

Hélder Tiago Carriço Mata

**Estudo de Estruturas Sandwich Hidroformadas
Constituídas por Núcleo de Espumas Metálicas**

Dissertação para obtenção do grau de Doutor em Engenharia Mecânica

Porto, 2014

*“Todo o nosso conhecimento se inicia
com sentimentos”*

Leonardo da Vinci (1452-1519)

Agradecimentos

Enquanto autor do deste texto gostaria de expressar os meus mais sinceros agradecimentos a todas as pessoas que de uma maneira, ou de outra contribuíram para a sua realização.

Gostaria de começar por agradecer de uma forma particular, ao mentor deste trabalho o meu orientador, o Professor Renato Natal Jorge. E gostava de lhe agradecer primeiramente, pela oportunidade que me proporcionou, depois agradecer-lhe o seu apoio, o seu esforço e dedicação no reunir das melhores condições, quer para o desenrolar do próprio trabalho, quer no criar de condições financeiras, logísticas e pessoais que possibilitaram a sua concretização.

De seguida agradeço ao meu coorientador, o Professor Abel Dias Santos, pela disponibilidade das longas horas passadas no laboratório na realização dos ensaios experimentais, por todas as sugestões que constantemente me dirigia, fossem elas no sentido de melhorar o trabalho realizado, ou fossem direcionadas no sentido de melhorar métodos de trabalho. Sem dúvida que contribuíram para um melhor resultado final do ponto de vista do trabalho e do ponto de vista pessoal.

Não poderia deixar de agradecer ao Doutor Marco Parente, por todo apoio, por toda a boa vontade sempre demonstrada na solução das mais diversas questões que pareciam intransponíveis e que com a sua ajuda foram sendo constantemente ultrapassadas.

Um agradecimento especial aos colegas e amigos que me acompanharam nesta etapa, que deram sempre o melhor de si para a resolução das mais diversas questões ao longo deste trabalho e que ficaram para a vida, em especial à Thuane da Roza, Sónia Santos, Vera Trindade, António Melro, Fábio Reis, Luís Cardoso, Carla Santos, Nilza Ramião e Daniel Pina.

Agradeço também à Fundação para a Ciência e a Tecnologia pelo apoio financeiro disponibilizado, através do projeto “Estruturas sandwich hidroformadas e constituídas por espumas metálicas” (PTDC/EME-TME/098050/2008), ao projeto europeu ENLIGHT - Enhanced Lightweight Design (Grant agreement no. 314567) e ao Projeto que está a suportar a bolsa neste momento “Biomechanics: contributions to the healthcare” (NORTE-07-0124-FEDER-000035), co-financiado pelo Programa Operacional Regional do Norte (ON.2 - O Novo Norte), através do Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER).

Agradeço ainda ao Instituto de Engenharia Mecânica (IDMEC), em especial à “Julinha”, com quem tive o prazer de poder trabalhar e que pela sua generosidade, dedicação e boa disposição não esquecerei, ao Instituto de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial (INEGI), bem como ao Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial pelas condições e meios disponibilizados.

Por fim agradeço aos meus Pais, à minha Irmã e aos meus Amigos, por tudo aquilo que hoje sou, pelo “suporte” de sempre, pelo incentivo constante e pelo exemplo que são para mim, é esse exemplo que me faz procurar dia a dia fazer mais e melhor.

Helder Mata (Porto, 2014)

Resumo

O desenvolvimento de novos materiais, com uma rigidez específica mais elevada e com capacidade de absorção de energia ao impacto, poderão contribuir para minorar as consequências resultantes dos acidentes de viação, ao mesmo tempo que procuram fazer diminuir a emissão de gases poluentes. Do ponto de vista ambiental, a utilização de materiais leves e otimizados, tem repercussões diretas na eficiência dos motores, contribuindo dessa forma para a redução da emissão de gases poluentes. A utilização de materiais compósitos metálicos mais leves e com melhores propriedades específicas têm assim um papel relevante neste contexto.

No campo dos compósitos de matriz metálica, as espumas de alumínio podem ser diretamente aplicáveis a estruturas do tipo sandwich, nas quais o núcleo em espuma metálica, extremamente leve, é restringido por peles em chapa metálica. O núcleo em espuma metálica tem o papel de aumentar a rigidez da estrutura global, enquanto as peles metálicas contribuem para a rigidez e resistência mecânica do conjunto. Tais compósitos têm aplicação direta na área dos transportes, como é o caso da indústria aeronáutica, ferroviária e automóvel. No entanto, uma dificuldade acrescida surge sempre que há a necessidade de conformar plasticamente estas estruturas sandwich, nomeadamente quando são empregues processos convencionais de conformação plástica aplicados a chapas. Perante essa dificuldade esta tese procura estabelecer linhas de investigação e desenvolvimento relativas à aplicação de processos de conformação plástica por hydroforming a estruturas sandwich com núcleo em espuma de alumínio para aplicações correntes. Para tal, são desenvolvidos um conjunto de modelos numéricos baseados em comportamentos mecânicos obtidos experimentalmente. Pretende-se desta forma obter uma ferramenta numérica que permita simular a aplicação deste tipo de processos a este tipo de estruturas e que leve à obtenção de um produto final com um desempenho inovador, tendo em consideração as características mecânicas de cada um dos materiais que constituem as estruturas sandwich.

Abstract

The development of new materials, with improved energy absorption capabilities during an accident and with a higher stiffness, could contribute to reducing the consequences of road accidents, while seeking to reduce the emission of greenhouse gases. From an environmental point of view, the use of lightweight, optimized materials for increased energy absorption during impact has a direct influence on the efficiency of engines, contributing to reducing greenhouse gas emissions. The use of lighter metal composite materials with improved specific properties has an important role in this field.

In the field of metal matrix composites, aluminium metal foams can be directly applied to sandwich type structures, in which the core lightweight metal foam is restricted with two skins of sheet metal. The aluminium metal foam core has the function of providing a high rate of energy absorption per unit weight, while the skins of metal contribute to the stiffness and strength of the assembly. Such composites have direct application in the transportation industry, such as the aerospace, rail and automotive industry. However, an increased difficulty arises when there is the need to plastically conform these sandwich structures, particularly when conventional plastic forming processes are employed. Faced with this difficulty, this Thesis intends to establish lines of research for the application of hydroforming to the metal forming processes of sandwich structures with aluminium metal foam core, for current applications development. A set of numerical models is therefore developed with this objective, established on experimentally obtained mechanical behaviours. The objective is thus to obtain a numerical tool, capable of simulating the application of the hydroforming process to this type of structure, taking into account the mechanical characteristics of each material constituting the sandwich structure.

Índice

Agradecimentos	vii
Resumo	ix
Abstract	xi
Índice	xiii
Lista de Figuras	xvii
Lista de Tabelas	xxiii
Nomenclatura	xxv
CAPÍTULO 1	1
Introdução	1
1.1 - Nota Introdutória	1
1.2 - Apresentação e Objetivos da Tese	2
1.3 - Organização da Tese	3
Referências	4
CAPÍTULO 2	5
Estruturas Sandwich com Núcleo em Espuma Metálica	5
2.1 - Estrutura Sandwich	5
2.1.1 - Núcleo	6
2.1.2 - Faces	7
2.1.3 - Adesivo	7
2.1.4 - Comportamento Estrutural	8
2.2 - Nota Histórica	9
2.3 - Estrutura da Espuma do Núcleo	11
2.3.1 - Espumas Metálicas de Célula Aberta	12
2.3.2 - Espumas Metálicas de Célula Fechada	12
2.3.3 - Processo de Fabrico da Espuma	13
2.3.4 - Aplicações	17
2.4 - Estrutura da Chapa das Faces	19
2.4.1 - Processo de Fabrico da Chapa	19
2.4.2 - Aplicações	20
2.5 - Perspetiva Ambiental	21
Referências	22

CAPÍTULO 3	25
Modelos Constitutivos das Faces e do Núcleo da Estrutura Sandwich	25
3.1 - Características Mecânicas da Chapa das Faces	25
3.1.1 - Tração Uniaxial da Chapa das Faces	26
3.1.2 - Modelo Elastoplástico das Faces	28
3.1.3 - Função de Cedência	32
3.1.4 - Critério de Cedência de von Mises	33
3.1.5 - Regra do Encruamento	34
3.1.6 - Anisotropia das Ligas de Alumínio	37
3.1.6.1 - Critério de Hill	38
3.1.6.2 - Critério de Hill - Anisotropia Planar	39
3.1.6.3 - Critério Barlat 91	42
3.2 - Características Mecânicas da Espuma do Núcleo	43
3.2.1 - Densidade da Espuma	45
3.2.2 - Propriedades Mecânicas da Espuma	45
3.2.2.1 - Módulo de Young da Espuma	45
3.2.2.2 - Efeito do Tamanho da Espuma	46
3.2.2.3 - Compressão Uniaxial da Espuma	47
3.2.2.4 - Tração Uniaxial da Espuma	49
3.2.3 - Anisotropia das Espumas Metálicas	51
3.2.4 - Propriedades de Absorção de Energia da Espuma	52
3.2.5 - Modelo Elastoplástico do Núcleo	53
3.2.6 - Critério de Cedência	53
3.2.7 - Definição da Superfície de Cedência	55
3.2.8 - Modelo de Deshpande	55
Referências	59
CAPÍTULO 4	63
Ensaio de Caracterização Mecânica Experimentais - Faces e Núcleo	63
4.1 - Caracterização Mecânica Experimental da Chapa das Faces	63
4.2 - Caracterização Mecânica Experimental da Espuma do Núcleo	68
4.3 - Tração da Estrutura Sandwich	70
Referências	73
CAPÍTULO 5	75
Evolução do Modelo Elastoplástico da Espuma - Modelação Numérica	75
5.1 - Procedimento para Atualização de Estado	75
5.2 - Cálculo da Matriz Tangente Consistente	83
5.3 - Simulação Numérica dos Ensaio de Caracterização Mecânica Experimentais	85
5.3.1 - Ensaio de Tração	85
5.3.2 - Ensaio Uniaxial de Compressão	90
Referências	93
CAPÍTULO 6	95
Estudo e Validação do Comportamento Mecânico da Estrutura Sandwich	95

6.1 - Flexão da Estrutura Sandwich	95
6.1.1 - Ensaio de Flexão em Três Pontos	96
6.1.2 - Ensaio UCB	100
6.2 - Ensaio com Punção Esférico	110
6.3 - Ensaio Hidráulico de Expansão Biaxial	124
6.4 - Aplicação da Estrutura Sandwich na Obtenção de Um Componente Automóvel	133
Referências	137
CAPÍTULO 7	139
Conclusões e Trabalhos Futuros	139
7.1 - Conclusões	139
7.2 - Trabalhos Futuros	141
ANEXO A	143
Método de Newton-Raphson	143

Lista de Figuras

Figura 1.1 - Estrutura sandwich estudada.	2
Figura 2.1 - Composição de uma estrutura sandwich.	5
Figura 2.2 - Diferentes tipos de materiais do núcleo [9].	7
Figura 2.3 - Diferentes tipos de materiais das faces.	7
Figura 2.4 - Modos de falha do adesivo [5].	8
Figura 2.5 - Estruturas celulares [19, 20].	11
Figura 2.6 - Estrutura celular - Espumas de célula aberta [18].	12
Figura 2.7 - Estrutura celular - Espumas de célula fechada.	12
Figura 2.8 - Tipos de estrutura da espuma metálica.	13
Figura 2.9 - Insuflação de ar através da liga metálica no estado líquido.	14
Figura 2.10 - Utilização de um agente que promove a formação de espuma [18, 25].	15
Figura 2.11 - Consolidação de um pó metálico com um agente que promove a formação de espuma [18, 22 - 25].	16
Figura 2.12 - Investment casting.	17
Figura 2.13 - Aplicações na aeronáutica e aeroespacial [18].	18
Figura 2.14 - Depósito de nitrogénio líquido para aviação [25].	18
Figura 2.15 - Aplicações estruturais.	18
Figura 2.16 - Aplicações de isolamento e de transferência de calor [18, 25 - 26].	19
Figura 2.17 - Processo de laminagem.	20
Figura 2.18 - Aplicações em embalagens e utensílios de cozinha.	20
Figura 2.19 - Aplicações estruturais ligadas à aviação e indústria automóvel.	21
Figura 2.20 - Aplicações ligadas à construção civil.	21
Figura 3.1 - Faces em chapa de alumínio da estrutura sandwich.	25

Figura 3.2 - Estrutura material da chapa.....	26
Figura 3.3 - Gráfico tensão-deformação de uma liga metálica [2].....	26
Figura 3.4 - Gráfico tensão-deformação de uma liga metálica com patamar de cedência [2].....	27
Figura 3.5 - Gráfico tensão-deformação com descarregamento e carregamento [2].....	28
Figura 3.6 - Comportamento elastoplástico - Modelo elastoplástico com endurecimento [2].	28
Figura 3.7 - Modelo reológico elastoplástico [1].....	29
Figura 3.8 - Lei da decomposição [2].	30
Figura 3.9 - Condição de ortogonalidade no espaço das tensões $\sigma_1 - \sigma_2$ [2].	33
Figura 3.10 - Representação das superfícies dos critérios de Tresca e de von Mises [1].....	34
Figura 3.11 - a) Encruamento isotrópico; b) Encruamento cinemático [2].	36
Figura 3.12 - Direções principais de um provete de tração para o cálculo dos coeficientes r	37
Figura 3.13 - Referencial usado para uma chapa para definição de diferentes ângulos α [17].	38
Figura 3.14 - Sistema de coordenadas - Chapa laminada.	38
Figura 3.15 - Núcleo em espuma metálica da estrutura sandwich.	43
Figura 3.16 - Estrutura material da espuma do tipo; a) Cymat com uma densidade relativa de 0.04; b) Alporas com uma densidade relativa de 0.09; c) Alulight com uma densidade relativa de 0.25 [27].	44
Figura 3.17 - Variabilidade do módulo de young com a densidade para diferentes espumas [27].	46
Figura 3.18 - Curva típica à compressão para espumas metálicas [27].....	47
Figura 3.19 - Mecanismos de deformação à compressão, células abertas a), b) e c), célula fechada d), e) e f) [27, 34-35].	48
Figura 3.20 - Curva típica à tração para espumas metálicas [27].	49
Figura 3.21 - Mecanismos de deformação à tração, células abertas a), b) e c), célula fechada d), e) [27, 34 - 35].	50
Figura 3.22 - Modelação para as células abertas Ashby e Gibson [28] - Compressão.....	50
Figura 3.23 - Modelação para as células fechadas Ashby e Gibson [28] - Compressão.	51
Figura 3.24 - Representação esquemática de um Absoror real vs. Absoror ideal [35].	52
Figura 3.25 - Curvas de compressão de espumas de alumínio para diferentes densidades [14].	53
Figura 3.26 - Definição da superfície de cedência do modelo de Deshpande [39].....	55
Figura 3.27 - Resultados da definição da superfície de cedência do modelo de Deshpande [39].	55
Figura 3.28 - Superfície de cedência do modelo de Deshpande em referencial p, q [39, 43].	56
Figura 3.29 - Formas de escoamento: (a) associado; (b) não associado [2].	57
Figura 4.1 - Provetes caracterização da chapa das faces EN AW 5754 (AlMg3).	64

Figura 4.2 - Provetes tração norma ASTM E 8M-04.	64
Figura 4.3 - Ensaio tração da chapa das faces.	64
Figura 4.4 - DIC - Digital image correlation.	65
Figura 4.5 - Provetes com diferentes valores e α relativamente à direção de laminagem usados.	65
Figura 4.6 - Curvas tensão real - deformação real ensaio de tração chapa.	66
Figura 4.7 - Curva tensão real - deformação real ensaio de tração DIC.....	66
Figura 4.8 - Pormenor da deformação local DIC - $\alpha = 0^\circ$	67
Figura 4.9 - Pormenor da deformação local DIC - $\alpha = 45^\circ$	67
Figura 4.10 - Pormenor da deformação local DIC - $\alpha = 90^\circ$	68
Figura 4.11 - Variação do r-value com deformação para os três valores de α - DIC system.	68
Figura 4.12 - Provetes caracterização da espuma do núcleo do tipo APORAS.....	68
Figura 4.13 - Ensaio compressão - Caracterização da espuma.	69
Figura 4.14 - Ensaio compressão - Caracterização da espuma.	69
Figura 4.15 - Variação de espessura sofrida pelos provetes ensaiados.	70
Figura 4.16 - Curvas Força - Deslocamento obtidas dos ensaios experimentais de compressão.	70
Figura 4.17 - Ensaio tração - Tração estrutura sandwich.	71
Figura 4.18 - Ensaio tração problemas de amarração.	71
Figura 4.19 - Provetes sem problemas de amarração ensaiados.	71
Figura 4.20 - Curvas tensão - deformação ensaio de tração estrutura Sandwich.	72
Figura 4.21 - Rotura da espuma do núcleo nos provetes ensaiados.....	72
Figura 5.1 - Modelação Numérica ensaio de tração - chapa.	85
Figura 5.2 - Modelação Numérica ensaio de tração - estrutura sandwich.	85
Figura 5.3 - Modelação Numérica ensaio de tração - chapa.	86
Figura 5.4 - Pontos tensão real - deformação real.	87
Figura 5.5 - Pontos tensão real - deformação real vs. Lei de Voce.	88
Figura 5.6 - Curvas força - alongamento para 45° comparação de resultados - Chapa.	88
Figura 5.7 - Exemplos de algumas simulações do ensaio de tração.....	89
Figura 5.8 - Exemplos de algumas simulações do ensaio de tração.....	89
Figura 5.9 - Comparação da tração estrutura sandwich com chapa de alumínio.	90
Figura 5.10 - Modelação Numérica ensaio de compressão - Espuma.	90
Figura 5.11 - Curva tensão - deformação usada na modelação numérica - Espuma.	92

Figura 5.12 - Modelação numérica ensaio de compressão Vs. Ensaio de compressão experimental.	92
Figura 5.13 - Comparação de resultados numéricos e experimentais.	93
Figura 6.1 - Configuração do ensaio de flexão em três pontos.	96
Figura 6.2 - Setup ensaio de flexão em três pontos.	97
Figura 6.3 - Setup ensaio de flexão em três pontos - Punção 30 mm.	97
Figura 6.4 - Modelo numérico - Ensaio de flexão em três pontos.	98
Figura 6.5 - Resultados experimentais - Ensaio de flexão em três pontos.	98
Figura 6.6 - Provetes ensaiados - Ensaio de flexão em três pontos.	99
Figura 6.7 - Resultados experimentais - Numéricos - Ensaio de flexão em três pontos.	100
Figura 6.8 - Configuração do ensaio UCB.	101
Figura 6.9 - Dimensão e orientação dos provetes - Ensaio UCB.	101
Figura 6.10 - Provetes - Ensaio UCB.	102
Figura 6.11 - Setup ensaio UCB.	103
Figura 6.12 - Modelos numéricos - Ensaio de flexão em três pontos; a) $L_1 = 114$ mm, b) $L_2 = 167.5$ mm, c) $L_3 = 230$ mm.	104
Figura 6.13 - Camadas de elementos coesivos.	104
Figura 6.14 - Provetes ensaiados - Ensaio UCB.	106
Figura 6.15 - Ensaio UCB, RD - $d_{max} = 10$ mm.	106
Figura 6.16 - Ensaio UCB, RD - $d_{max} = 20$ mm.	107
Figura 6.17 - Ensaio UCB, TD - #7, #8.	108
Figura 6.18 - Resultados - Ensaio UCB $L_1 = 114$ mm.	109
Figura 6.19 - Resultados - Ensaio UCB $L_2 = 167.5$ mm.	109
Figura 6.20 - Resultados - Ensaio UCB $L_3 = 230$ mm.	110
Figura 6.21 - Ensaio Nakajima.	111
Figura 6.22 - Provetes do ensaio Nakajima.	111
Figura 6.23 - Provetes - Ensaio com punção Esférico.	112
Figura 6.24 - Matriz - Ensaio com punção Esférico.	113
Figura 6.25 - Cerra-chapas - Ensaio com punção Esférico.	113
Figura 6.26 - Punção - Ensaio com punção Esférico.	113
Figura 6.27 - Provetes usados Experimentalmente.	113
Figura 6.28 - Provetes com grelha de referência.	114

Figura 6.29 - Método de lubrificação.	114
Figura 6.30 - Configuração das Ferramentas e esboço no ensaio experimental de punção esférico.	114
Figura 6.31 - Ensaio com punção Esférico - Modelos numéricos; a) $C_1 = 25$ mm, b) $C_2 = 50$ mm, c) $C_3 = 75$ mm, $C_4 = 150$ mm.	115
Figura 6.32 - Provetes ensaiados - Ensaio com punção Esférico.	116
Figura 6.33 - Curvas força - deslocamento - Ensaio com punção Esférico.	117
Figura 6.34 - Provette 150 mm - Ensaio com punção Esférico.	117
Figura 6.35 - Elemento padrão da grelha usada.	118
Figura 6.36 - Pontos de deformação - direção 1.	119
Figura 6.37 - Pontos de deformação - direção 2.	119
Figura 6.38 - Comparação de deformações nas duas direções.	120
Figura 6.39 - Comparação dos resultados numéricos e experimentais dos valores força deslocamento - 25 mm.	120
Figura 6.40 - Comparação dos resultados numéricos e experimentais dos valores força deslocamento - 50 mm.	121
Figura 6.41 - Comparação dos resultados numéricos e experimentais dos valores força deslocamento - 75 mm.	121
Figura 6.42 - - Comparação dos resultados numéricos e experimentais dos valores força deslocamento - 150 mm.	121
Figura 6.43 - Localização da maior deformação no provete de 25 mm.	122
Figura 6.44 - Localização da maior deformação no provete de 50 mm.	123
Figura 6.45 - Localização da maior deformação no provete de 75 mm.	123
Figura 6.46 - Localização da maior deformação no provete de 150 mm.	124
Figura 6.47 - Processo de hydroforming.	124
Figura 6.48 - Ensaio Hidráulico de Expansão Biaxial (Bulge test).	125
Figura 6.49 - Matriz - Ensaio hidráulico de Expansão Biaxial.	126
Figura 6.50 - Cerra-chapas - Ensaio hidráulico de Expansão Biaxial.	126
Figura 6.51 - Ensaio hidráulico de Expansão Biaxial, a) Provetes, b) Ação do cerra-chapas, c) Bulge test.	127
Figura 6.52 - Modelação Numérica ensaio hidráulico de expansão Biaxial - Diferentes malhas, a) Usando elementos triangulares, b). Malha de geração radial com elementos C3D8, c) Malha gerada através de algoritmo incorporado no ABAQUS com elementos C3D8.	127
Figura 6.53 - Modelação Numérica ensaio de Ensaio hidráulico de Expansão Biaxial - Estrutura sandwich.	128
Figura 6.54 - Modelação Numérica ensaio de Ensaio hidráulico de Expansão Biaxial - Condições de fronteira.	128
Figura 6.55 - Ensaio hidráulico de Expansão Biaxial - Pressão 30 MPa.	130

