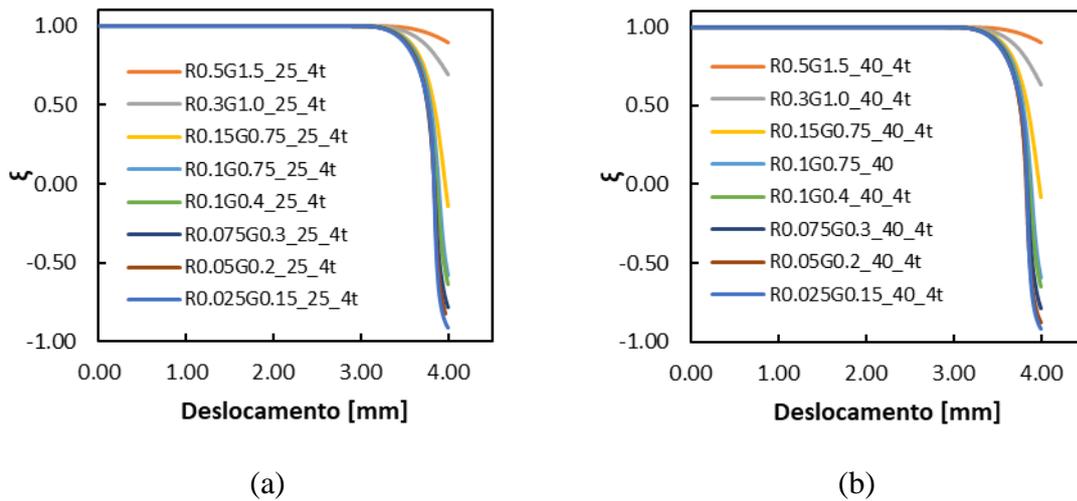


Figura A. 4. ξ em função do deslocamento para diferentes malhas de elementos finitos lineares com 4 elementos em espessura: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

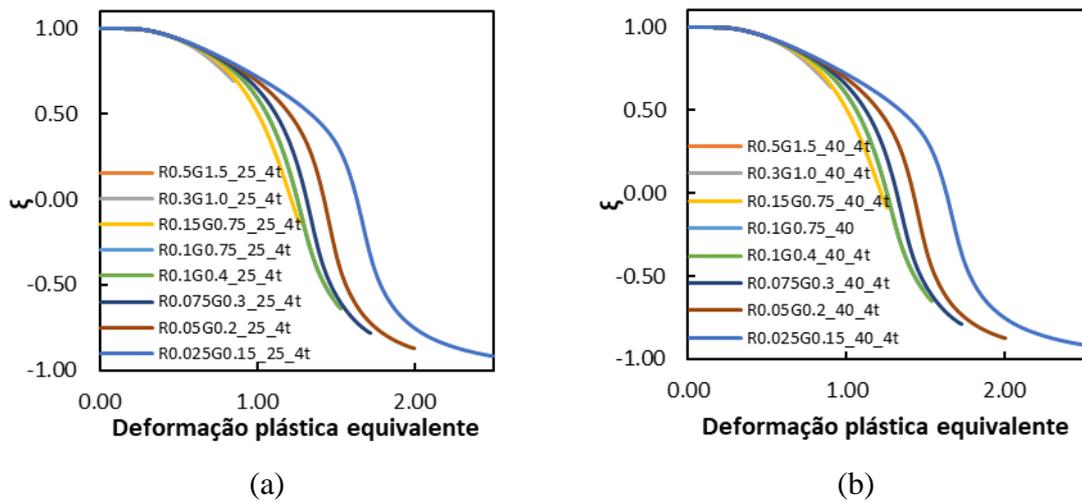


Figura A. 5. ξ em função da deformação plástica equivalente para diferentes malhas de elementos finitos lineares com 4 elementos em espessura: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