Figura 6.56 - Ensaio hidráulico de Expansão Biaxial - Pressão 40 MPa.	130
Figura 6.57 - Ensaio hidráulico de Expansão Biaxial - Pressão 68 MPa.	131
Figura 6.58 - Variação da altura do Pólo com a pressão.	131
Figura 6.59 - Variação da espessura dos painéis com a pressão.	132
Figura 6.60 - Forma escolhida para conformar.	133
Figura 6.61 - Processo para a obtenção do molde.	134
Figura 6.62 - Superfície do molde.	134
Figura 6.63 - Modelo usado.	135
Figura 6.64 - Distribuição de tensões segundo o critério de von Mises.	136
Figura 6.65 - Modelo usado.	136
Figura 6.66 - Forma obtida vs. Forma pretendida.	137

Lista de Tabelas

Tabela 4.1 – Número de provetes por direção α	65
Tabela 5.1 – Propriedades elásticas da chapa de alumínio EN AW 5754.	86
Tabela 5.2 – Constantes usadas na lei de Voce [3].	88
Tabela 5.3 – Constantes elásticas e plásticas da espuma de célula fechada (ALPORAS), $\bar{\rho} = 9\%$	92
Tabela 6.1 – Deslocamento máximo de ensaio (d_{max}).	97
Tabela 6.2 – Valores de recuperação elástica - Ensaio de flexão em três pontos.	99
Tabela 6.3 – Configuração dos provetes - Ensaio UCB.	102
Tabela 6.4 – Retorno elástico da estrutura - Ensaio UCB.	108
Tabela 6.5 – Comprimentos de referência - Cálculo da deformação.	118
Tabela 6.6 – Força máxima Numérico - Experimental.	122
Tabela 6.7 – Lankford's r -value.	129
Tabela 6.8 – Coeficientes de cedência anisotrópicos R_{ij}	129
Tabela 6.9 – Parâmetros usados - Yid91.	129

Nomenclatura

Lista de abreviaturas

RD	<i>Rolling Direction</i>
DD	<i>Diagonal Direction</i>
TD	<i>Transverse Direction</i>
DIC	<i>Digital Image Correlation</i>

Lista de símbolos

ρ	Densidade
ρ_s	Densidade do material sólido de base
$\bar{\rho}$	Densidade relativa
α	Parâmetro interno do material
r	Coefficiente de anisotropia
e	Deformação real
$\boldsymbol{\varepsilon}$	Tensor das deformações
$\boldsymbol{\varepsilon}^p$	Deformação plástica uniaxial
$\boldsymbol{\varepsilon}^e$	Deformação elástica uniaxial
$\boldsymbol{\varepsilon}$	Deformação uniaxial
$\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}^p$	Deformação plástica efetiva
$\boldsymbol{\varepsilon}_D$	Deformação de densificação
E	Módulo de Young
$\boldsymbol{\sigma}$	Tensor das tensões
σ_{y0}	Tensão de cedência
$\bar{\sigma}$	Tensão efetiva/von Mises
\boldsymbol{S}	Tensor das tensões desviadoras
σ_c	Tensão limite de compressão

σ_t	Tensão limite de tração
σ_{pl}	“Plateu Stress”
η_{ef}	Eficiência
\mathbf{u}	Vetor deslocamentos
∇	Operador gradiente
F	Gradiente de deformação
γ	Multiplicador plástico
J_2	Segundo invariante do tensor das tensões desviadoras
k	Módulo de compressibilidade
ν	Coeficiente de Poisson
ν_p	Coeficiente de Poisson Plástico
p	Pressão hidrostática
p_c	Pressão hidrostática de compressão de cedência
p_t	Pressão hidrostática de tensão de cedência
f	Função de cedência
\mathbf{I}	Tensor identidade de segunda ordem
\mathbf{II}	Tensor identidade de quarta ordem
\mathbf{II}_d	Tensor projetor desviador
\mathbf{N}	Tensor de fluxo plástico
\mathbf{D}	Tensor de elasticidade de 4ª ordem
\mathbf{L}	Tensor de transformação linear
R	Coeficientes de cedência anisotrópicos
\mathbf{I}	Tensor identidade de segunda ordem
\mathbf{II}	Tensor identidade de quarta ordem
\mathbf{II}_d	Tensor projetor desviador
\mathbf{N}	Tensor de fluxo plástico

Capítulo 1

Introdução

Neste primeiro capítulo, será inicialmente apresentado uma breve descrição do enquadramento e motivação que levou à realização desta tese. Descritos esse enquadramento e motivação, em seguida serão apresentados os objetivos que fundamentam todo o trabalho de investigação realizado. Por fim será também apresentada a estrutura como este documento está organizado na descrição de todo o trabalho que foi realizado.

1.1 - Nota Introdutória

O trabalho descrito ao longo deste documento resulta do desenvolvimento de uma Tese de Doutoramento no âmbito do Programa Doutoral em Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto. A presente Tese visa o estudo de estruturas sandwich constituídas por núcleo de espumas metálicas incluindo a sua conformação plástica, tendo vista uma utilização mais corrente deste tipo de compósito em aplicações estruturais, onde pelo conjunto das suas propriedades mecânicas inovadoras estas se possam apresentar como uma solução construtiva atrativa.

A presente tese desenrolou-se ao longo de quatro anos, no seguimento do Projeto desenvolvido no Instituto de Engenharia Mecânica (IDMEC - FEUP) em colaboração com o Instituto de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial (INEGI).

A tese foi ainda realizada sob a orientação do Prof. Doutor Renato Natal Jorge e coorientação do Prof. Doutor Abel Dias dos Santos seguindo duas grandes linhas rumo, uma delas segundo uma direção de desenvolvimento computacional tendo em vista a simulação numérica das estruturas em estudo, complementada por uma outra assente num trabalho de base experimental.

Do ponto de vista de motivação, os especialistas em segurança automóvel concordam que uma das formas de reduzir alguns danos resultantes da sinistralidade automóvel pode ser conseguida através da introdução de novos materiais que apresentem grande capacidade de absorção de energia. Desse ponto de vista as espumas metálicas podem oferecer alta capacidade de absorção de energia apresentando simultaneamente grande rigidez em relação à sua massa específica, especialmente quando conjugadas em estruturas tipo sandwich.

A utilização deste tipo de estruturas sandwich de uma forma mais corrente, especialmente na indústria dos transportes pode estar condicionada pela falta de uma base de estudo de formabilidade e do comportamento mecânico que permita a aplicabilidade de processos de conformação plástica a este tipo de estrutura.

1.2 - Apresentação e Objetivos da Tese

Depois de uma breve nota introdutória sobre o contexto onde se insere a presente Tese, far-se-á uma breve descrição geral do trabalho desenvolvido e dos objetivos delineados inicialmente.

O trabalho de investigação desenvolvido nesta tese, visa estudar do ponto de vista material e da aplicação de processos de conformação plástica a estruturas sandwich constituídas por duas chapas em alumínio (peles), separadas por um núcleo de espuma metálica (Figura 1.1). Este tipo de estruturas apresenta-se atualmente pela sua configuração e tipologia material, como uma opção muito atrativa para diferentes aplicações estruturais, especialmente para indústria automóvel, aeronáutica etc. [1].



Figura 1.1 - Estrutura sandwich estudada.

A estrutura sandwich usada nesta Tese apresenta a configuração mostrada na figura 1.1 sendo composta por três diferentes elementos materiais. O núcleo apresenta uma estrutura material metálica porosa, ao contrário da sólida homogénea que constitui em as camadas exteriores, sendo ambas em alumínio. A ligação destas duas estruturas materiais é feita por uma outra, um adesivo de base em poliuretano.

Todos os anos, mais de 40.000 pessoas morrem na UE (dados de 15 Estados-Membros), como resultado de acidentes rodoviários. Outro 1,5 milhão fica ferido, muitas vezes sendo severamente afetados [2]. O facto de muitos dos nossos cidadãos morrerem violentamente ou sofrerem danos graves na sua integridade no decorrer simplesmente do seu quotidiano, cria no mínimo uma situação preocupante. Neste campo, o desenvolvimento da segurança passiva constitui uma das estratégias mais importantes para reduzir os custos morais e económicos dos acidentes de trânsito,

especialmente num país com as taxas de sinistralidade como Portugal. Por outro lado o sector dos transportes é um dos principais contribuintes para a poluição ambiental e têm impacto nas alterações climáticas, responsável por mais de 25% de todas as emissões de CO₂. Por exemplo, estima-se que os custos da poluição provocada pelo tráfego na Europa seja 1,7% do seu PIB, cerca de 160 mil milhões de euros por ano ou 360 € por cada cidadão. Os fabricantes do sector dos transportes representam para as economias milhões de euros de volume de negócios, bem como milhões de empregos para a população, o que no contexto atual de crise e de necessidade de busca de soluções de superação dessa mesma crise [2].

Com base nestes pressupostos, este trabalho pretende estabelecer linhas de investigação e desenvolvimento relativos à aplicação de processos de conformação plástica, especialmente por processos de hydroforming, a estruturas sandwich, constituídos por núcleos em matriz (espuma) metálica e peles em chapas de alumínio.

Como forma de procurar estabelecer essas linhas de investigação o trabalho tem como objetivos:

- Implementação de modelos constitutivos específicos para a modelação das espumas metálicas e das peles: modelos constitutivos combinados para a anisotropia (chapa) e isotropia (núcleo). Adicionalmente, definição de propriedades resultantes da caracterização mecânica, obtidas através da realização de ensaios mecânicos, das duas estruturas materiais presentes nestes painéis e dos próprios painéis
- Estudo da Formabilidade e do comportamento mecânico deste tipo de estruturas, que permitam uma aplicação corrente na indústria automóvel, recorrendo a um conjunto de simulações numéricas, capazes de representar numericamente processos de conformação por hydroforming.

1.3 - Organização da Tese

Esta tese apresenta resumidamente o conteúdo descrito em cada capítulo. Para além do presente Capítulo de Introdução e de enquadramento deste trabalho, esta dissertação compreende mais 5 Capítulos.

No Capítulo 2 (Estruturas Sandwich com Núcleo em Espuma Metálica) é descrito o conceito de estrutura sandwich, qual a configuração da estrutura estudada nesta tese, sendo também introduzida uma outra perspetiva em termos históricos do aparecimento e utilização destes materiais, quais as vantagens e desvantagens da aplicação deste tipo estrutura e quais os processos que levam à obtenção dos materiais das faces e do núcleo.

No Capítulo 3 (Modelos Constitutivos das Faces e do Núcleo da Estrutura Sandwich) são apresentadas as principais características mecânicas das estruturas em estudos bem como dos elementos que as compõem (faces e núcleo). Associadas a algumas destas características apresenta-se igualmente as leis constitutivas aplicadas a esses materiais e que foram objeto de análise no trabalho. Diferentes tipos de estruturas materiais apresentam diferentes comportamentos mecânicos, de maneira

que será feita uma descrição neste Capítulo do comportamento da espuma de alumínio do núcleo e da chapa também de alumínio das peles.

No Capítulo 4 (Ensaio de Caracterização Mecânica Experimentais - Faces e Núcleo) apresenta-se a metodologia experimental de caracterização mecânica e obtenção de propriedades dos materiais constituintes das faces e do núcleo da estrutura sandwich.

No Capítulo 5 (Evolução do Modelo Elastoplástico da Espuma - Modelação Numérica) mostra-se a sequência de evolução de cálculo das variáveis do modelo constitutivo da espuma. São também apresentadas neste Capítulo simulações numéricas dos ensaios de caracterização dos materiais e são comparados os resultados experimentais como os numéricos.

No Capítulo 6 (Estudo e Validação do Comportamento Mecânico da Estrutura Sandwich) inicia-se o estudo do comportamento mecânico da estrutura com a apresentação de diversos ensaios experimentais que abordam diferentes comportamentos mecânicos da estrutura sandwich e que podem ter influência na aplicação de processos de conformação, como exemplo anisotropia das faces, a separação de camadas e o limite de rotura da estrutura. Paralelamente aos ensaios experimentais são desenvolvidas simulações numéricas desses mesmos ensaios. No final é apresentada uma primeira abordagem experimental e numérica ao estudo do processo de conformação plástica por hydroforming, através do ensaio hidráulico de expansão biaxial. Por fim neste Capítulo é também apresentado um exemplo numérico da conformação de um componente automóvel constituído nesta estrutura sandwich.

No Capítulo 7 (Conclusões e Perspetivas Futuras) apresentam-se algumas conclusões desta tese e são expostos algumas perspetivas de evolução e aperfeiçoamento deste trabalho.

Referências

- [1] MF Ashby et al., “Metal foams: a design guide”, Oxford, Butterworth-Heinemann, 2000.
- [2] Commission for Global Road Safety, “Make Roads Safe - A new priority for sustainable development”, World Health Organization, 2004.

Capítulo 2

Estruturas Sandwich com Núcleo em Espuma Metálica

No Capítulo 2, pretende-se inicialmente dar a conhecer de uma forma mais detalhada o que é uma estrutura sandwich e quais as vantagens e desvantagens desta associação de materiais numa estrutura deste tipo. De seguida e depois de uma pequena abordagem histórica, far-se-á uma apresentação da chapa e da espuma metálica separadamente, aos seus processos de fabrico e algumas aplicações dessas estruturas.

2.1 - Estrutura Sandwich

As estruturas sandwich definem-se como sendo uma construção que se baseia numa associação entre duas faces ou peles, que são relativamente finas e de elevada rigidez estrutural com um núcleo de espessura superior, mais leve e com uma rigidez menor que as peles, Figura 2.1. O núcleo separa as duas faces que são coladas através de um adesivo, conseguindo-se, deste modo, atingir o principal objetivo neste tipo de estruturas que é combinar uma maior rigidez a um peso global menor [1,2].

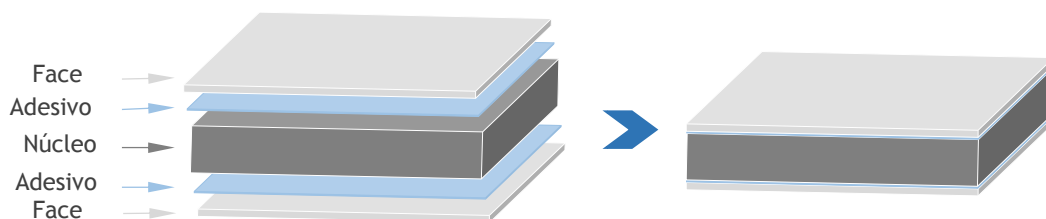


Figura 2.1 - Composição de uma estrutura sandwich.

Este tipo de estrutura permite combinar os mais diversos materiais utilizados em engenharia, quer para as faces, quer para o núcleo, permitindo assim otimizar a estrutura consoante as necessidades das aplicações a que se destinam. Na sua maioria as faces são constituídas por aço, alumínio, madeira, laminados de compósitos com fibras de carbono, etc. Sendo que para o núcleo usam-se materiais mais leves, como por exemplo a cortiça, balsa, espumas, PVC, etc. [1, 2].

Em contraposição, encontram-se os problemas de corrosão e de fadiga, nomeadamente se as faces forem constituídas de compósitos laminados, onde os principais mecanismos de aumento de danos na estrutura são a delaminação, que é de muito difícil deteção, e ainda danos por impacto. Dever-se-á também ter em atenção a humidade e sua absorção pelos laminados, que pode levar a um aumento de peso e diminuição de rigidez da estrutura, o que vai contra o objetivo de desempenho destas [3]. Outras das principais desvantagens das estruturas sandwich prendem-se com os problemas relativos aos critérios e modos de rotura, à grande variedade e, por vezes, incompatibilidade dos materiais e ainda aos processos de fabrico [3 - 7].

Os painéis estudados nesta tese são compostos por faces com 1 mm de espessura em chapa de uma liga de alumínio da serie 5XXX laminada. Sendo o núcleo de uma espuma também de uma liga de alumínio de célula fechada mais conhecida por ALPORAS com 8 mm de espessura, desenvolvida pela empresa japonesa, Shinko Wire Company, pioneira no desenvolvimento e comercialização deste tipo de materiais porosos na década de 90. As faces e núcleo estão ligados por um adesivo de base de poliuretano.

2.1.1 - Núcleo

O núcleo numa sandwich tem como função suportar os esforços de corte e compressão, evitar que as faces deslizem uma relativamente à outra, garantir uma melhoria do comportamento à flexão da estrutura (ao aumentar a distância entre as faces) e conferir-lhe uma diminuição de peso específico. Também o isolamento térmico e acústico é da responsabilidade do núcleo e dos materiais que são escolhidos de modo a garantir esses requisitos [8].

A madeira de balsa foi o primeiro material a ser usado como núcleo de uma estrutura sandwich com função estrutural, devido à sua baixa densidade, facilidade de manipulação, boa resistência à fadiga e à compressão e baixo custo, mas também são usadas diversas espumas poliméricas ou metálicas, estruturas em favos de abelha aglomerados de cortiça etc, Figura 2.2 [5].

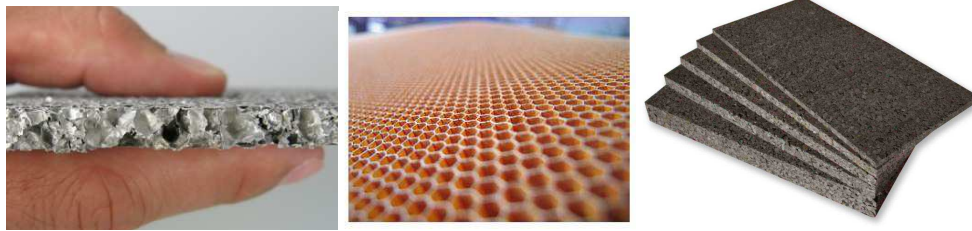


Figura 2.2 - Diferentes tipos de materiais do núcleo [9].

2.1.2 - Faces

As faces como já foi dito anteriormente, têm como principal função suportar as tensões axiais, pelo que é necessário que estas tenham uma elevada rigidez. Aliado a isto e consoante a aplicação a dar à sandwich, a resistência ao impacto, à corrosão, à humidade e mesmo a diferença de materiais em termos de resistência elástica na face superior e inferior, são aspetos a ter em conta na escolha do material.

Como já foi mencionado os materiais mais usados para esta parte da sandwich são os aços, ligas de alumínio, madeira e derivados e os materiais compósitos Figura 2.3.



Figura 2.3 - Diferentes tipos de materiais das faces.

As vantagens de usar faces metálicas prendem-se maioritariamente por uma elevada resistência mecânica, boa resistência à corrosão e ao fogo aliada ao baixo custo e facilidade de produção em massa. Por outro lado, a elevada densidade e dificuldade em fabricar painéis curvos, assim como alguns problemas de adesão, são algumas das desvantagens apresentadas por estes materiais [2, 8].

2.1.3 - Adesivo

As camadas de adesivos, que têm como função manter o núcleo e as faces unidas, são de vital importância numa sandwich, pelo que não podem ser o elo mais fraco na estrutura, necessitando por isso de apresentar propriedades mecânicas no mínimo tão boas como as do núcleo [2].

Existe uma grande variedade de adesivos que são utilizados na união de juntas de materiais estruturais como sejam as faces e o núcleo de uma sandwich. Estes podem ser materiais sólidos, líquidos ou pastas e são na sua maioria feitos de resinas

epoxídicas, fenólicas, poliuretano, silicones, elastómeros, produtos animais, entre outros [9].

As falhas possíveis numa ligação feita por adesivo podem ser adesivas e ou coesivas. No caso de ocorrer falha é preferível que esta seja do tipo coesiva, sobretudo a de substrato que ocorre quando a colagem entre o adesivo e os substratos é mais forte que a resistência destes. Há ainda a falha coesiva do adesivo quando este se rompe mas permanece colado aos substratos, a falha adesiva quando o adesivo não se consegue manter colado ao substrato e ainda uma mista entre estas duas últimas (Figura 2.4) [5].

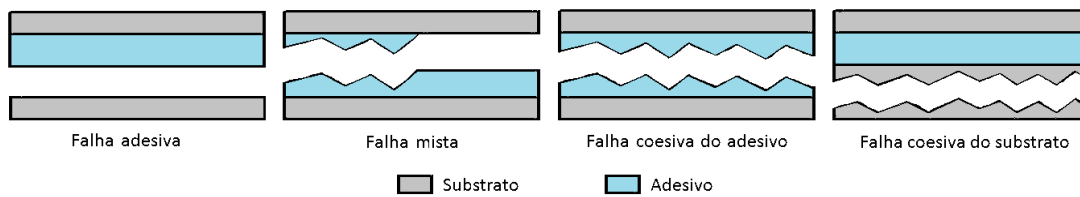


Figura 2.4 - Modos de falha do adesivo [5].

Uma das principais características de um bom adesivo é a capacidade de endurecer durante o processo de polimerização e sofrer deformação durante o endurecimento de forma a libertar tensões residuais existentes.

2.1.4 - Comportamento Estrutural

O uso das sandwiches surge da necessidade de aumentar a eficiência das estruturas ao combinar um peso muito menor aliado a uma grande resistência mecânica. Isto é conseguido porque as duas faces são mantidas a uma distância elevada uma da outra, com o intuito de aumentar o momento de inércia. Como consequência também a resistência à flexão relativamente ao eixo neutro da estrutura aumenta, conferindo assim esta tão desejada propriedade. Por outro lado, e em termos de peso, o ganho é conseguido através do núcleo, porque o uso de materiais de elevada resistência faz sentido apenas nas faces, onde as tensões normais máximas, devidas à flexão, ocorrem e porque são as zonas onde a estrutura está sujeita às forças axiais. Assim sendo, no núcleo podem ser usados materiais de baixa densidade, ainda que com um módulo de rigidez ao corte suficiente para evitar que as faces escorreguem uma relativamente à outra e também resistência suficiente para manter a distância entre as faces constante.

Pode-se então considerar que o comportamento de uma estrutura sandwich em tudo se assemelha ao de uma viga de perfil em I, já que as faces funcionam como os banzos, suportando as tensões axiais resultantes dos momentos fletores e o núcleo funciona como a alma da viga resistindo às tensões de corte geradas pelo esforço transversal e pela torção.

Em todo o caso, num perfil I, a alma é suficientemente rígida para suportar o esforço transversal e permitir que se assumam as normais aos planos assim se mantenham após deformação (restrição de Kirchhoff). Mas em estruturas sandwich

isso não acontece com o núcleo e por isso a contribuição dos termos de corte em flexão não é desprezável.

Outra das principais funções do núcleo e dos adesivos é evitar a ocorrência de instabilidades locais na face que está à compressão, que podem ocorrer, mais uma vez, se a rigidez do núcleo for inadequada ou mesmo se a face for demasiado fina ou se estiver mal colada ao núcleo [2].

Feita uma abordagem geral das estruturas sandwich, de seguida apresenta-se uma abordagem mais direcionada para a estrutura estudada. A estrutura em estudo é uma estrutura sandwich existente no mercado com uma espessura total de 10 mm, 1 mm para cada face e 8 mm de espessura do núcleo. Existem diversas configurações possíveis em termos de espessuras de camadas, sendo que para esta tese foi selecionada esta espessura pelo facto de esta se apresentar como a mais indicada para o cumprimento dos objetivos definidos inicialmente. Por serem materiais diferentes, a espuma e a chapa serão em seguida separadamente apresentados mais ao pormenor.

2.2 - Nota Histórica

A utilização de duas faces que cooperassem entre si estando afastadas uma da outra, de modo a aumentar a resistência de uma estrutura, foi primeiramente apresentado por Duleau em 1820. Em todo o caso, até à Segunda Grande Guerra, este tipo de estrutura não teve o seu verdadeiro papel na indústria. Assim sendo, e tendo em conta a escassez de materiais em Inglaterra na Segunda Guerra Mundial, aliado à necessidade de fazer um bombardeiro que conseguisse transportar mais bombas, mas ao mesmo tempo fosse leve o suficiente para não necessitar de armamento de defesa, ou seja, depender da velocidade e performance para se defender e ainda para aproveitar a grande reserva de carpinteiros existentes, a empresa de Havilland decidiu conceber o bombardeiro “Mosquito”. Para conseguir cumprir estes objetivos a fuselagem era construída em duas metades que eram posteriormente unidas segundo o plano vertical e era constituída por painéis sandwich com as faces de contraplacado e o núcleo de balsa [8 - 11]. Após a guerra verificou-se um crescente interesse nesta tecnologia, principalmente no desenvolvimento de núcleos em favos de abelha. Mas foi a partir da década de 60 com a chegada do homem à Lua através da utilização de cascas de sandwich (constituídas por faces de aço e núcleo em favo de abelha) ligadas entre si e que constituíam as paredes da cápsula Apollo, que a massificação destas estruturas às indústrias naval, civil, automóvel, de refrigeração etc., chegou a todo o tipo de aplicações fora das até então principais áreas de interesse, isto é, a aeronáutica e aeroespacial [2, 10].

O alumínio foi descoberto por Sir Humphrey Davy em 1809, tendo sido isolado pela primeira vez em 1825 por H. C. Oersted. Porém, apenas em 1886 foi desenvolvido um processo industrial económico de redução. Neste ano, dois cientistas trabalhando independentemente, Charles Martin Hall, nos Estados Unidos,

e Paul Louis Héroult, na França, inventaram o mesmo procedimento eletrolítico para reduzir a alumina em alumínio.

Quando o alumínio era ainda uma curiosidade com custo elevado de produção, as primeiras aplicações foram limitadas, tais como, estatuas e placas comemorativas etc. Então, quando o metal se tornou disponível em grandes quantidades (embora ainda medido em quilos em vez de toneladas) passou a ser usado na decoração Vitoriana como bandejas e escovas de cabelo, entre outros.

No final do Século XIX, com o aumento da produção e conseqüente diminuição dos preços, foi gradualmente utilizado em utensílios de cozinha e alguns automóveis já possuíam painéis revestidos de alumínio puro. Entretanto, a resistência limitada do metal comercialmente puro restringia a sua aplicação, especialmente quando havia alguma dificuldade nas indústrias metalúrgicas em favor de materiais tradicionais com os quais elas estavam mais familiarizadas.

Conseqüentemente, no início do Século XX as indústrias de alumínio começaram a trabalhar na produção de ligas de alumínio com propriedades mecânicas mais elevadas. As primeiras amostras foram obtidas através de tentativa erro, aliado a observações experiências posteriores baseadas no aumento do conhecimento dos princípios metalúrgicos fundamentais [12].

Relativamente aos materiais porosos, o primeiro registo de patente relativa a “metal esponja” (espuma metálica) data do ano 1948 emitida por Benjamin Sosnik, que para fundir alumínio líquido usou vapor de mercúrio. No entanto o aparecimento das espumas metálicas mais próximas das estruturas atuais deu-se por volta de 1956, desenvolvidas por John C. Elliott nos Bjorkesten Research Laboratories. Apesar de até então já existirem alguns protótipos desenvolvidos durante a década de 50, a sua utilidade foi limitada devido às dificuldades associadas ao processo de fabrico, bem como aos elevados custos de produção até à década de 90. Nos anos de Guerra fria há ainda alguns registos do uso deste material em aplicações militares [13].

Na década de 90 o olhar sobre este tipo de material acabou por mudar e começaram a aparecer novas publicações científicas, novas patentes no seio da comunidade científica, o que acabou por conduzir a uma utilização mais corrente das espumas metálicas. Esta mudança deveu-se não só às vantagens que este tipo de materiais apresentam relativamente a outros, mas também ao melhoramento do processo de fabrico com o aparecimento de novas empresas, como a Shinko Wire no Japão, que iniciou a produção comercial, a Cymat no Canadá, a Schumk na Alemanha, etc. [14-18].

Apesar de toda a evolução verificada na década de 90 em torno destes materiais, existem ainda problemas de uniformidade, reprodutibilidade na produção e os requisitos comerciais não foram ainda totalmente resolvidos. Tal facto constitui alguma relevância uma vez problemática é transmitida às diferentes abordagens feitas ao estudo destes materiais, sejam elas comportamento material numéricas etc.. Foram varias as estratégias usadas por vários autores para contornar esta situação, através da determinação de relações entre as propriedades elásticas com os parâmetros do material (densidade relativa, módulo de Young do material denso, geometria das células, etc.). No entanto atualmente o grau de controlo que o

processo de obtenção de espumas atingiu possibilita a minimização deste tipo de problemas de uniformidade e reprodutibilidade, conduzindo a espumas de estrutura mais homogênea [18].

2.3 - Estrutura da Espuma do Núcleo

As estruturas materiais celulares ou porosas, classe na qual se inserem as espumas metálicas, estão abundantemente presentes na natureza, como são os casos da cortiça, madeira, coral, osso, etc. (Figura 2.5). Estas apresentam desde sempre uma configuração que alia uma elevada rigidez a uma densidade relativa baixa. No entanto, devido a dificuldades de fabrico e reprodutibilidade, só recentemente se começou a utilizar materiais celulares como “materiais de engenharia”.

Estes são, por esta razão, parte de uma nova classe de materiais ainda pouco conhecida dos engenheiros. Estes são obtidos por vários processos de fabrico que, embora ainda não estejam completamente controlados, têm vindo a sofrer evoluções no sentido de melhorar a qualidade e reprodutibilidade das propriedades dos produtos finais. Esta evolução deve-se em grande parte ao incentivo da indústria, que desde cedo se apercebeu do grande potencial de aplicação desta classe de materiais. A elevada relação rigidez/densidade, a capacidade de absorção de energia, a absorção de vibrações e o isolamento térmico, são algumas das propriedades que se destacam e são utilizadas para as mais diversas aplicações na indústria aeronáutica, aeroespacial e automóvel, entre outras. Embora o mercado para este tipo de materiais já seja bastante significativo, tem vindo a crescer rapidamente, devido à melhoria dos processos de fabrico bem como dos modelos de cálculo.



Figura 2.5 - Estruturas celulares [19, 20].

A estrutura das espumas define-se como sendo arranjos tridimensionais de células, que podem ser divididas em dois grupos, células abertas e células fechadas. Se os poros da espuma partilharem entre si as paredes e as arestas, designando-se a estrutura da espuma como de célula fechada, ou podem formar uma rede interligada, a que se dá o nome de espuma de célula aberta. Esta distinção é feita de acordo com a percentagem de porosidade presente nas espumas metálicas muito elevada, tipicamente entre 75 - 95% do volume é composto por vazios.

As espumas metálicas normalmente mantêm algumas das propriedades físicas do material de base, são não inflamáveis, e permanecem não inflamáveis, geralmente a

espuma é reciclável, de acordo com o material de base que a constitui, e algumas têm a capacidade de flutuar na água. O coeficiente de expansão térmica também é semelhante ao material de base, no entanto a condutividade térmica é menor [21 - 25].

A espuma do núcleo de 8 mm desta estrutura sandwich é de uma liga de alumínio (99,5 Al 1,5% Ca, 1,5% Ti), do tipo de célula fechada (ALPORAS), com diâmetro médio de células de 4-6 mm e com uma densidade relativa de cerca de 9%.

2.3.1 - Espumas Metálicas de Célula Aberta

As espumas metálicas de células abertas partilham entre si somente as arestas, Figura 2.6. Esta característica é observada diretamente por microscopia ótica ou pela permeabilidade da espuma a um fluido (gás ou líquido).

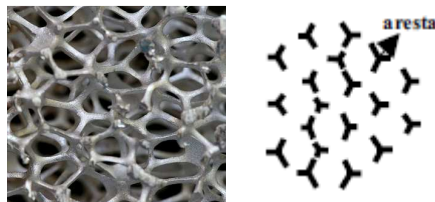


Figura 2.6 - Estrutura celular - Espumas de célula aberta [18].

As células abertas são normalmente réplicas da espuma de poliuretano usadas como um esqueleto, e têm uma grande variedade de aplicações, incluindo permutadores de calor, absorção de energia e difusão de fluxo. Devido ao alto custo de produção e desempenho, é geralmente mais usada em tecnologia aeroespacial avançada. Espumas de célula aberta com células muito pequenas para serem visíveis a olho nu são também usadas como filtros de alta temperatura na indústria química [21 - 25].

2.3.2 - Espumas Metálicas de Célula Fechada

As espumas metálicas de célula fechada (Figura 2.7) podem partilhar entre si as paredes e as arestas, sendo geralmente feitas por injeção de um gás ou mistura de um agente que promove o aparecimento de porosidades (frequentemente TiH_2) em metais fundidos.

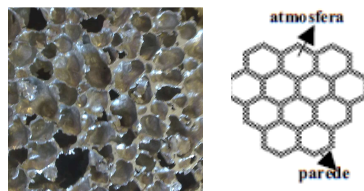


Figura 2.7 - Estrutura celular - Espumas de célula fechada.

A fim de estabilizar as bolhas no metal fundido, é necessário um agente de formação de espuma de alta temperatura (para definir o tamanho das partículas sólidas). O tamanho dos poros, ou células, é geralmente 1 - 8 mm. As espumas

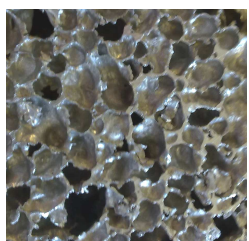
metálicas de célula fechada são utilizadas principalmente como material de absorção de impacto, à semelhança do polímero de espumas de um capacete de bicicleta, mas para impactos de cargas mais elevadas. Ao contrário de muitas espumas de polímero, as espumas metálicas permanecem deformadas após o impacto, ou seja são deformadas plasticamente. São leves (geralmente têm 10 - 25% de densidade do alumínio sólido) e de elevada rigidez para o seu peso específico, e constituindo assim um material estrutural leve. Este tipo de espuma metálica também já é usada experimentalmente em próteses para animais [21 - 25].

2.3.3 - Processo de Fabrico da Espuma

Existem vários processos de fabrico distintos para a obtenção de espumas metálicas. No entanto, apenas alguns são suficientemente viáveis para serem implementados a nível industrial [18]. Os processos mais comuns são:

- i. Insuflação de ar através da liga metálica no estado líquido;
- ii. Utilização de um agente que promove a formação de espuma;
- iii. Consolidação de um pó metálico com um agente que promove a formação de espuma, seguido de aquecimento para ativar o agente;
- iv. “Investment casting”.

Cada um destes métodos é aplicável a um grupo específico de materiais, criando espumas com uma vasta gama de densidades relativas e tamanhos das células. De acordo com o processo de fabrico utilizado, obtêm-se espumas com células abertas ou células fechadas, Figura 2.8.



a)

a) Estrutura de espuma de célula fechada;



b)

b) Estrutura de espuma de célula aberta [18];

Figura 2.8 - Tipos de estrutura da espuma metálica.

I. Insuflação de ar através da liga metálica no estado líquido

A criação de espuma no caso de metais puros não é fácil, uma vez que a espuma resultante não é suficientemente estável e colapsa antes do metal solidificar. Para contrariar este efeito, são normalmente adicionadas pequenas partículas, tais como óxido de alumínio, que aumentam a viscosidade do metal e a estabilidade da espuma. Em seguida, é insuflado gás através do metal. Uma grande variedade de gases pode ser utilizada: ar, dióxido de carbono, oxigénio ou até mesmo água. As bolhas tendem a deslocar-se para a superfície, onde irão solidificar, dando origem à espuma metálica. As características da espuma resultante são controladas através da

injeção do ar, da temperatura, da velocidade de arrefecimento e da viscosidade do metal.

Esta técnica (Figura 2.9 a)) é a utilizada no fabrico das espumas pela empresa CYMAT (no Canadá), e possibilita a obtenção de blocos com dimensões até 2.44 x 1.22 x 0.42 metros e com células entre 5 a 20 mm, Figura 2.9 b). Este processo é exclusivo para espumas de alumínio, e foi originalmente desenvolvido e patenteado pela Alcan e divide-se em cinco etapas:

- a) Fusão do metal;
- b) Transferência do metal fundido para um reservatório, onde é injetado o gás;
- c) Ascensão das bolhas de gás formando uma estrutura porosa semilíquida na parte superior;
- d) Vazamento contínuo da massa semilíquida para um tapete rolante de extração, e subsequente solidificação do metal;
- e) Obtenção de painéis de espuma através de um sistema de rolos colocados na zona de extração [18, 25].

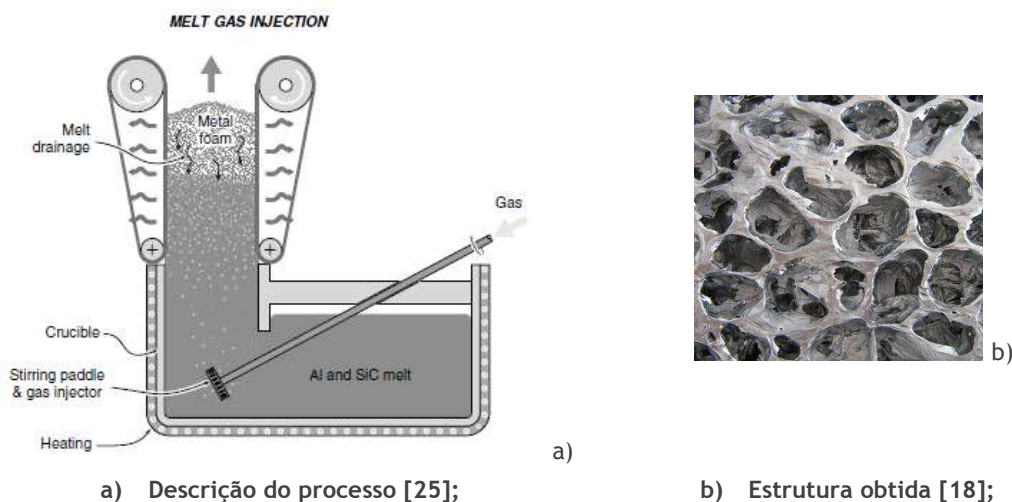


Figura 2.9 - Insuflação de ar através da liga metálica no estado líquido.

II. Utilização de um agente que promove a formação de espuma

Este processo é em tudo semelhante ao primeiro, com exceção de não ser insuflado um gás através do metal líquido. Neste caso, utiliza-se um agente, tal como o TiH_2 , que, quando aquecido, se decompõe em Ti e H_2 , libertando gás, Figura 2.10 a).

Enquanto o metal está no estado líquido, é adicionado cálcio de forma a aumentar a viscosidade. Em seguida é adicionado TiH_2 em partículas de pequeno diâmetro que são misturadas no metal. Devido à libertação de gás, formam-se as bolhas que originam a espuma, Figura 2.10 a).

Este processo controla-se pela quantidade de agente utilizado, pelas condições de arrefecimento e pela pressão exterior. É possível, com este procedimento, obter espumas de células fechadas, desde que a viscosidade seja suficientemente elevada para impedir a união das várias bolhas. A espuma resultante apresenta células entre

0.5 a 5 mm e densidades relativas de 0.2 a 0.07. Atualmente este processo é unicamente utilizado para obtenção de espumas de alumínio, já que o agente utilizado se decompõe demasiado rápido às altas temperaturas de fusão de outros metais [18, 25].

Esta técnica foi desenvolvida pela Shinko Wire que é a empresa que explora este processo, cujo nome comercial do produto é ALPORAS, que é exatamente a estrutura porosa que constitui o núcleo dos painéis usados neste trabalho (Figura 2.10 b).

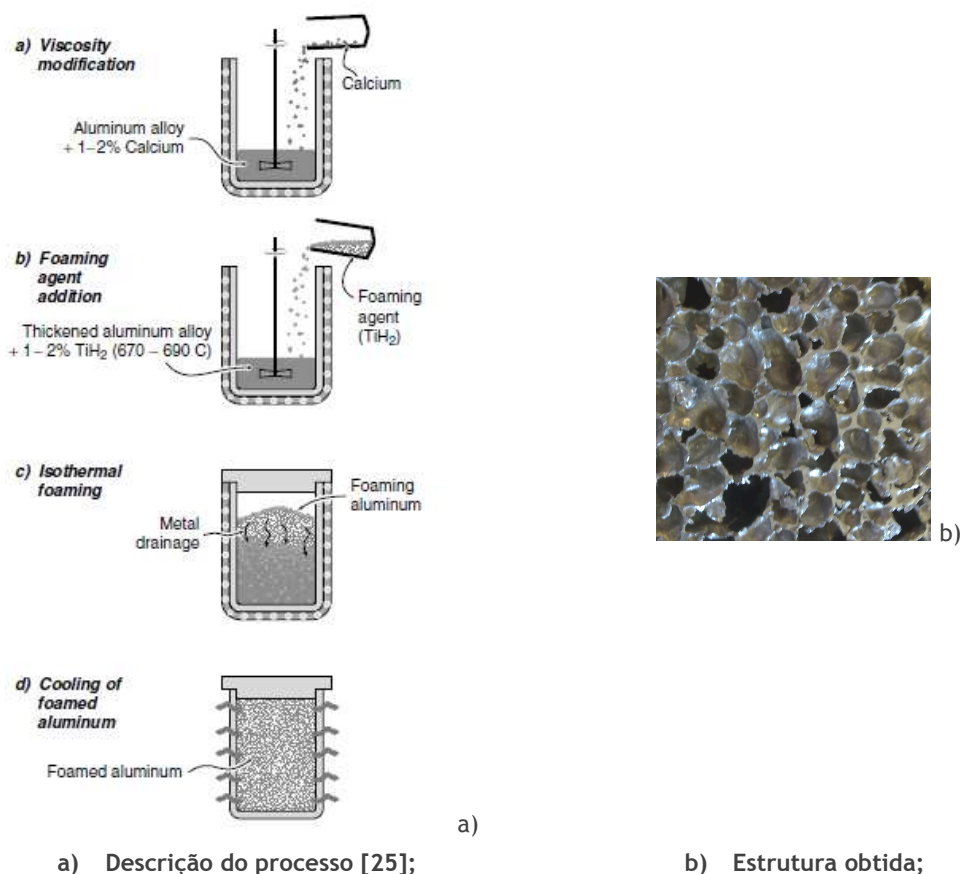


Figura 2.10 - Utilização de um agente que promove a formação de espuma [18, 25].

III. Consolidação de um pó metálico com um agente que promove a formação de espuma, seguido de aquecimento para ativar o agente

Neste processo, é feita uma mistura de um pó metálico com o agente de libertação de gás que, tal como no caso anterior, é o TiH_2 . Em seguida, a mistura resultante é compactada e extrudada, dando origem a um sólido, o precursor, que é constituído por alumínio com partículas de TiH_2 dispersas no seu interior. O precursor é então colocado dentro de um molde, onde é aquecido. O TiH_2 começa a decompôr-se, causando a libertação de gás que expande, formando a estrutura da espuma, Figura 2.11 a).

Como mencionado anteriormente, a espuma metálica é obtida a partir de metal fundido por adição homogénea de um agente expansor no seu interior. O agente expansor decompõe-se termicamente como resultado do calor do próprio metal

fundido dando origem à libertação de um gás, o qual é responsável pelo processo de expansão, Figura 2.11 a) [18, 25].

Uma variante desta técnica foi desenvolvida recentemente. O precursor é laminado entre duas faces metálicas, dando origem a uma estrutura sanduíche com núcleo sólido. O laminado pode ser em seguida trabalhado por embutidura ou outros processos de conformação para obtenção da forma desejada (Figura 2.11 a). Finalmente é aquecido e o precursor transforma-se em espuma, Figura 2.11 b).