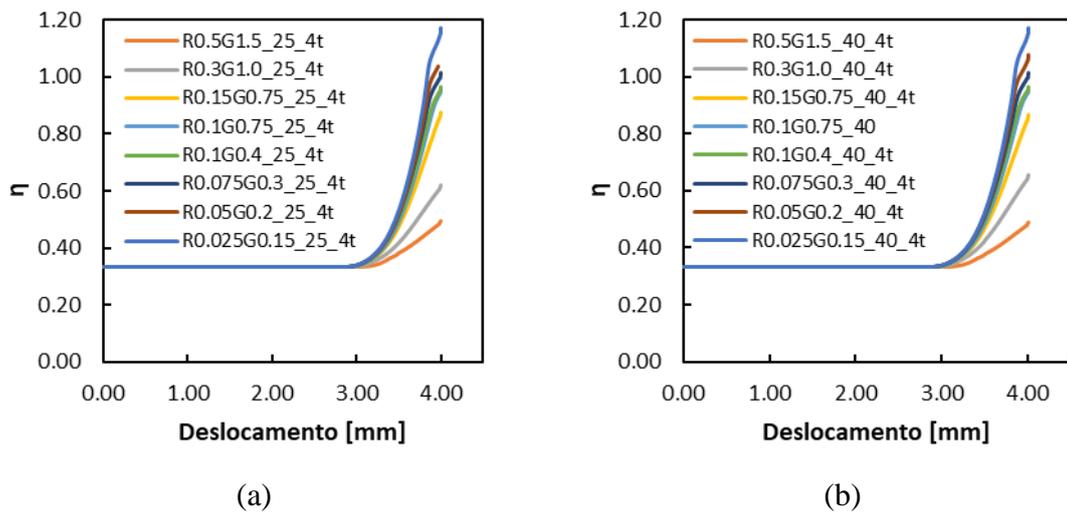


Figura A. 6. η em função do deslocamento para diferentes malhas de elementos finitos lineares com 4 elementos em espessura: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

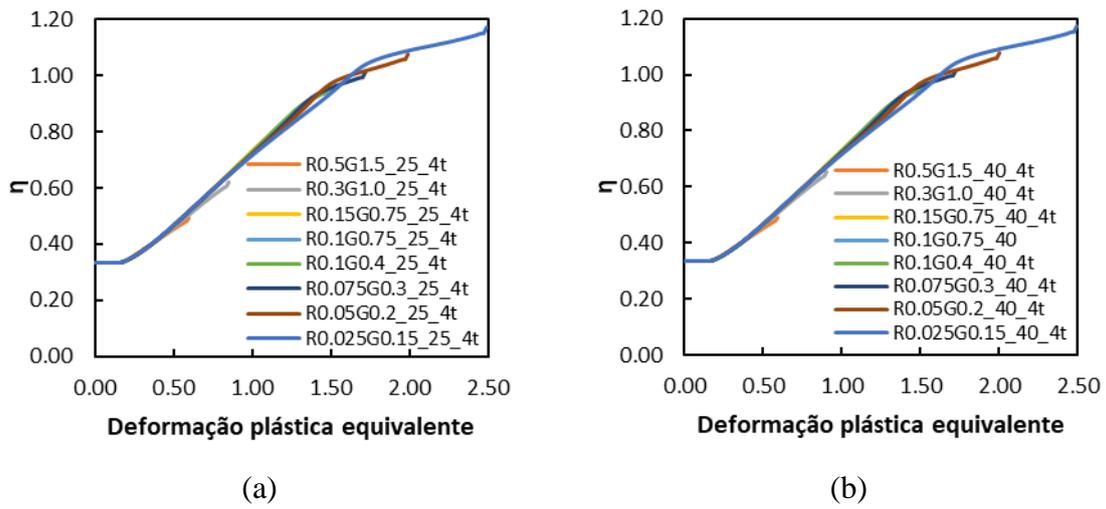


Figura A. 7. η em função da deformação plástica equivalente para diferentes malhas de elementos finitos lineares com 4 elementos em espessura: (a) 25% do provete refinado; (b) 40% do provete refinado.