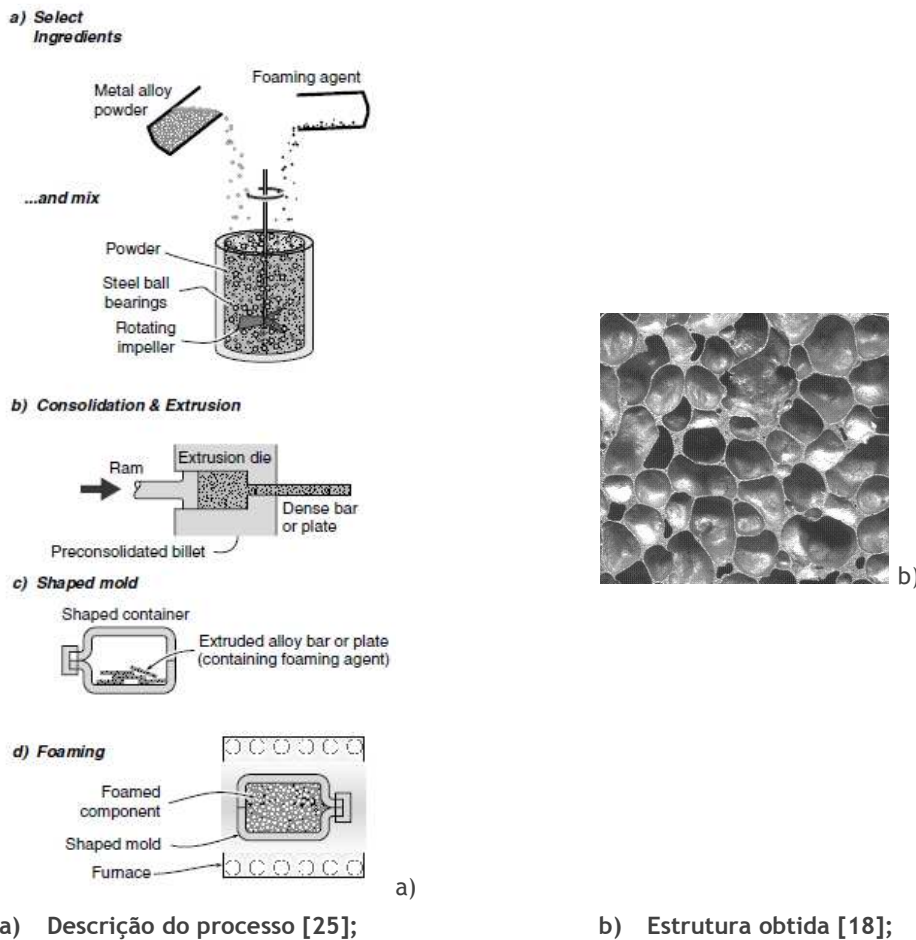


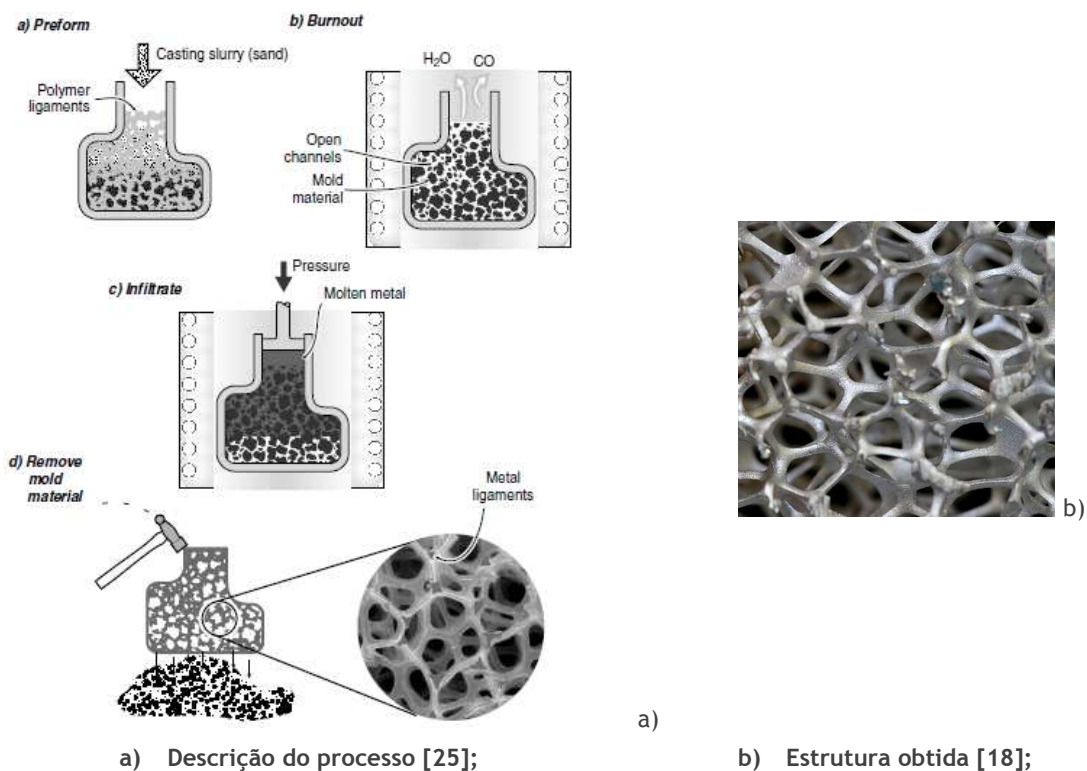
Figura 2.11 - Consolidação de um pó metálico com um agente que promove a formação de espuma [18, 22 - 25].

IV. “Investment casting”

Neste processo, uma espuma de células abertas, à base de um material polimérico é utilizada como molde da espuma metálica que se deseja obter. O molde é revestido com uma barbotina cerâmica e em seguida pulverizado com partículas cerâmicas. Deste modo, obtém-se uma carapaça cerâmica que tem a forma do negativo da espuma que se pretende fazer, Figura 2.12 a). A carapaça cerâmica é depois sujeita a um ciclo térmico de cozedura durante o qual o material polimérico se decompõe deixando espaço vazio para o vazamento do metal. Após vazamento e arrefecimento do metal, a carapaça cerâmica é abatida, obtendo-se a espuma metálica, Figura 2.12 b).

A empresa (ERG parceira da NASA) produz estruturas de suportes mecânicos e permutadores de calor para a remoção de contaminantes no space shuttle, a ERG desenvolveu também um tanque de combustível de hidrogénio para autocarros.

Por este processo é possível produzir estruturas de elevada qualidade, variando a distribuição dos poros de 2.5 a 16 cm², correspondendo a uma gama de porosidade de 80 - 90%. Esta técnica permite produzir componentes de geometria complexa em alumínio, cobre, zinco, níquel, prata, ouro, etc. [18, 25].



a) Descrição do processo [25];

b) Estrutura obtida [18];

Figura 2.12 - Investment casting.

2.3.4 - Aplicações

Devido às propriedades únicas que estes materiais apresentam, a sua utilidade é muito variada nas mais diversas áreas.

Na área da aeronáutica e aeroespacial, um dos exemplos mais significativos em que se aproveitam as várias propriedades destes materiais é o caso de suporte para o combustível de foguetes. Neste caso, a espuma tem uma função estrutural, suportando o combustível e contribuindo para uma atenuação de vibrações e, simultaneamente, conduz eficazmente o calor promovendo uma melhor combustão Figura 2.13.

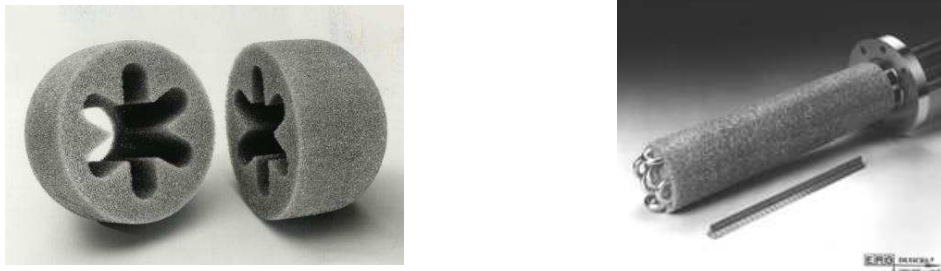


Figura 2.13 - Aplicações na aeronáutica e aeroespacial [18].

Também nos depósitos de nitrogénio líquido para utilização em câmaras de infravermelhos de aviões se utiliza este mesmo princípio, Figura 2.14. Desta vez, as propriedades de condução da espuma mantêm a temperatura aproximadamente constante em todo o depósito ao mesmo tempo que evitam a movimentação do líquido [18, 25 - 26].



Figura 2.14 - Depósito de nitrogénio líquido para aviação [25].

A grande capacidade de absorção de energia que estes materiais apresentam possibilita a aplicação dos mesmos em estruturas sujeitas a impactos. A sua utilização está a ser estudada pela indústria automóvel, para aplicação em chassis de automóveis mais leves, mais rígidos e com maior capacidade de absorver impactos comparativamente com os atuais, depósitos de combustível, Figura 2.15. Também na indústria militar, a grande capacidade de absorção de energia está a ser utilizada para proteção de veículos e equipamentos contra projéteis e ondas de choque causadas por explosões [18, 25 - 26].

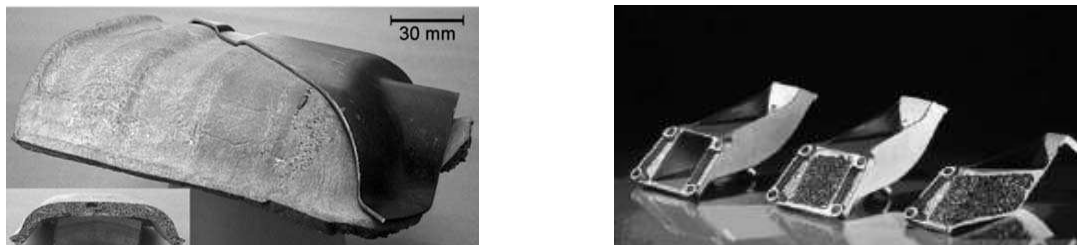


Figura 2.15 - Aplicações estruturais.

Estes materiais encontram ainda aplicações em permutadores de calor, filtros, catalisadores, difusores de gases, corta chamas, suportes para absorção de vibrações, placas para utilização na construção civil, etc. Figura 2.16 [18, 25 - 26].

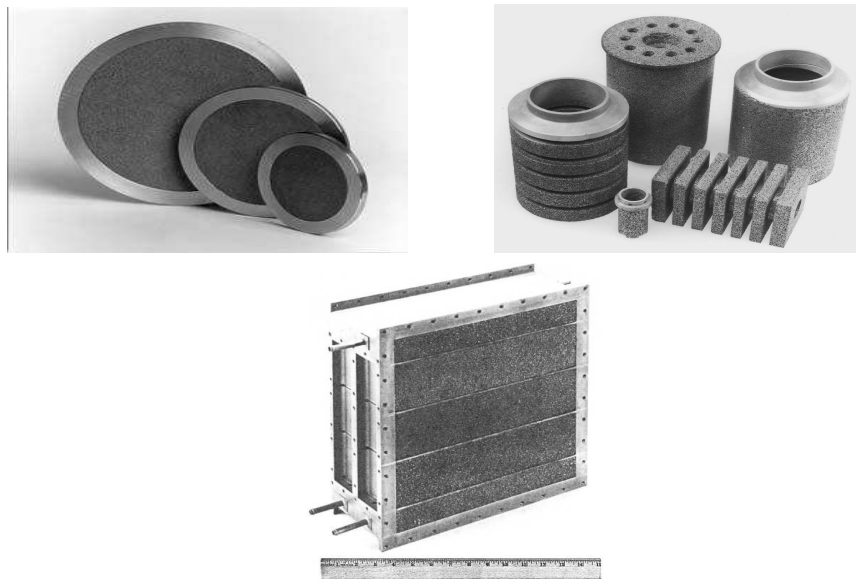


Figura 2.16 - Aplicações de isolamento e de transferência de calor [18, 25 - 26].

2.4 - Estrutura da Chapa das Faces

A estrutura material de uma chapa metálica, como é caso em questão da chapa em liga de alumínio das peles, pode ser definida como sendo uma estrutura sólida homogênea plana, com uma dada espessura.

O alumínio puro tem uma baixa resistência mecânica e não pode ser usado diretamente em aplicações onde a resistência à deformação e à fratura são fundamentais. Por estes motivos, são adicionados ao alumínio outros elementos, em pequenas percentagens, que melhoram a sua resistência mecânica, sem detrimento de outras propriedades, dando origem às ligas de alumínio. As diferentes combinações possíveis entre o alumínio e os elementos de liga têm permitido o desenvolvimento de novas ligas, direcionadas para aplicações finais específicas.

A chapa de alumínio dos painéis usados têm uma espessura 1 mm, correspondendo a uma liga de alumínio da série 5XXX, com um módulo de Young típico de 70 GPa e um coeficiente de Poisson de 0,33.

2.4.1 - Processo de Fabrico da Chapa

As Ligas de alumínio são facilmente obtidas pelos diferentes processos metalúrgicos e estão disponíveis numa ampla variedade de formas. Uma dessas formas mais conhecida é a forma plana ou chapa. Esta forma plana é obtida por um processo chamado laminagem e que pode ser descrito como o processo de deformação plástica, no qual o material é forçado a passar entre dois rolos (cilindros) que rodam em sentido oposto, com a mesma velocidade periférica, e estão distanciados entre si de um valor inferior à espessura do material que vai ser deformado. A propulsão do material durante a laminagem é efetuada pelas forças de atrito, Figura 2.17.

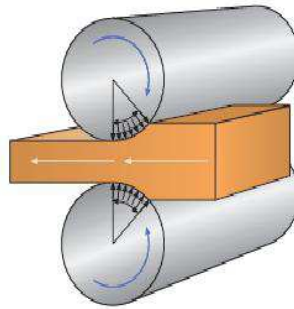


Figura 2.17 - Processo de laminagem.

A aplicação deste processo a ligas de alumínio dá origem a estruturas metalúrgicas caracterizadas por terem uma orientação preferencial, resultante da rotação e alongamento dos grãos na direção de laminagem de maneira a acomodar a deformação que é aplicada pelos rolos. Esta orientação preferencial dos grãos está na base do fenômeno de anisotropia que é típico do comportamento mecânico das chapas finas laminadas e que tem influência no comportamento material deste tipo de estrutura, especialmente quando são usadas em processos de conformação plástica [12].

2.4.2 - Aplicações

As aplicações das ligas de Alumínio são cada vez mais diversificadas, no caso em particular de chapas de ligas de alumínio estão presentes nos mais diversos componentes e objetos do nosso cotidiano. Esta matéria-prima é muito usada nas indústrias de embalagens e utensílios de cozinha, Figura 2.18.



Figura 2.18 - Aplicações em embalagens e utensílios de cozinha.

As ligas de alumínio são muito utilizadas na indústria dos transportes devido à alta relação resistência mecânica/peso, o que permite maior economia de carga, menor consumo de combustível e menor desgaste. A excelente resistência à corrosão confere maior durabilidade ao veículo e exige menor manutenção. Estas são o material predominante nos aviões com cerca de 80% em peso, devido ao desenvolvimento de ligas com resistência mecânica mais elevada. Em veículos automóveis, as chapas de ligas de alumínio são extensivamente utilizadas em

carrocerias, além de peças como pistões, blocos de motores, chassis e acessórios (Figura 2.19). A tendência do uso de alumínio nessa indústria é promissora, pois o menor consumo de combustível proporcionará uma redução considerável de emissões de poluentes. Segundo o protocolo de Quioto, para cada quilograma de redução do peso de um veículo há uma redução de 20 kg de emissão de carbono equivalente [12, 9].



Figura 2.19 - Aplicações estruturais ligadas à aviação e indústria automóvel.

Na construção civil as ligas de alumínio são cada vez mais usadas como um material leve, versátil, resistentes etc. Estes laminados são muito usados na cobertura, em fachadas de edifícios, em revestimentos internos e externos, na ventilação, iluminação etc. Figura 2.20 [12].



Figura 2.20 - Aplicações ligadas à construção civil.

2.5 - Perspetiva Ambiental

A utilização destes novos materiais enquadra-se nas mais diversas aplicações, do ponto de vista da estrutura sandwich estudada insere-se num campo transversal de atuação da engenharia aplicada ao ramo automóvel e com interesse para a generalidade dos fabricantes. Numa perspetiva ambiental, a utilização de materiais otimizados do ponto de vista de uma maior absorção de energia por impacto, relativamente ao peso, tem repercussões diretas na eficiência térmica dos motores, do ponto de vista de um maior rendimento combustível bem como de uma menor emissão de gases poluentes. A utilização de materiais compósitos metálicos mais leves e com melhores propriedades específicas tem assim um papel relevante nesse campo. Segundo dados da EU estima-se que para cada 1% de redução de peso bruto

na estrutura automóvel, se consiga uma redução de 0.6% de combustível utilizado. No entanto, e segundo alguns fabricantes, esse valor está claramente subestimado e que, através de uma correta otimização dos materiais utilizados, poderá conseguir atingir-se uma relação de 1:1 na taxa de redução de peso relativamente aos ganhos percentuais de consumo de combustível.

Com o crescente aumento das preocupações com a preservação ambiental, surge a necessidade de adotar medidas que previnam gastos desnecessários dado o aparecimento de regulamentação e legislação cada vez mais restritivas. De acordo com essa regulamentação, a reutilização de materiais é atualmente uma das medidas que os fabricantes utilizam para diminuir gastos e rentabilizar recursos. Deste ponto de vista os compósitos de matriz metálica apresentam nesse campo uma enorme vantagem pela possibilidade de reutilização da maioria dos seus constituintes quando comparados com outros materiais não metálicos.

Referências

- [1] Allen, H. G., Analysis and Design of Structural Sandwich Panels, Pergamon Press, 1969.
- [2] Davies, J. M., Lightweight Sandwich Construction, Blackwell Publishing, 2001.
- [3] Department of Defense, Composite Materials Handbook - Vol.3.
- [4] Lopes, N., Análise e Caracterização da Degradação de Compósitos Reforçados com Fibra de Juta e Fibra de Vidro em Ambiente Controlado (Temperatura & Humidade), Tese de Mestrado, IST/UTL, Lisboa, 2009.
- [5] Carvalho, P., Análise do Comportamento Mecânico e Identificação do Tipo de Falha em Estruturas Sandwich com Núcleos de Cortiça, Tese de Mestrado, IST/UTL, Lisboa, 2008.
- [6] Leite, M., Estudo Experimental, Analítico e Numérico de Vigas em Construção Sandwich Reforçada com Aplicações ao Transporte Refrigerado de Bens Perecíveis, Tese de Mestrado, IST/UTL, Lisboa, 2004.
- [7] Soares, B., Estruturas Sandwich com Utilização de Núcleos de Cortiça, Tese de Mestrado, IST/UTL, Lisboa., 2007.
- [8] Zenkert, D., The Handbook of Sandwich Construction, EMAS, Cradley Heath, 1997.
- [9] Belbute, P., Estudo do Comportamento em Flexão de Vigas Compósitas Sandwich, Tese de Mestrado, IST/UTL, Lisboa, 2010.
- [10] DIAB, DIAB Sandwich Handbook, Sweden, 2003, www.diabgroup.com/europe/literature/e_pdf_files/man_pdf/sandwich_hb.pdf.
- [11] Jackson, R., Combat Legend de Havilland Mosquito, Airlife, Shrewsbury, 2003.

- [12] Fundamentos e aplicações do alumínio, Associação Brasileira do Alumínio - ABAL, Maio/2007.
- [13] M. Judge, "Foam sweet foam", *New Scientist*, 34-37 1997.
- [14] <http://www.cymat.com>.
- [15] Alporas product information, Shinko Wire Co. Ltd. Japan.
- [16] Aluglight product information, Mepura Metallpulver and GmbH, Germany, 1997.
- [17] <http://www.recemat.com>.
- [18] Duarte, I., Espumas metálicas Processo de fabrico, caracterização e simulação numérica, Tese de Doutoramento, FEUP, Porto, 2005.
- [19] M.H. Luxner et al. / *Acta Biomaterialia* 5, 381-390, 2009.
- [20] Hanssen, A., Hopperstad, O., Langseth, M., & Ilstad, H. (2002), Validation of constitutive models applicable to aluminium foams, *International Journal of Mechanical Sciences*, 44, 359-406.
- [21] <http://www.metalfoam.net>.
- [22] J. Banhart, H. Eifert (Editors): *Metal foams - Proceedings of the fraunhofer USA metal foam symposium*, Delaware, 1997.
- [23] J. Banhart, M. F. Asbhy, N. A. Fleck, *MetFoam 99*, International Conference on Metals Foam and Cellular Metals Structures, MIT Verlag, 14-16.6, Bremen, Germany, 1999.
- [24] Banhart, M. F. Asbhy, N. A. Fleck, *2nd International Conference on Cellular Metals and Metal Foam technology - MetFoam200031* MIT Verlag, 14-16, Bremen, Germany, 2001.
- [25] MF Ashby et al., *Metal foams: a design guide*, Oxford, Butterworth-Heinemann, 2000.
- [26] Neves M. P. Rui, *Modelação Constitutiva do Comportamento Mecânico de Espumas Metálicas*, Tese de Mestrado, FEUP, Porto, 2009.

Capítulo 3

Modelos Constitutivos das Faces e do Núcleo da Estrutura Sandwich

Neste terceiro capítulo será feita uma apresentação dos comportamentos mecânicos das estruturas materiais das peles e do núcleo que constituem a estrutura sandwich e que fundamentam os modelos constitutivos apresentados de seguida. Diferentes tipos de estruturas materiais apresentam diferentes comportamentos mecânicos. Por conseguinte será feita uma descrição do comportamento da espuma de alumínio do núcleo e da chapa também de alumínio das peles. Estes comportamentos mecânicos permitiram a definição das propriedades mecânicas dos materiais, através do trabalho experimental realizado, que serviram de base à realização de simulações numéricas que se desenrolaram posteriormente.

3.1 - Características Mecânicas da Chapa das Faces

A estrutura da chapa das faces de uma liga de alumínio é definida como sendo uma estrutura sólida, homogénea, plana com uma dada espessura.

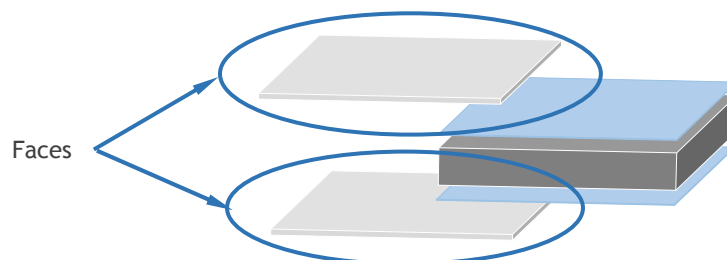


Figura 3.1 - Faces em chapa de alumínio da estrutura sandwich.

A obtenção desta forma plana, dá origem a estruturas metalúrgicas caracterizadas por terem uma orientação preferencial, resultante da rotação e alongamento dos grãos na direção de laminagem de maneira a acomodar a deformação que é aplicada pelos rolos, Figura 3.2 [1]. Esta orientação preferencial originada pelo alongamento dos grãos tem influência quer nas propriedades quer no comportamento mecânico das faces.

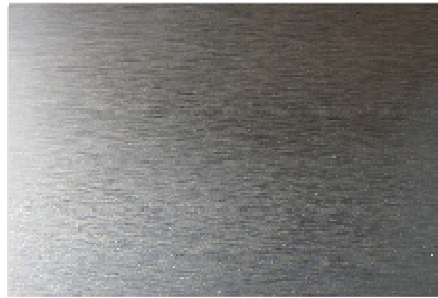


Figura 3.2 - Estrutura material da chapa.

O comportamento mecânico da chapa de alumínio das faces, tal como a da maioria das ligas metálicas sólidas homogêneas, está intrinsecamente associada ao ensaio de tração, pela facilidade de execução e a reprodutividade dos resultados tornam o ensaio de tração um dos ensaios mecânicos mais importantes.

3.1.1 - Tração Uniaxial da Chapa das Faces

A aplicação de uma força num corpo sólido promove uma deformação do material na direção dessa força, consistindo o ensaio de tração em submeter ao corpo sólido uma força que tende a alongá-lo. Para a realização do ensaio o corpo sólido tem dimensões normalizadas, designando-se provete. O provete é então submetido a um carregamento uniaxial o que provoca a sua deformação. Para uma liga metálica, o gráfico tensão deformação pode tomar o aspeto representado na Figura 3.3.

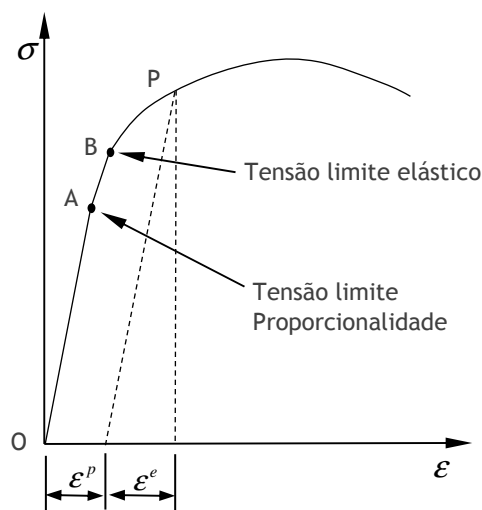


Figura 3.3 - Gráfico tensão-deformação de uma liga metálica [2].

No ponto A atinge-se o limite do comportamento linear, sendo a tensão correspondente designada por tensão limite de proporcionalidade, a partir do qual não é, regra geral, aplicável a lei de Hooke como lei constitutiva. Entendendo-se como comportamento elástico, o fenómeno associado à ausência de deformações pós carregamento, o limite elástico de comportamento do material ocorre no ponto B, correspondendo-lhe a tensão, conhecida como tensão limite elástico.

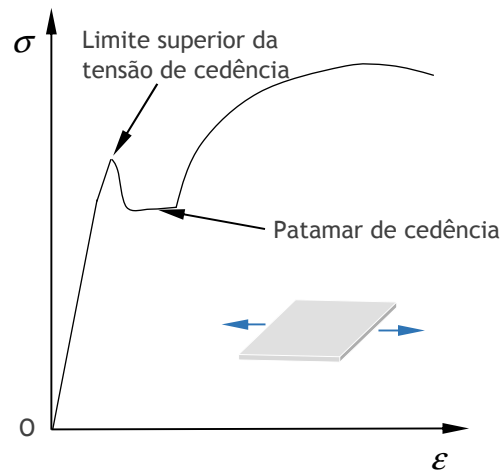


Figura 3.4 - Gráfico tensão-deformação de uma liga metálica com patamar de cedência [2].

Outros metais apresentam no entanto uma curva ligeiramente distinta da anterior (Figura 3.4). De facto, alguns metais apresentam um valor de tensão, tensão limite superior da tensão de cedência, seguido de uma ligeira quebra. Seguidamente, verifica-se um aumento da deformação, mas que não é acompanhado por variação na tensão. Esta região do gráfico é conhecida como patamar de cedência. Posteriormente, o valor da tensão retoma uma variação crescente, designando-se o fenómeno, como encruamento (endurecimento por deformação) do material.

Nos metais mais correntes, a parcela da curva AB no gráfico da Figura 3.3 é em geral muito reduzida, sendo por isso frequente não distinguir entre tensão limite elástico e tensão limite de proporcionalidade. Por outro lado, também a diferença entre o valor da tensão limite superior da tensão de cedência e o patamar de cedência, ou tensão de escoamento, é normalmente muito reduzida, pelo que se refere apenas tensão de cedência, σ_{y0} . Devido à dificuldade existente em distinguir no ensaio todos estes parâmetros, normalmente apenas se refere a tensão de cedência como a tensão necessária para provocar uma deformação plástica de 0,2%.

Na região plástica, isto é, quando o nível de carregamento provoca um estado de tensão de valor superior comparativamente ao valor da tensão de cedência, o incremento de deformação plástica é acompanhado de um incremento de tensão, e diz-se que houve um encruamento do material, Figura 3.5 [2].

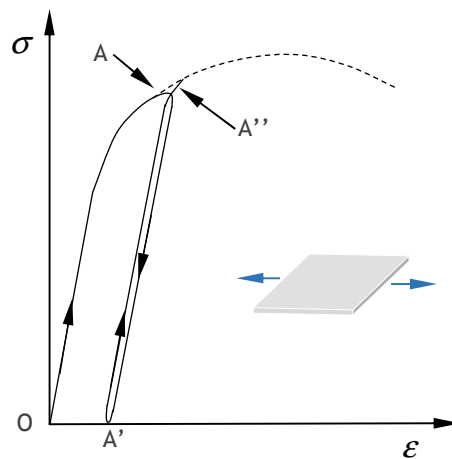


Figura 3.5 - Gráfico tensão-deformação com descarregamento e carregamento [2].

3.1.2 - Modelo Elastoplástico das Faces

Os modelos constitutivos de materiais sólidos são normalmente descritos por um conjunto de equações diferenciais que pretendem descrever o comportamento do material quando sujeito a algum tipo de solicação. Existem essencialmente dois grandes grupos de modelos, dependendo do tipo de material e principalmente do tipo de solicação: elastoplástico e elastoviscoplastico.

Os modelos elastoplásticos consideram que o comportamento do material é independente do tempo ou da velocidade de aplicação das forças/deslocamentos. Utiliza-se este tipo de modelos para descrever problemas submetidos a solicações estáticas ou quase estáticas. Já os modelos elastoviscoplasticos pretendem descrever comportamentos com dependência no tempo ou transientes, tais como fluência ou velocidades de deformação elevadas.

O comportamento elastoplástico é caracterizado por uma resposta do material, inicialmente elástica e, a partir de um determinado nível de tensão, por um comportamento essencialmente plástico, Figura 3.6 [2].

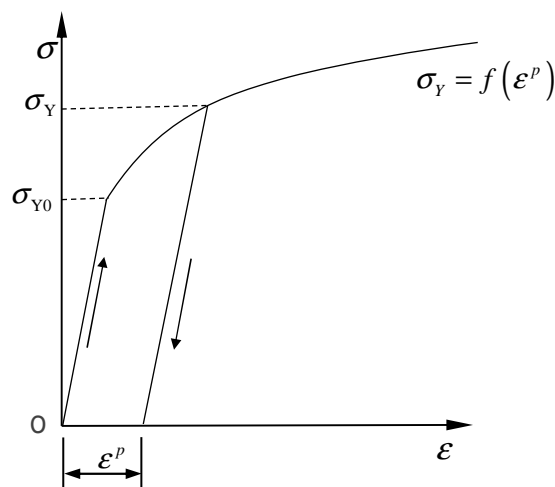


Figura 3.6 - Comportamento elastoplástico - Modelo elastoplástico com endurecimento [2].

Tendo como ponto de partida o modelo da Figura 3.7, que apresenta um modelo reológico unidimensional, ao qual se aplica uma força (e conseqüentemente uma tensão σ), que provoca um alongamento do modelo (Δl), cujo resultado pode ser aferido pela extensão causada:

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (3.1)$$

Considerando o comportamento elástico, e o comportamento plástico:

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p \quad (3.2)$$

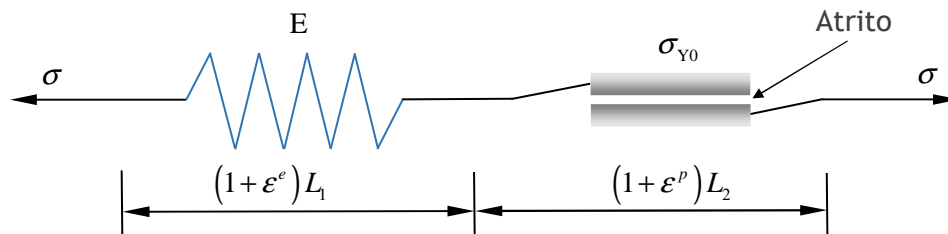


Figura 3.7 - Modelo reológico elastoplástico [1].

O comportamento do material, quando se verifica uma extensão causada pela carga aplicada é elástica até um determinado ponto, denominado limite elástico (a tensão que o provoca: tensão limite elástico ou tensão de cedência (σ_{Y0}), após o qual, o material se apresenta deformado plasticamente. Para o modelo apresentado com um grau de liberdade, o comportamento linear elástico é caracterizado pela constante elástica da mola E traduzindo-se pela expressão:

$$\sigma = E \times \varepsilon^e = E(\varepsilon - \varepsilon^p) \quad (3.3)$$

A deformação plástica inicia-se quando a tensão aplicada atinge o valor da tensão de cedência (σ_{Y0}). O modo como se estabelece esse valor da tensão aplicada, de modo a compará-lo com a tensão de cedência denomina-se critério de cedência. Na Figura 3.7, a tensão de cedência corresponde ao atrito entre as placas.

Atingida a tensão de cedência, este valor pode, ou não, manter-se constante com o aumento de deformação. Se esse valor não depender do aumento da extensão plástica, diz-se que o material tem um comportamento perfeitamente plástico. Se, pelo contrário, o valor da tensão de cedência aumentar com o crescimento da extensão plástica, diz-se que o material está a sofrer um encruamento.

Os materiais modelados numericamente através de formulações elastoplásticas distinguem-se por apresentarem um comportamento aproximadamente linear elástico para pequenas deformações. De acordo a teoria da elasticidade para as pequenas deformações, tem-se o tensor das deformações definido do seguinte modo:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \nabla^s \mathbf{u} = \frac{1}{2} (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T) \quad (3.4)$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} (u_{i,j} + u_{j,i}) \quad (3.5)$$

onde $\nabla \mathbf{u}$ é o gradiente dos deslocamentos, e $\nabla^s \mathbf{u}$ a sua parte simétrica.

Considerando uma barra representada na Figura 3.8, cujo eixo axial coincide com o eixo $\mathbf{X} = (1,0,0)$, e sobre a qual se tem como ponto de referência, a partícula com a abcissa ${}_1X$, enquanto a extremidade esquerda coincide com a origem do referencial. Mantendo-se a extremidade esquerda fixa, aplica-se sobre a outra extremidade um esforço normal de tração. Por facilidade de exposição considera-se apenas as variáveis (e suas derivadas) relativas ao eixo coincidente com eixo axial da barra. Numa primeira fase o esforço normal de tração provoca uma extensão longitudinal da barra passando a referida partícula a possuir a abcissa ${}_2X = {}_1X + {}_1u$, pelo que sofreu um deslocamento na direção axial de ${}_1u$. Numa segunda fase aplica-se um segundo esforço normal de tração passando a partícula a ocupar a posição ${}_3X = {}_2X + \Delta u = {}_1X + 2u$, pelo que o ponto material sofreu um deslocamento Δu .

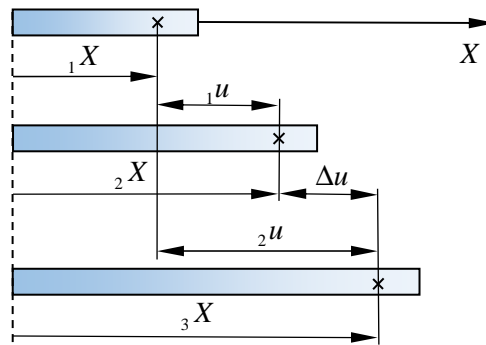


Figura 3.8 - Lei da decomposição [2].

Para o processo referente à primeira fase da deformação, o gradiente de deformação, e considerando apenas a sua componente não nula, vem:

$$F'_{1,1} = \frac{{}_2X}{{}_1X} = \frac{{}_1X + {}_1u}{{}_1X} = 1 + \frac{{}_1u}{{}_1X} \quad (3.6)$$

quanto à mesma componente referente à segunda fase, e considerando como configuração inicial, a configuração final da fase anterior, tem-se:

$$F''_{1,1} = \frac{{}_3X}{{}_2X} = \frac{{}_2X + \Delta u}{{}_2X} = 1 + \frac{\Delta u}{{}_2X} \quad (3.7)$$

se o estado final, isto é, a posição do ponto em ${}_3X$, fosse atingida com um único incremento, o gradiente de deformação viria:

$$F_{1,1} = \frac{{}_3X}{{}_1X} \quad (3.8)$$

o mesmo resultado se obtém multiplicando (3.6) por (3.7):

$$F_{1,1} = F'_{1,1} \times F''_{1,1} = \frac{{}_2X}{{}_1X} \times \frac{{}_3X}{{}_2X} = \frac{{}_3X}{{}_1X} \quad (3.9)$$

a que corresponde a extensão total:

$$\varepsilon = \frac{{}_3X - {}_1X}{{}_1X} = \frac{{}_2u}{{}_1X} \quad (3.10)$$

considerando as normas dos deslocamentos ${}_1u$ e ${}_2u$ muito reduzidas, quando comparadas com a dimensão ${}_1X$, a extensão em cada uma das fases é a seguinte:

$$\varepsilon' = \frac{{}_2X - {}_1X}{{}_1X} = \frac{{}_1u}{{}_1X} \quad (3.11)$$

$$\varepsilon'' = \frac{{}_3X - {}_2X}{{}_1X} = \frac{\Delta u}{{}_1X} \quad (3.12)$$

adicionando as extensões de cada fase resulta:

$$\varepsilon = \varepsilon' + \varepsilon'' = \frac{{}_2X - {}_1X}{{}_1X} + \frac{{}_3X - {}_2X}{{}_1X} = \frac{{}_3X - {}_1X}{{}_1X} = \frac{{}_2u}{{}_1X} \quad (3.13)$$

ou seja, obteve-se o valor da extensão total calculado como se de uma só fase se tratasse.

A multiplicação efetuada em (3.9) designa-se por lei da decomposição multiplicativa, enquanto que a adição efetuada em (3.13) é denominada de lei da decomposição aditiva. Deve-se notar que o cálculo da extensão, ε'' , só é válido para pequenas deformações, pelo que em pequenas deformações pode-se aplicar a lei da decomposição aditiva, enquanto que para grandes deformações pode ser vantajoso utilizar a lei multiplicativa [3, 4].

Fazendo coincidir a primeira fase com o domínio elástico, vindo a segunda fase a ocorrer no domínio plástico, ter-se-á formalmente para o Tensor das Deformações ε , e para o gradiente de deformação, \mathbf{F} :

$$\mathbf{F} = \mathbf{F}^e \mathbf{F}^p \quad (3.14)$$

$$F_{i,j} = F_{i,j}^e F_{j,i}^p \quad (3.15)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^e + \boldsymbol{\varepsilon}^p \quad (3.16)$$

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p . \quad (3.17)$$

Assim, numa formulação elástoplástica envolvendo pequenas deformações, é habitual decompor-se o tensor das extensões numa componente elástica e, numa componente plástica, pelo que se torna conveniente estabelecer modelos matemáticos, que traduzam os fenómenos físicos da elasticidade e da plasticidade, separadamente.

O comportamento elástico é descrito pela teoria da elasticidade, importando agora definir o modelo matemático para a componente plástica das deformações.

3.1.3 - Função de Cedência

O aparecimento do comportamento plástico é condicionado por um critério de cedência, que na sua forma mais geral, pode ser formulado do seguinte modo:

$$F(\boldsymbol{\sigma}, \boldsymbol{\alpha}') = 0 \quad (3.18)$$

em que $\boldsymbol{\alpha}'$ indica um conjunto de variáveis de endurecimento e $\boldsymbol{\sigma}$ é o tensor das tensões. Para um material isotrópico, em que a cedência plástica dependa unicamente da grandeza das tensões principais, e nunca das suas orientações no espaço das tensões, a função escalar F torna-se apenas dependente de um valor escalar, conhecido por parâmetro de encruamento - α :

$$F(\boldsymbol{\sigma}, \alpha) = f(\boldsymbol{\sigma}) - \sigma_Y(\alpha) = 0 \quad (3.19)$$

em que $f(\boldsymbol{\sigma})$ é a função de cedência. Esta função pode tomar várias formas analíticas com representação geométrica no espaço distintas.

Atendendo a (3.19) pode-se concluir que, se num determinado ponto de um corpo material deformável, se verificar a inequação $f(\boldsymbol{\sigma}) < \sigma_Y(\alpha)$, o corpo nesse ponto apresentará um comportamento elástico. Se, por outro lado, se verificar a igualdade $f(\boldsymbol{\sigma}) = \sigma_Y(\alpha)$, o comportamento será plástico. Atingido este estado, o comportamento subsequente desse ponto material, será condicionado pela variação de f relativamente a $\boldsymbol{\sigma}$,

$$df = \left(\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right)^T d\boldsymbol{\sigma} + \dots \quad (3.20)$$

em que $\partial f / \partial \boldsymbol{\sigma}$ é um vetor normal à superfície de cedência (Figura 3.9) encontrando-se as componentes do tensor das tensões agrupadas sob a forma de um vetor ($\boldsymbol{\sigma}$), bem como as respetivas variações ($d\boldsymbol{\sigma}$) [2].

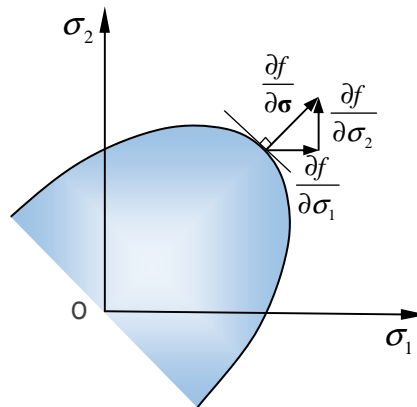


Figura 3.9 - Condição de ortogonalidade no espaço das tensões $\sigma_1 - \sigma_2$ [2].

Em resumo:

- Se $df < 0$, indica que se está perante uma situação de descarregamento elástico. O estado de tensão situa-se no interior da superfície de cedência, retomando o material, um comportamento elástico;
- Se $df = 0$, indica que o estado de tensão atingiu a superfície de cedência, o que corresponde a um regime plástico, se o material apresentar comportamento perfeitamente plástico (α constante);
- Se $df > 0$, indica que o estado de tensão se mantém sobre a superfície de cedência, não se mantendo esta constante. É o que acontece no comportamento dum material com encruamento.

3.1.4 - Critério de Cedência de von Mises

von Mises formulou um critério de cedência em 1913 [4], sugerindo que a cedência ocorre quando o segundo invariante das tensões de desvio J_2 atinge um valor crítico:

$$\sqrt{J_2} - \frac{1}{2}\Phi(\alpha) = 0 \quad (3.21)$$

em que $\Phi(\alpha)$, dependente do parâmetro de endurecimento e α é o raio da superfície de cedência. Devido à dependência de J_2 , a teoria da plasticidade que utiliza este critério em conjunto com a lei associativa é referida na literatura como a teoria do escoamento J_2 . Geometricamente o critério de von Mises está representado e comparado com o critério de Tresca na Figura 3.10.

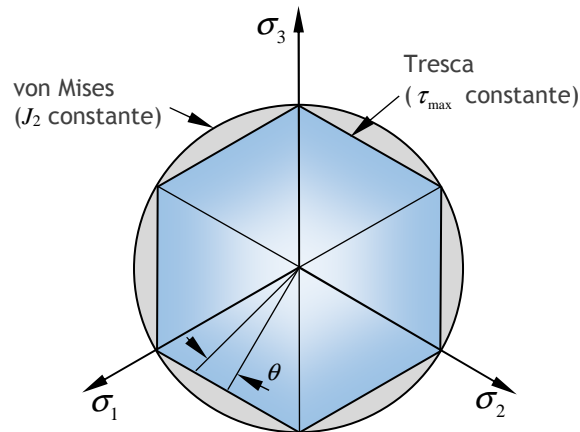


Figura 3.10 - Representação das superfícies dos critérios de Tresca e de von Mises [1].

Pelo ensaio de tração, $\Phi(\alpha) = \sqrt{\frac{2}{3}} \sigma_Y$, pelo que a tensão efetiva, ou a chamada tensão de von Mises, $\bar{\sigma}$, em termos do tensor das tensões de desvio dada por $\bar{\sigma} = \sqrt{3J_2} = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{S} : \mathbf{S}} = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} : S_{ij}}$, sendo que para este tipo de material das faces a deformação plástica não depende da pressão hidrostática o critério pode ser escrito da seguinte forma

$$F(\boldsymbol{\sigma}, \boldsymbol{\alpha}) = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{S} : \mathbf{S}} - \sigma_Y(\boldsymbol{\alpha}) = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} : S_{ij}} - \sigma_Y(\boldsymbol{\alpha}) \quad (3.22)$$

3.1.5 - Regra do Encruamento

A regra do encruamento estabelece as condições para que um novo escoamento plástico possa ocorrer, depois de se ter atingido o estado plástico do material. Esta situação verifica-se em virtude da superfície de cedência poder sofrer contínuas alterações à medida que se dá o escoamento plástico.

Na expressão (3.18) introduziu-se um conjunto de variáveis de endurecimento contidas num vetor, $\boldsymbol{\alpha}'$. Basicamente, existem dois tipos de aproximações para a dependência de qualquer variável interna de endurecimento $\alpha'_i \in \boldsymbol{\alpha}'$, ($1 \leq i \leq n_{\text{endurecimento}}$) [5]:

- i. Se uma variável de endurecimento é assumida como dependente da deformação plástica efetiva, isto $\alpha'_i = \alpha'_i(\bar{\boldsymbol{\epsilon}}^p)$, diz-se que ocorre deformação com encruamento, em que a deformação plástica efetiva, $\bar{\boldsymbol{\epsilon}}^p$, é definida do seguinte modo [6, 7]:

$$\bar{\boldsymbol{\epsilon}}^p = \sqrt{\frac{2}{3} \boldsymbol{\epsilon}^p : \boldsymbol{\epsilon}^p} = \sqrt{\frac{2}{3} \boldsymbol{\epsilon}_{ij}^p : \boldsymbol{\epsilon}_{ij}^p} \quad (3.23)$$

esta deformação plástica efetiva “reflete a história” do processo de deformação plástica, na medida em que estabelece que o endurecimento é determinado por

cada parcela infinitesimal de deformação plástica, e não simplesmente pelo seu estado inicial e final:

$$\bar{\epsilon}^p = \int d\bar{\epsilon}^p = \int_0^t \frac{d\bar{\epsilon}^p}{dt} dt = \int_0^{\epsilon_{ij}^p} \left(\frac{2}{3} d\epsilon_{ij}^p : d\epsilon_{ij}^p \right)^{1/2} \quad (3.24)$$

- ii. A segunda possibilidade designa-se por endurecimento energético, e relaciona a variável de endurecimento com o trabalho plástico total, $\alpha'_i = \alpha_i(W^p)$, em que [8]:

$$W^p = \int_0^{\epsilon_{ij}^p} \boldsymbol{\sigma} : d\boldsymbol{\epsilon}^p = \int_0^{\epsilon_{ij}^p} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij}^p \quad (3.25)$$

Segundo Nayak e Zienkiewicz [8] para o caso dos materiais em que seja possível aplicar o critério de von Mises, os dois modelos de endurecimento descritos são equivalentes, ou seja, as curvas obtidas no ensaio de tração conduzem ao mesmo nível de encruamento.

A variação da superfície de cedência pode ser classificada, de acordo com três modelos elementares [9]:

- Se a superfície de cedência subsequente, provocada pelo incremento de deformação plástica, é exclusivamente uma expansão uniforme da superfície de cedência precedente, o modelo de encruamento é designado de isotrópico [9]. Para o caso bidimensional, exemplifica-se na Figura 3.11 a). Este modelo, proposto por Odquist [11] apresenta como principal vantagem, a sua simplicidade, não conseguindo, no entanto, reproduzir determinados aspetos reais da deformação de alguns materiais, como por exemplo o efeito de Bauschinger [12].
- Se a superfície de cedência subsequente, mantiver a mesma forma, mas simplesmente for transladada no espaço das tensões como um corpo rígido, o tipo de encruamento diz-se cinemático (Figura 3.11 b)) [13- 15]. Este modo de encruamento, apresentado inicialmente por Prager, surgiu com o objetivo de modelar um fenómeno bem visível experimentalmente, o efeito de Bauschinger, muito corrente em materiais sujeitos a regimes de carregamento cíclico.
- Endurecimento distorcional, em que se admite a expansão, a translação e a rotação da superfície de cedência, ou inclusive a mudança de forma [16].

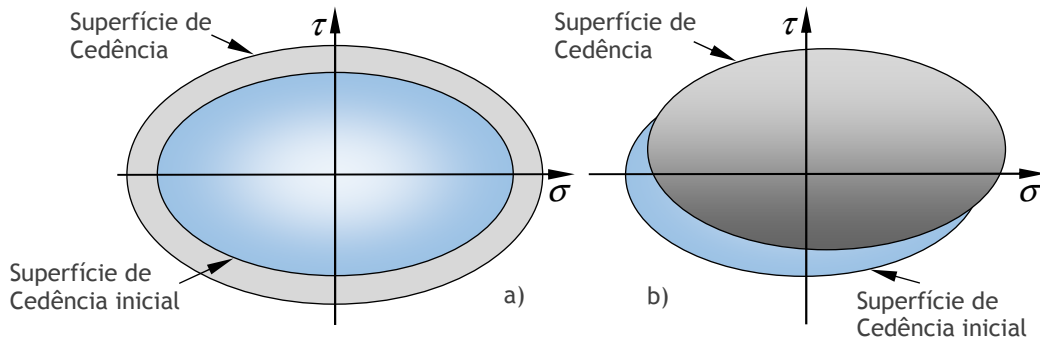


Figura 3.11 - a) Encruamento isotrópico; b) Encruamento cinemático [2].

Com o objetivo de modelar matematicamente os dois primeiros modos de encruamento, admite-se que a escolha das variáveis de endurecimento no vetor α' pode ser a seguinte:

$$\alpha'^T = \{ \bar{\epsilon}^p, \sigma^b(\bar{\epsilon}^p) \} \quad (3.26)$$

em que, o valor escalar da deformação plástica efetiva $\bar{\epsilon}^p$ é suficiente para a definição de qualquer tipo de endurecimento isotrópico, enquanto que o tensor, σ^b , usualmente conhecido por tensor das tensões de recuperação [5], é necessário para a descrição do endurecimento cinemático. A tensão de recuperação observa-se graficamente pela translação no espaço das tensões do centro da superfície de cedência, tendo portanto a mesma dimensão do tensor das tensões.

A expressão (3.19) pode ser reformulada, adicionando o encruamento cinemático e, assumindo para o endurecimento isotrópico, a igualdade $\alpha = \bar{\epsilon}^p$, resultando:

$$F(\sigma, \alpha') = f(\sigma - \sigma^b(\bar{\epsilon}^p)) - \sigma_Y(\bar{\epsilon}^p) = 0 \quad (3.27)$$

com base em (3.27), importa definir as leis para o encruamento isotrópico e para o encruamento cinemático. Para o encruamento isotrópico, pode-se admitir uma função, dependente simplesmente, do valor de início da plastificação σ_{Y0} e, de uma função unicamente dependente da deformação plástica efetiva [14]:

$$\sigma_Y = \sigma_{Y0} + h(\bar{\epsilon}^p) \quad (3.28)$$

exprimindo-se a lei do encruamento isotrópico do seguinte modo:

$$d\sigma_Y = H'(\bar{\epsilon}^p) d\bar{\epsilon}^p \quad (3.29)$$

em que, H' é a derivada da função geral h , relativamente a $\bar{\epsilon}^p$.

Além do comportamento perfeitamente plástico, isto é, $h \equiv 0$, em aplicações práticas assume-se normalmente outras duas hipóteses [5]:

$$\sigma_Y = \sigma_{Y0} + H\bar{\epsilon}^p \quad (3.30)$$

$$\sigma_Y = \sigma_{Y0} + (H_\infty - \hat{H}_0) \left(1 - e^{(-n_\epsilon \bar{\epsilon}^p)}\right) \quad (3.31)$$

em que, H , H_∞ , \hat{H}_0 e n_ϵ , são constantes do material.

3.1.6 - Anisotropia das Ligas de Alumínio

A maior parte das ligas metálicas têm para solicitações de tração o comportamento característico apresentado anteriormente. No entanto para o caso em particular das ligas de alumínio sob a forma plana, a orientação preferencial resultante do processo de laminagem faz com que, exista uma variabilidade das propriedades mecânicas em diferentes direções, relativamente a essa orientação preferencial. Este fenómeno é conhecido por anisotropia, estando este fenómeno vulgarmente presente no comportamento mecânico das ligas de alumínio sob a forma de chapa.

A influência da anisotropia pode ser quantificada através de vários parâmetros, um deles é através o coeficiente de anisotropia r , que caracteriza a distribuição de deformações quando o material é solicitado à tração uniaxial.

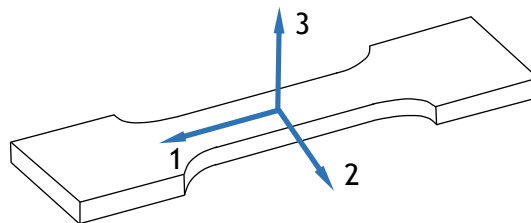


Figura 3.12 - Direções principais de um provete de tração para o cálculo dos coeficientes r .

$$r = \frac{\epsilon_2}{\epsilon_3} \quad (3.32)$$

O coeficiente de anisotropia define-se como a razão entre a deformação segundo a direção transversal à direção de solicitação, ϵ_2 e a deformação segundo a espessura, ϵ_3 , Figura 3.12. Para avaliar a anisotropia no plano da chapa, determina-se a variação de r com o ângulo α , entre a direção de ensaio e a direção de laminagem Figura 3.13 [17].

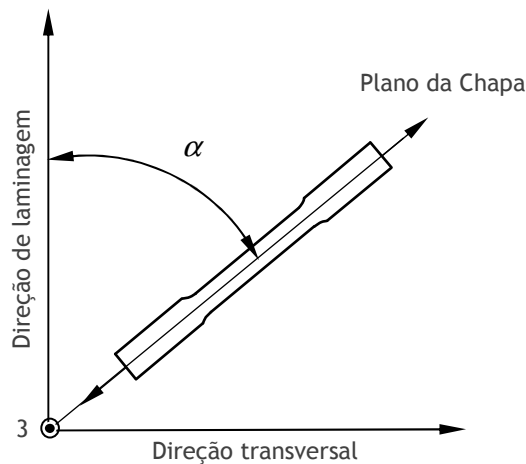


Figura 3.13 - Referencial usado para uma chapa para definição de diferentes ângulos α [17].

3.1.6.1 - Critério de Hill

O critério de Hill (1948) [18] é um critério muito usado do ponto de vista numérico como forma de representar anisotropia planar, especialmente associada a processos de embutidura. Apesar de ser um critério especialmente usado para descrever fenômenos de plasticidade anisotrópica de aços, a sua simplicidade e facilidade de aplicação a qualquer estado de tensão, fazem deste um critério muito versátil.

Em 1948 Hill [18] introduziu uma função simples, como sendo uma extensão do critério de von Mises, que consegue reproduzir o comportamento de materiais ortotrópicos. Considerando o sistema de eixos de coordenadas coincidente com os eixos ortotrópia (Figura 3.14), a função de cedência pode ser expressa por

$$F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2 = \bar{\sigma}^2 \quad (3.33)$$

os parâmetros F , G , H , L , M e N são as constantes do material que podem ser obtidas experimentalmente, σ_{ii} e σ_{ij} as componentes do tensor das tensões de Cauchy, no sistema de eixos principal e $\bar{\sigma}$ representa a tensão equivalente.

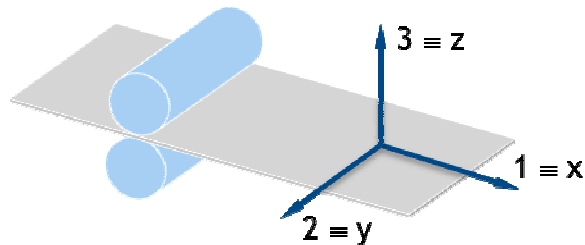


Figura 3.14 - Sistema de coordenadas - Chapa laminada.

3.1.6.2 - Critério de Hill - Anisotropia Planar

Para análise de estruturas laminadas do tipo chapa as equações anteriores podem ser simplificadas, uma vez que se trata de estado plano de tensão. Fazendo coincidir a direção 1 com a direção de laminagem, a direção 2 com a direção transversal à direção de laminagem e a direção 3 perpendicular ao plano chapa, Figura 3.14. Definido o sistema de coordenadas é possível definir o estado plano de tensão típico usado em problemas de deformação de placas finas como sendo: $\sigma_{33} = 0$, $\sigma_{23} = 0$ e $\sigma_{31} = 0$ a equação (3.33) virá

$$(G + H)\sigma_{11}^2 + (F + H)\sigma_{22}^2 - 2H\sigma_{11}\sigma_{22} + 2N\sigma_{12}^2 = \bar{\sigma}^2 \quad (3.34)$$

no caso de um ensaio de tração de um provete em que o seu eixo se situa no plano da chapa e faz com a direção de laminagem um ângulo (Figura 3.13), é possível descrever, com base na equação (3.34), a evolução da tensão limite de elasticidade em função do ângulo α (Hill, 1950 [19]):

$$\sigma_0(\alpha) = \frac{1}{\sqrt{F \sin^2 \alpha + G \cos^2 \alpha + H(2N - F - G - 4H) \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha}} \quad (3.35)$$

as relações tensão - deformação em regime plástico são obtidas a partir da lei de plasticidade associada ou lei da normalidade, assumindo que o incremento infinitesimal de deformação plástica, $d\varepsilon_{ij}$, é sempre perpendicular à superfície de plasticidade, qualquer que seja a orientação do incremento infinitesimal de tensão, $d\sigma_{ij}$, para fora desta superfície [19]:

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial F(\sigma_{ij})}{\partial (\sigma_{ij})} \quad (3.36)$$

a equação anterior, aplicada ao critério anisotrópico de Hill, conduz às seguintes relações tensão - deformação em regime plástico:

$$\left\{ \begin{array}{l} d\varepsilon_{11}^p = d\lambda [H(\sigma_{11} - \sigma_{22}) + G(\sigma_{11} - \sigma_{33})] \\ d\varepsilon_{22}^p = d\lambda [F(\sigma_{22} - \sigma_{33}) + H(\sigma_{22} - \sigma_{11})] \\ d\varepsilon_{33}^p = d\lambda [G(\sigma_{33} - \sigma_{11}) + F(\sigma_{22} - \sigma_{33})] \\ d\varepsilon_{23}^p = d\lambda L \sigma_{23} \\ d\varepsilon_{13}^p = d\lambda M \sigma_{13} \\ d\varepsilon_{12}^p = d\lambda N \sigma_{12} \end{array} \right. \quad (3.37)$$

define-se coeficiente de anisotropia de uma chapa para um dado $r(\alpha)$, como sendo a razão entre as deformações plásticas perpendiculares, durante o ensaio de tração. Para um provete, cujo $\alpha = 0^\circ$ é dado por:

$$r_0 = \frac{d\varepsilon_{22}^p}{d\varepsilon_{33}^p} = \frac{H}{G} \quad (3.38)$$

para a direção 90°

$$r_{90} = \frac{d\varepsilon_{11}^p}{d\varepsilon_{33}^p} = \frac{H}{F} \quad (3.39)$$

para a direção 45°

$$r_{45} = \frac{2N - (F + G)}{2(F + G)}; \quad \frac{N}{G} = \left(r_{45} + \frac{1}{2} \right) \left(1 + \frac{r_0}{r_{90}} \right). \quad (3.40)$$

Com a realização de ensaios de tração com provetes com uma direções de $\alpha = 0^\circ$, $\alpha = 90^\circ$ e $\alpha = 45^\circ$ é possível obter os coeficientes de anisotropia ou Lankford's r -value, ou ainda a taxa de deformação plástica.

A utilização deste critério em abaqus implica a obtenção dos coeficientes de cedência anisotrópicos R_{ij} , obtidos através dos coeficientes Lankford's r -value

Considerando os Lankford's r -value para anisotropia planar R_{11}, R_{22}, R_{33} podem ser calculados através

$$R_{11} = 1 \quad (3.41)$$

$$R_{22} = \sqrt{\frac{r_y (r_x + 1)}{r_x (r_y + 1)}} \quad (3.42)$$

$$R_{33} = \sqrt{\frac{r_y (r_x + 1)}{(r_x + r_y)}} \quad (3.43)$$

$$R_{12} = \sqrt{\frac{3(r_x + 1)r_y}{(2r_{45} + 1)(r_x + r_y)}} \quad (3.44)$$

Segundo a versão implementada no Abaqus [20] e descrita no manual, a função de cedência do critério de Hill é dada por

$$f(\boldsymbol{\sigma}) = \sqrt{\frac{F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2}{+2N\sigma_{12}^2}} \quad (3.45)$$

Com os parâmetros F , G , H , L , M e N são as constantes do material que podem ser obtidas experimentalmente. Se $\bar{\sigma}_{11}$, $\bar{\sigma}_{22}$ e $\bar{\sigma}_{33}$ representarem as tensões de cedência para as respectivas direções 1, 2 e 3, podendo as constantes F , G e H serem calculadas através de:

$$F = \frac{(\sigma^0)^2}{2} \left(\frac{1}{\bar{\sigma}_{22}^2} + \frac{1}{\bar{\sigma}_{33}^2} - \frac{1}{\bar{\sigma}_{11}^2} \right) = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{22}^2} + \frac{1}{R_{33}^2} - \frac{1}{R_{11}^2} \right) \quad (3.46)$$

$$G = \frac{(\sigma^0)^2}{2} \left(\frac{1}{\bar{\sigma}_{33}^2} + \frac{1}{\bar{\sigma}_{11}^2} - \frac{1}{\bar{\sigma}_{22}^2} \right) = \frac{2}{2} \left(\frac{1}{R_{33}^2} + \frac{1}{R_{11}^2} - \frac{1}{R_{22}^2} \right) \quad (3.47)$$

$$H = \frac{(\sigma^0)^2}{2} \left(\frac{1}{\bar{\sigma}_{11}^2} + \frac{1}{\bar{\sigma}_{22}^2} - \frac{1}{\bar{\sigma}_{33}^2} \right) = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{11}^2} + \frac{1}{R_{22}^2} - \frac{1}{R_{33}^2} \right) \quad (3.48)$$

e L , M e N por

$$L = \frac{3}{2} \left(\frac{\tau^0}{\bar{\sigma}_{23}^2} \right)^2 = \frac{3}{2R_{23}^2} \quad (3.49)$$

$$M = \frac{3}{2} \left(\frac{\tau^0}{\bar{\sigma}_{13}^2} \right)^2 = \frac{3}{2R_{13}^2} \quad (3.50)$$

sendo σ^0 a tensão de cedência, R_{11} , R_{22} , R_{33} , R_{12} , R_{13} , R_{23} são os coeficientes de cedência anisotrópicos e $\tau^0 = \sigma^0/\sqrt{3}$.

A regra do escoamento pode ser expressa

$$d\boldsymbol{\varepsilon}^p = d\gamma \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \frac{d\gamma}{f} \mathbf{b} \quad (3.51)$$

por definição de f

$$\mathbf{b} = \begin{bmatrix} -G(\sigma_{33} - \sigma_{11}) + H(\sigma_{11} - \sigma_{22}) \\ F(\sigma_{22} - \sigma_{33}) - H(\sigma_{11} - \sigma_{22}) \\ -F(\sigma_{22} - \sigma_{33}) + G(\sigma_{33} - \sigma_{11}) \\ 2N\sigma_{12} \\ 2M\sigma_{31} \\ 2L\sigma_{23} \end{bmatrix} \quad (3.52)$$

3.1.6.3 - Critério Barlat 91

O critério anteriormente apresentado, ainda que sendo um critério que conduz a bons resultados do ponto de vista de anisotropia planar de aços, é um critério que pode ser aplicado a diferentes materiais, ao contrário dos critérios de Barlat *et al.* especialmente desenvolvidos para descrever a anisotropia de ligas de alumínio.

Dos vários critérios não-quadráticos existentes para descrever o comportamento anisotrópico das ligas de alumínio, nesta tese foi usado o critério de Barlat 91 (Yid91). Para este critério e para um estado tridimensional de tensão, a função de cedência Ψ é dada por [21 - 23]

$$\Psi = |S_1 - S_2|^m + |S_2 - S_3|^m + |S_3 - S_1|^m = 2\hat{\sigma}^m \quad (3.53)$$

onde $S_i = 1, 2, 3$ são os valores próprios do equivalente plástico isotrópico do tensor das tensões de desvio \mathbf{S} , obtidos em relação às componentes da tensão de Cauchy $\boldsymbol{\sigma}$ através de uma transformação linear, o expoente m é o parâmetro associado ao tipo de estrutura da liga, que no caso de uma estrutura cúbica de faces centradas é igual a 8 [24] e por fim $\hat{\sigma}$ representa o equivalente de tensão. A transformação linear para o cálculo do equivalente plástico isotrópico do tensor das tensões de desvio S é dada por

$$\mathbf{S} = \mathbf{L} : \boldsymbol{\sigma} \quad (3.54)$$

com \mathbf{L} sendo o tensor de transformação linear, definido para materiais ortotrópicos por

$$\mathbf{L} = \begin{bmatrix} (C_2 + C_3)/3 & -C_3/3 & -C_2/3 & 0 & 0 & 0 \\ -C_3/3 & (C_3 + C_1)/3 & -C_1/3 & 0 & 0 & 0 \\ -C_2/3 & -C_1/3 & (C_1 + C_2)/3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_5 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_6 \end{bmatrix} \quad (3.55)$$

onde as constantes C_1 , C_2 , C_3 , C_4 , C_5 e C_6 são os parâmetros que descrevem a anisotropia. Quando os parâmetros $C_{i=1-6}=1$ (material isotrópico) e $m=2$ este critério reduz-se ao critério de von Mises. A aplicação do Yid91 a chapas finas leva a que apenas as constantes C_1 , C_2 , C_3 e C_6 sejam consideradas como parâmetros de entrada do critério, uma vez que $C_4 \equiv C_5 \equiv 1$ são parâmetros relativos ao corte na espessura da chapa, que por ser fina é considerada isotrópica nessa direção.

A superfície de cedência é descrita por

$$\Psi = \hat{\sigma} - Y = 0 \quad (3.56)$$

onde Y é a tensão de cedência, que toma inicialmente o valor de Y_0 , sendo a sua evolução dada pela lei de Voce [25]. Em termos de endurecimento o modelo usa um modelo de endurecimento cinemático proposto por Lemaître and Chaboche [26].

3.2 - Características Mecânicas da Espuma do Núcleo

Tal como foi mencionado no Capítulo 2 a estrutura da espuma do núcleo é uma estrutura de arranjos tridimensionais de células, que podem ser classificadas em dois grupos, de célula aberta ou de célula fechada. Este tipo de matérias apresentam assim logo à partida um grau de especificidade inerente à própria estrutura porosa e que conduz a uma caracterização um pouco mais complexa quando comparada por exemplo com a estrutura sólida homogénea das faces.

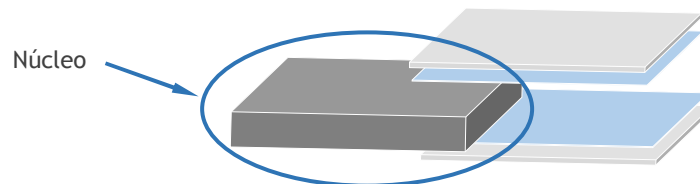


Figura 3.15 - Núcleo em espuma metálica da estrutura sandwich.

No mercado existem diferentes marcas de espumas como por exemplo Cymat, Mepura (Alulight) e Shinko (Alporas), obtidas por diferentes processos de fabrico. Como é visível na Figura 3.16, produtos de marcas diferentes têm diferentes estruturas, diferentes dimensões de células, espessuras de parede, diferente uniformidade de estrutura, diferentes materiais etc. [27].

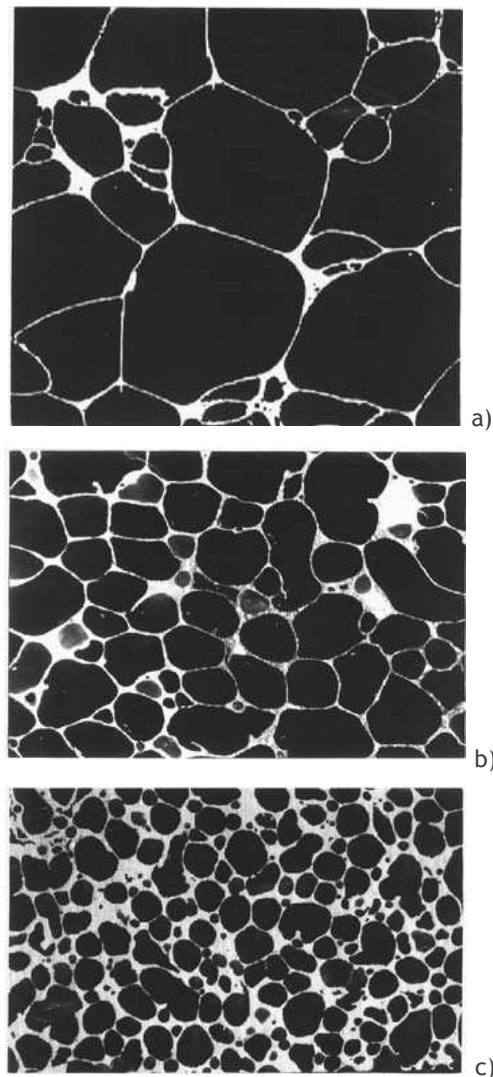


Figura 3.16 - Estrutura material da espuma do tipo; a) Cymat com uma densidade relativa de 0.04; b) Alporas com uma densidade relativa de 0.09; c) Alulight com uma densidade relativa de 0.25 [27].

As espumas ou estruturas celulares do núcleo podem ser feitas praticamente de qualquer tipo de material: metais, polímeros, cerâmicos e até compósitos, e como tal as suas propriedades e comportamento mecânico variam consoante o material que as constitui, bem como com a disposição espacial desse material. Dentro das propriedades relacionadas com a disposição espacial do material as mais conhecidas são a topologia celular (células abertas, células fechadas), a densidade relativa (ρ/ρ_s), forma da célula e anisotropia. Apesar da influência do material de base no comportamento mecânico de uma espuma, a variabilidade de comportamentos que as espumas apresentam está em grande parte relacionada com as propriedades da disposição espacial do material resultante das especificidades de cada processo de fabrico [27].

3.2.1 - Densidade da Espuma

As espumas metálicas como materiais celulares que são caracterizam-se pela baixa fração de sólido (em volume), fazendo com que a densidade relativa (ρ/ρ_s) seja uma das propriedades mais relevantes associadas a este tipo de estruturas. A densidade relativa define-se como sendo o quociente entre a densidade da espuma (ρ) e a densidade do material sólido de base (ρ_s) que constitui as células da estrutura. A fração de poros ou porosidade é dada por $1 - \rho/\rho_s$. Esta propriedade é umas das propriedades que assume grande relevância por poder condicionar o uso de uma espuma metálica numa dada aplicação em detrimento de outros materiais já usados [28].

3.2.2 - Propriedades Mecânicas da Espuma

O estudo das propriedades e do comportamento mecânico das espumas metálicas é bastante complexo. Tal como foi dito anteriormente as propriedades mecânicas das espumas dependem não só das propriedades de base do material metálico que constitui as células, mas dependem também da disposição espacial do material (densidade, forma das células, espessura de parede etc.). Ou seja as propriedades deste tipo de estrutura são sempre uma combinação destes dois tipos de propriedades [27, 28-32].

3.2.2.1 - Módulo de Young da Espuma

O módulo de Young (E), ou módulo de elasticidade define-se tradicionalmente como sendo a propriedade mecânica medida através da inclinação inicial da curva de tensão - deformação e está relacionada com a força de ligação entre os átomos do material. Como tal no caso das espumas metálicas, esta propriedade está intrinsecamente ligada à estrutura porosa e densidade da mesma. Na literatura existem diversas análises que relacionam o módulo de elasticidade com a densidade, Figura 3.17. Esta figura mostra variabilidade de espumas metálicas para diferentes marcas, densidades e de que forma isso faz variar o módulo de Young de uma estrutura porosa metálica [27].

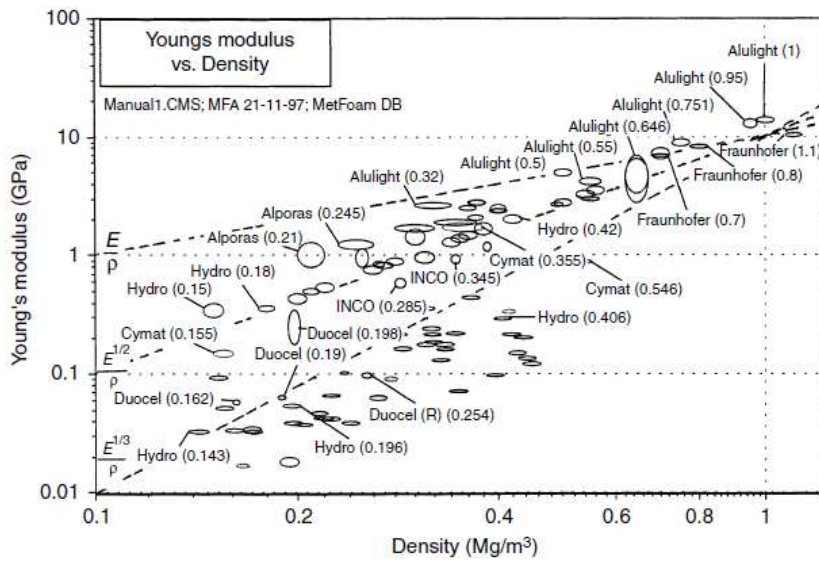


Figura 3.17 - Variabilidade do módulo de young com a densidade para diferentes espumas [27].

3.2.2.2 - Efeito do Tamanho da Espuma

Para materiais porosos uma característica importante a ter em conta é a dependência do tamanho da amostra na determinação das propriedades mecânicas. A rigidez e resistência aparentes dependem significativamente da relação entre o tamanho das células e o tamanho da amostra, do estado da superfície e do modo como as superfícies estão ligadas ou carregadas durante os ensaios.

Para o caso dos ensaios de tração, compressão e flexão, verifica-se que há uma diminuição dos módulos medidos com a diminuição do tamanho da amostra. A superfície de corte de uma espuma interrompe as ligações que antes existiam entre as células. Como tal, verifica-se a presença de uma banda de material à superfície mais enfraquecido relativamente ao resto da espuma. Este efeito é tanto mais evidente quanto menor for a amostra do material utilizado, já que a relação volume fragilizado/volume total é mais elevada.

Nos ensaios de corte, pode-se verificar o efeito contrário, em que com a diminuição da amostra de material se verifica o aumento do módulo de rigidez ao corte. Este efeito pode ser justificado pelo modo de fixação das superfícies às placas de aplicação de força. A fixação da espuma utilizando um adesivo corresponde ao encastramento das superfícies. Este tipo de fixação resulta numa banda de material mais rija ao corte comparativamente com o restante. Quanto menor for a amostra, maior é a contribuição desta zona de maior rigidez no comportamento global. Estes efeitos de forma nas propriedades do material são abordados mais aprofundadamente por Tekoğlu [33].

De forma a minimizar este efeito, as amostras a ensaiar devem ter dimensões sete vezes superiores ao tamanho da célula, no caso de ensaios de tração e compressão, e três vezes superior, no caso de ensaios de corte (Ashby [27]). Também a qualidade de superfície dos provetes influencia os resultados, pelo que se

recomenda a utilização de provetes maquinados com as técnicas apresentadas no capítulo anterior.

3.2.2.3 - Compressão Uniaxial da Espuma

As espumas metálicas apresentam uma curva típica tensão/deformação obtida à compressão uniaxial visível na Figura 3.18.

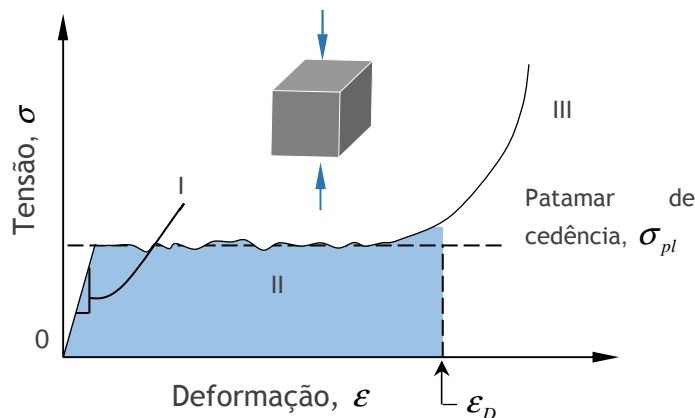


Figura 3.18 - Curva típica à compressão para espumas metálicas [27].

Nesta curva pode verificar-se o especto característico dos ensaios uniaxiais de compressão de materiais celulares, podem distinguir-se bem três fases distintas:

- I. Numa primeira fase, o material deforma-se quase exclusivamente elasticamente e apresenta uma evolução praticamente linear das tensões com as deformações. O mecanismo de deformação da espuma depende ligeiramente da topologia das células. Para espumas de baixa densidade e células abertas, esta deformação elástica deve-se principalmente à flexão das uniões celulares. À medida que a densidade aumenta, a contribuição da extensão ou compressão das uniões celulares torna-se cada vez mais significativa, Figura 3.19 - a), b) e c). No caso das células fechadas, o material na união das células dobra e estende e as membranas que constituem as paredes celulares são tracionadas ou comprimidas, aumentando a rigidez devido à contribuição das paredes Figura 3.19 - d), e). No caso de não haver rotura das membranas celulares, a compressão do ar aprisionado no seu interior também contribui para um aumento da rigidez, efeito mais óbvio em materiais poliméricos Figura 3.19 - f). A resistência à compressão de uma espuma corresponde ao pico inicial de tensão no caso de tal existir. Se se verificar o contrário, assume-se que é a interceção das duas pseudo-rectas (a correspondente ao carregamento inicial e a correspondente à tensão de colapso do material 'plateau stress').

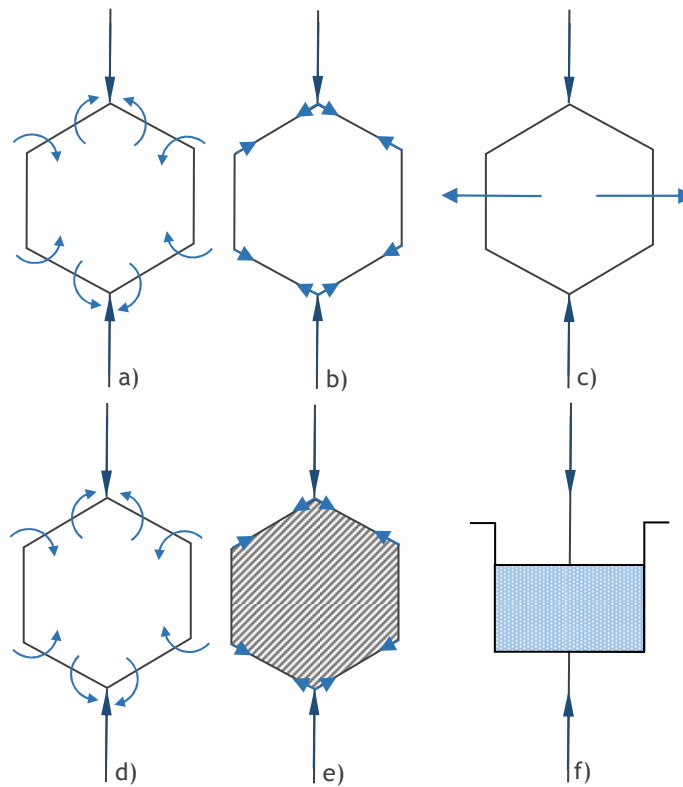


Figura 3.19 - Mecanismos de deformação à compressão, células abertas a), b) e c), célula fechada d), e) e f) [27, 34-35].

- II. A segunda fase caracteriza-se por um patamar de tensão praticamente constante. Esta zona corresponde ao colapso das células. O mecanismo de colapso depende do material base da espuma, podendo ser um colapso frágil ou plástico. O colapso das células dá-se quando a tensão excede um determinado valor e ocorre num plano perpendicular à direção de carregamento. A zona de colapso vai-se propagando através do material à medida que a deformação aumenta. O colapso plástico em espumas elastoplásticas resulta numa evolução quase horizontal na curva do ensaio tensão - deformação. Esta é uma das características principais dos materiais celulares, que é bastante aproveitada no caso de elementos para absorção de energia.
- III. A última fase da curva do ensaio de compressão está relacionada com a densificação do material. À medida que a deformação aumenta, as células das paredes aproximam-se e entram em contacto, o que leva a um rápido aumento das tensões com as deformações.

O atrito entre as placas de carregamento e a superfície da espuma causa deformações localizadas e consequentemente valores de resistência à compressão inferiores. Como tal, deve ser feita uma lubrificação ou utilizar-se superfícies com baixos coeficientes de atrito [27].

3.2.2.4 - Tração Uniaxial da Espuma

A curva característica à tração para uma espuma metálica, em termos de tensão/deformação é a representado na Figura 3.20.

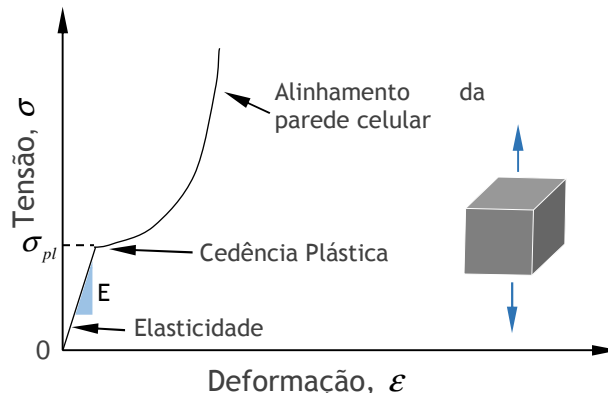
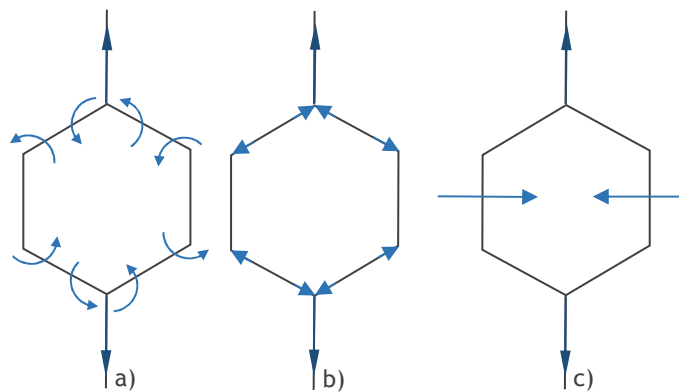


Figura 3.20 - Curva típica à tração para espumas metálicas [27].

A resposta a uma sollicitação de tração é inicialmente linear elástica, devido à flexão das paredes das células, mecanismo igual ao verificado em compressão. Em materiais muito dúcteis, à medida que a deformação aumenta, as paredes das células sofrem rotações no sentido de se alinharem com a direção de aplicação da tensão. Estas rotações provocam um aumento na rigidez da espuma até ao momento em que se verifica a rotura. Nas espumas de alumínio não é este o caso. À tração apresentam geralmente uma rotura frágil, não evidenciando praticamente nenhuma deformação plástica. As deformações à cedência são normalmente baixas, 0.2 a 2%.



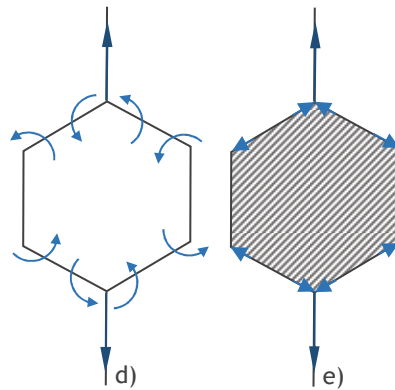


Figura 3.21 - Mecanismos de deformação à tração, células abertas a), b) e c), célula fechada d), e) [27, 34 - 35].

Tal como é evidente na Figura 3.21, quer à tração, quer à compressão, as espumas apresentam uma zona que se pode considerar linear elástica, em que as tensões evoluem linearmente com as deformações. Também as tensões limites em ambas as sollicitações costumam ser semelhantes, sendo no entanto frequente uma tensão limite à tração superior à compressão.

Numa tentativa de determinar expressões matemáticas que relacionam as propriedades elásticas com os parâmetros do material (densidade relativa, módulo de Young do material denso, geometria das células, etc.), vários autores utilizaram diferentes abordagens para este problema. A abordagem mais simples foi a proposta por Ashby [28]. A modelação simples de Ashby e Gibson pode ser considerada uma simplificação bastante redutora por desprezar alguns parâmetros da espuma, mas permite uma fácil compreensão dos mecanismos de deformação envolvidos.

Para as células abertas (Figura 3.22) as relações de Ashby e Gibson foram obtidas modelando a espuma como sendo um conjunto de células cúbicas, cada uma constituída por doze “vigas” de secção t e comprimento l . As células adjacentes estão posicionadas de forma a que as “vigas” se encontrem a meio vão. O comportamento da espuma é então obtido pelas leis básicas da mecânica clássica para vigas.

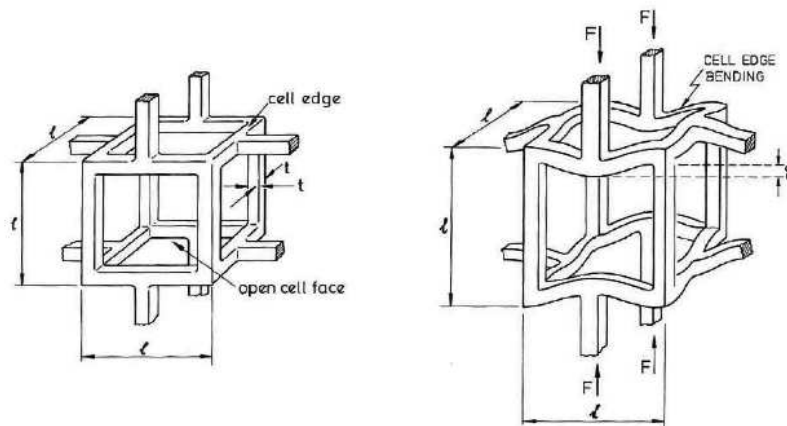


Figura 3.22 - Modelação para as células abertas Ashby e Gibson [28] - Compressão.

Na realidade, as geometrias das espumas são muito mais complexas do que a sugerida. No entanto, o modo como o material se comporta rege-se pelos mesmos princípios. A relação com a geometria é estabelecida por meio de uma constante.

Para as células do tipo fechadas (Figura 3.23) a análise é mais complicada. Quando são obtidas a partir do estado líquido, como muitas vezes acontece, a tensão superficial nas faces das células pode levar o material a concentrar-se nas uniões celulares, resultando em células fechadas mas com paredes bastante finas. Como consequência, o comportamento é bastante semelhante às espumas de células abertas, já que a contribuição da rigidez das paredes celulares é baixa. No entanto, esta situação nem sempre se verifica. Casos há em que as paredes celulares têm espessura considerável e, como tal, os modelos para cálculo dos parâmetros da espuma diferem ligeiramente dos apresentados anteriormente para o caso das espumas com células abertas.

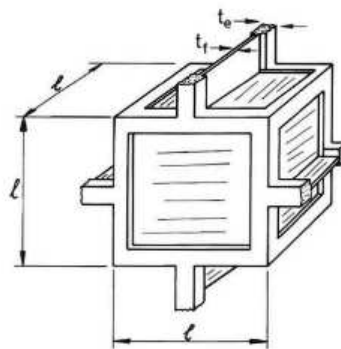


Figura 3.23 - Modelação para as células fechadas Ashby e Gibson [28] - Compressão.

3.2.3 - Anisotropia das Espumas Metálicas

Muitas das estruturas celulares apresentam naturalmente anisotropia. Nas estruturas de origem natural, a anisotropia é essencialmente motivada pela melhoria das propriedades numa determinada direção preferencial. Já no caso das espumas, a anisotropia é muitas vezes o resultado indesejado do processo de fabrico utilizado. Por exemplo, no caso das espumas obtidas com insuflação de ar ou com a utilização de um agente que liberta gás, as células resultantes tendem a ter uma forma alongada numa determinada direção (direção da força gravítica durante o processo de fabrico), apresentando assim alguma anisotropia.

A anisotropia dos materiais celulares é o resultado de duas causas distintas: anisotropia da estrutura celular e anisotropia do material das paredes celulares. No caso das espumas metálicas, a anisotropia do material é desprezável, resultando apenas dos efeitos da estrutura [35].

3.2.4 - Propriedades de Absorção de Energia da Espuma

Uma das principais características das espumas metálicas é a capacidade de absorção de energia quando deformadas. A capacidade de absorção de energia é quantificada pela eficiência, que compara a energia absorvida durante a deformação pelo material real com um absorvedor de energia ideal. Um absorvedor ideal é representado pela curva de compressão retangular visível na Figura 3.24, ou seja apresenta diretamente uma deformação máxima admissível e mantém-se constante durante todo o processo de deformação. A eficiência η_{ef} é definida como sendo a razão entre a energia absorvida durante a deformação de compressão s e a energia absorvida pelo absorvedor ideal:

$$\eta_{ef} = \frac{\int_0^s F(s') ds'}{F_{max}(s)s} \quad (3.57)$$

onde $F_{max}(s)$ é a força mais elevada que ocorre a cima da deformação s .

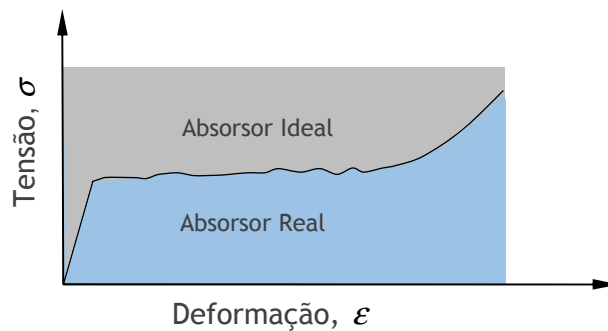


Figura 3.24 - Representação esquemática de um Absorvedor real vs. Absorvedor ideal [35].

As espumas metálicas, tal como a maioria dos materiais apresentam uma variação de tensão à compressão, o que faz variar também a eficiência ao longo da deformação. A qualidade dos sistemas de absorção de energia é definida pela capacidade de retenção de energia sem atingir a zona de densificação, a partir da qual o material tende a comportar-se como um material sólido homogêneo.

A energia absorvida por unidade de volume de material corresponde diretamente à área abaixo da curva de tensão deformação e mais uma vez a quantidade de energia absorvida varia com a densidade da espuma, morfologia celular, material de base da espuma bem como todos os parâmetros que influenciem o comprimento do patamar visível na curva de compressão destes materiais, Figura 3.25. A absorção de energia que neste tipo de materiais é explicada pela conversão irreversível em energia de deformação plástica, sendo esta a explicação para boa capacidade de absorção de energia pelas espumas [36 - 38].

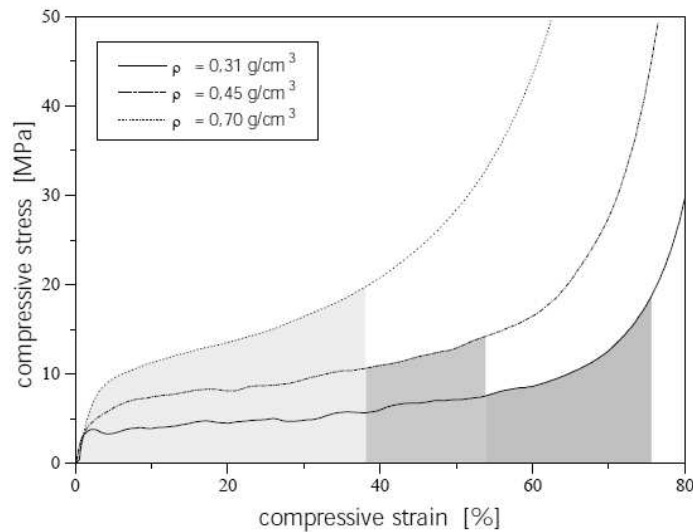


Figura 3.25 - Curvas de compressão de espumas de alumínio para diferentes densidades [14].

3.2.5 - Modelo Elastoplástico do Núcleo

Para descrever o comportamento elastoplástico do núcleo da estrutura sandwich de espuma metálica, foi usado um modelo específico para este tipo de material o modelo Deshpande [39]. A justificação desta escolha baseia-se:

- Primeiro, o facto de ser um modelo especificamente capaz de descrever o comportamento mecânico dos materiais porosos metálicos, completamente diferentes dos materiais metálicos sólidos. Este modelo foi desenvolvido especificamente para tratar espumas metálicas. A superfície de cedência foi desenvolvida através da correlação de dados experimentais obtidos num ensaio multiaxial. Este ensaio consiste na aplicação progressiva e simultânea de pressão hidrostática e de uma carga uniaxial. Desta forma, consegue-se obter um conjunto de pontos no plano pressão, p , versus tensão equivalente, q , que correspondem ao início de cedência.
- Segundo, o facto de um dos parâmetros da superfície de cedência deste modelo, e consequentemente da lei de fluxo, ser o coeficiente de Poisson plástico. Este modelo não consegue prever corretamente o comportamento de espumas que possuam coeficientes de Poisson plástico próximos de zero. Desta forma, espera-se que a introdução deste parâmetro como variável da superfície de cedência e lei de fluxo permita tornar este modelo aplicável a uma gama mais ampla de espumas com diversos coeficientes de Poisson [40 - 42].

3.2.6 - Critério de Cedência

O modelo de Deshpande [39] é um modelo elastoplástico, como tal e à semelhança no que ao que acontecia para as faces baseia-se na lei da decomposição, que assume que o comportamento do material, quando se verifica uma extensão causada pela carga aplicada é elástico até um determinado ponto, denominado

limite elástico, após o qual, o material se apresenta deformado plasticamente. O modelo usa a teoria da elasticidade baseada na lei de Hooke, aplicável a sólidos isotrópicos e espumas metálicas consideradas isotrópicas para modelar o comportamento elástico do material para pequenas deformações. Sendo a deformação elástica dada por:

$$\varepsilon_1 = \frac{\sigma_1}{E} - \frac{\nu}{E}(\sigma_2 + \sigma_3) \quad (3.58)$$

Quando a deformação plástica se inicia, após o material atingir o valor da tensão de cedência, ocorreu já a cedência do material. É neste ponto que o material do núcleo (poroso) e o material das faces (sólido homogêneo) diferem em termos de comportamento, já que apresentam cedências diferentes devido as suas estruturas físicas diferentes. Esta diferença de comportamentos materiais é acompanhada pelos modelos e é neste ponto que o comportamento da espuma é diferente relativamente ao das faces.

Nas espumas metálicas, quando há deformação plástica ocorre uma variação de volume, ao contrário dos metais sólidos homogêneos. Ou seja, a nível do modelo constitutivo a pressão hidrostática influencia a superfície de cedência do material. Assim para metais sólidos incompressíveis o critério de cedência pode ser dada por:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_y \quad (\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3) \quad \text{(Tresca)} \quad (3.59)$$

$$\sigma_e = \sigma_{y0} \quad \text{(von Mises)} \quad (3.60)$$

$$\text{em que } \sigma_e^2 = \frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \quad (3.61)$$

Para as espumas metálicas, quando ocorre deformação plástica o critério de cedência pode ser dado por:

$$\hat{\sigma} = \sigma_{y0} \quad (3.62)$$

$$\hat{\sigma}^2 = \frac{1}{(1 + (\alpha/3)^2)} [(\sigma_e^2 + \alpha^2 \sigma_m^2)] \quad (3.63)$$

$$\text{em que } \sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (3.64)$$

Sendo $\hat{\sigma}$ a tensão equivalente, σ_e é a tensão de von Mises, σ_m é a pressão hidrostática e define-se como $\sigma_m = \frac{1}{3}\sigma_{kk}$, α é um parâmetro que define a forma da superfície de cedência, e σ_{y0} a tensão de cedência do material.

3.2.7 - Definição da Superfície de Cedência

A superfície de cedência para o modelo Deshpande [39], foi desenvolvida através da correlação de dados experimentais obtidos num ensaio multiaxial. Este ensaio consiste na aplicação progressiva e simultânea de pressão hidrostática e de uma carga uniaxial Figura 3.26.

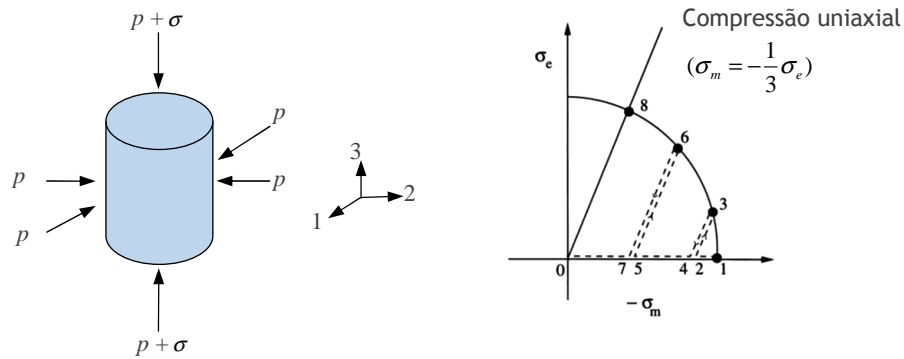


Figura 3.26 - Definição da superfície de cedência do modelo de Deshpande [39].

O resultado do conjunto de pontos obtidos por Deshpande [39] na definição deste modelo, para diferentes espumas e diferentes densidades é dado pela Figura 3.27.

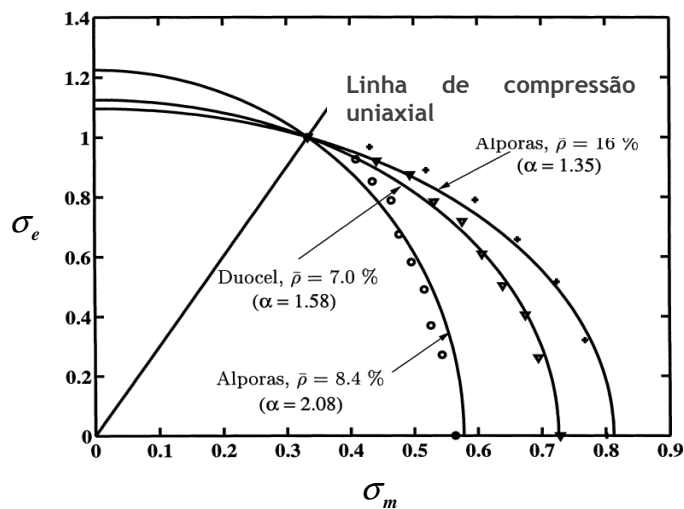


Figura 3.27 - Resultados da definição da superfície de cedência do modelo de Deshpande [39].

3.2.8 - Modelo de Deshpande

Com base nos resultados experimentais da definição experimental da superfície de cedência é possível defini-la (Figura 3.28), num referencial p, q como sendo:

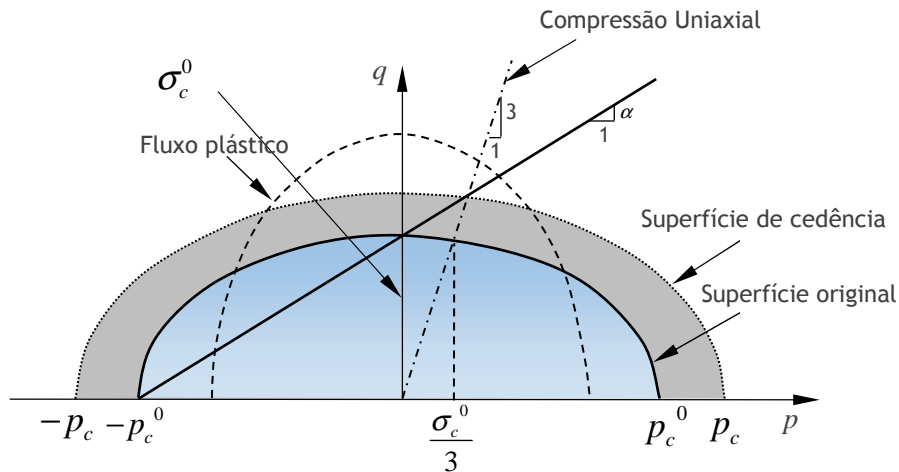


Figura 3.28 - Superfície de cedência do modelo de Deshpande em referencial p, q [39, 43].

$$\Phi \equiv \bar{\sigma} - \sigma_{Y0} \leq 0 \quad (3.65)$$

$$\Phi = \frac{\sqrt{q^2 + \alpha^2 p^2}}{\sqrt{1 + \left(\frac{\alpha}{3}\right)^2}} - \sigma_{Y0} = 0 \quad (3.66)$$

o fluxo plástico assume-se normal à superfície de cedência, e pode ser definido por

$$\dot{\epsilon}^p = \dot{\gamma} N \quad (3.67)$$

logo o coeficiente de Poisson plástico também pode ser definido, com base na expressão do fluxo plástico associativo (3.67) como sendo

$$\nu_p = \frac{\frac{1}{2} - \left(\frac{\alpha}{3}\right)^2}{1 + \left(\frac{\alpha}{3}\right)^2} \quad (3.68)$$

resolvendo a equação anterior em ordem a α , é possível definir a superfície de cedência em função do coeficiente de Poisson plástico.

$$\alpha^2 = \frac{9(1 - 2\nu_p)}{2(1 + \nu_p)} \quad (3.69)$$

No estudo do comportamento dos materiais em regime plástico existem duas formulações em que se baseiam as relações constitutivas:

- Teoria incremental admite a influência da trajetória de carregamento e portanto relaciona o tensor das tensões aos incrementos de deformação plástica;

- Teoria da deformação relaciona o tensor das tensões com o tensor das extensões.

A primeira formulação (teoria incremental) serve de base à denominada teoria do escoamento plástico, enquanto que a segunda (teoria da deformação total) suporta a teoria da deformação plástica. De uma forma geral, o estado de deformação plástico depende da trajetória do carregamento, coincidindo ambas as teorias para o caso em que o carregamento apresenta uma trajetória linear. Todavia, a teoria da deformação plástica, embora ignore a influência da trajetória de carregamento, é frequentemente utilizada, pois a sua aplicação simplifica consideravelmente a solução de problemas em plasticidade [2].

Com base na teoria incremental, um incremento de carga conduz a um incremento de tensão, provocando um incremento de deformação, que pode ser decomposto numa componente elástica e, numa plástica, assim sendo é possível rescrever o tensor das deformações elásticas.

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}^e + \dot{\epsilon}^p \quad (3.70)$$

$$\dot{\epsilon}^e = \dot{\epsilon} - \dot{\gamma}N \quad (3.71)$$

A lei do escoamento plástico, ou de fluxo associativo pode ser obtida considerando que o incremento de deformação plástica deriva de uma função potencial. Entende-se por função do potencial plástico $Q(\sigma)$, a função escalar do tensor das tensões a partir da qual os incrementos de deformação plástica podem ser determinados por derivação parcial em ordem às componentes do tensor das tensões, onde a função de cedência coincide com o potencial plástico, $Q \equiv F$, ou seja o gradiente $\partial F/\partial \sigma$ ou $\partial \phi/\partial \sigma$, designado correntemente por vetor fluxo, é normal à superfície de cedência (Figura 3.29) [9 - 10, 44 - 45].

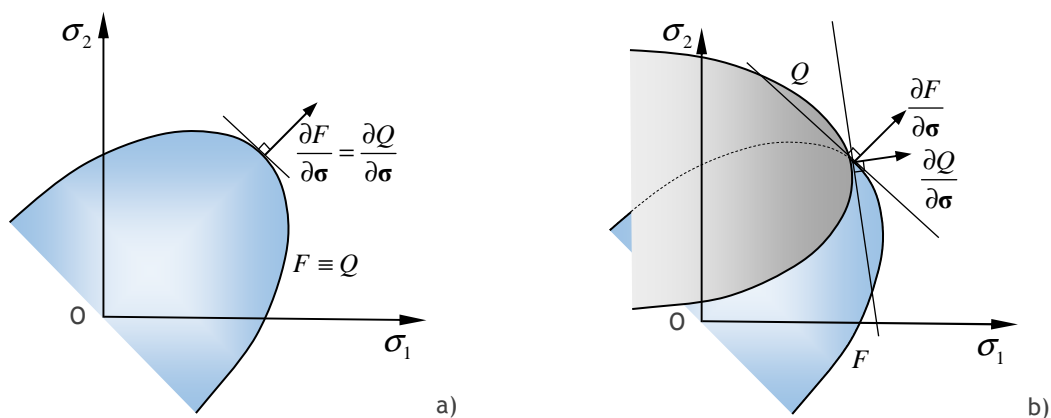


Figura 3.29 - Formas de escoamento: (a) associado; (b) não associado [2].

Se considerarmos um referencial p, q , $N = \frac{\partial Q}{\partial \sigma} = \frac{\partial f}{\partial \sigma} = \frac{\partial \phi}{\partial \sigma}$

$$\mathbf{N} = \frac{\partial \phi}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \frac{\partial \phi}{\partial q} \frac{\partial q}{\partial \boldsymbol{\sigma}} + \frac{\partial \phi}{\partial p} \frac{\partial p}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (3.72)$$

$$\Leftrightarrow \mathbf{N} = \frac{3q}{\sqrt{(q^2 + \alpha^2 p^2)(\alpha^2 + 9)}} \frac{\partial q}{\partial \boldsymbol{\sigma}} + \frac{3p\alpha^2}{\sqrt{(q^2 + \alpha^2 p^2)(\alpha^2 + 9)}} \frac{\partial p}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (3.73)$$

sendo $q = \sqrt{\frac{3}{2}} \mathbf{S} : \mathbf{S}$ a tensão de von Mises, a sua derivada é uma derivada tensorial, dada por:

$$\begin{aligned} \frac{\partial q}{\partial \boldsymbol{\sigma}} &= \frac{\partial}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \left(\sqrt{\frac{3}{2}} \mathbf{S} : \mathbf{S} \right) = \frac{3}{2} \frac{\mathbf{S}}{\sqrt{\frac{3}{2}} \mathbf{S} : \mathbf{S}} : \frac{\partial \mathbf{S}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \frac{3}{2} \frac{\mathbf{S}}{q} : \frac{d}{d\boldsymbol{\sigma}} \left(\boldsymbol{\sigma} - \frac{p}{3} \mathbf{I} \right) = \\ &= \frac{3}{2} \frac{\mathbf{S}}{q} : \left(\mathbf{II} - \frac{1}{3} \mathbf{I} \otimes \mathbf{I} \right) \Leftrightarrow \frac{\partial q}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \frac{3}{2} \frac{\mathbf{S}}{q} \end{aligned} \quad (3.74)$$

sendo $p = \frac{1}{3} \text{tr}(\boldsymbol{\sigma})$ a pressão hidrostática a sua deriva é uma derivada tensorial, dada por:

$$\frac{\partial p}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \frac{\partial}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \left(\frac{1}{3} \mathbf{I} : \boldsymbol{\sigma} \right) = \frac{1}{3} \mathbf{I} \quad (3.75)$$

por sua vez, a deformação plástica equivalente é dada por:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \sqrt{\frac{2}{3}} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p \quad (3.76)$$

de cuja substituição na equação (5.41) resulta.

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \sqrt{\frac{2}{3}} \dot{\gamma}^2 \mathbf{N} : \mathbf{N} = \dot{\gamma} \sqrt{\frac{2}{3}} \mathbf{N} : \mathbf{N} \quad (3.77)$$

O modelo de Deshpande [39] pode então resumir-se da seguinte forma:

Lei elástica:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}^e : \boldsymbol{\varepsilon}^e$$

Superfície de cedência:

$$\phi = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{\alpha}{3}\right)^2}} [q^2 + \alpha^2 p^2] - \sigma_y(\bar{\epsilon}^p) = 0$$

Lei de evolução plástica:

$$\dot{\epsilon}^p = \dot{\gamma} N$$

Lei de evolução elástica:

$$\dot{\epsilon}^e = \dot{\epsilon} - \dot{\gamma} N$$

Referências

- [1] Fundamentos e aplicações do alumínio, Associação Brasileira do Alumínio - ABAL, Maio/2007.
- [2] Natal Jorge R. M; Dinis L. M. J. S., Teoria de plasticidade; Departamento de engenharia mecânica; FEUP, Porto, 2005.
- [3] Nemat-Nasser, S., On finite deformation elasto-plasticity, Int. J. Solids Struct., Vol.18, pp.857-872, 1982.
- [4] von Mises, R., Mechanic der Festen Körper in Plastisch Deformablem Zustand, Göttinger Nachr. Math. Phys. Kl., pp.582, 1913.
- [5] Schönauer, M., Unified numerical analysis of cold and hot metal forming processes, PhD. Thesis, University College of Swansea, Wales, U.K, 1993.
- [6] Matthies, H., The rate problem for complex material behaviour with internal variables, Computational Plasticity: Models, Software and Applications, Part 1, Pineridge, Swansea, pp.27-48, 1989.
- [7] Ziegler, H., An Introduction to Thermodynamics, North-Holland, Amsterdam, 1983.
- [8] Nayak, G.C. & Zienkiewicz, O.C., Elasto-plastic stress analysis. Generalization for various constitutive relations including strain softening, Int. J. Num. Meth. Eng., Vol.5, pp.113-135, 1972.
- [9] Hill, R., The Mathematical Theory of Plasticity, Oxford University Press, 1950.

- [10] Kachanov, L.M., *Fundamentals of the Theory of Plasticity*, MIR Publishers, Moscow, 1974.
- [11] Odquist, F.K.G., *Math. Mech.*, Vol.13, pp.360, 1933.
- [12] Dieter, G.E., *Mechanical Metallurgy*, 2nd ed., McGraw-Hill, Tokyo, 1976.
- [13] Johnson, W. & Mellor P.B., *Plasticity for Mechanical Engineers*, Van Nostrand Reinhold Company, London, 1962.
- [14] Owen, D.R.J. & Hinton, E., *Finite Elements in Plasticity: Theory and Practice*, Pineridge Press, Swansea, U.K, 1980.
- [15] Thomas, T.J., Nair, S. & Garg, V.K., A numerical study of plasticity models and finite elements types, *Comp. & Struct.*, Vol.16, pp.669-675, 1983.
- [16] Ekmark, B., *On Large Strain Theories in Sheet Metal Forming*, PhD. Thesis, Luleå University, Sweden, 1983.
- [17] Duarte, J., *Conformação plástica de chapas metálicas: simulação numérica e caracterização mecânica*, Tese de Doutoramento, FEUP, Porto, 1997
- [18] Hill R., A Theory of Yielding and Plasticity Flow of Anisotropy Metals, *Proceedings of the Royal Society of London Series a-Mathematical and Physical Sciences* 193, pp. 281-297 1948.
- [19] Hill R., *A Mathematical theory of plasticity*, Clarendon Press, Oxford, 1950.
- [20] Abaqus, Inc. *Abaqus Analysis User's Manual Version 6.10*.
- [21] Barlat F, Lege DJ, Brem JC, A six-component yield function for anisotropic metals, *Int J Plast* 7:693-712, 1991
- [22] Barlat F, Chung K, Richmond O, Strain rate potential for metals and its application to minimum plastic work path calculation, *Int J Plast* 9:1727-1763, 1993
- [23] Barlat F, Maeda Y, Chung K, Yanagawa M, Brem JC, Hayashida Y, Lege DJ, Matsui K, Murtha SJ, Hattori S, Becker RC, Makosey S, *J Mech Phys Solids* 45:1727-1763, 1997.
- [24] Logan R.W., Hosford W.F., *International Journal of Mechanical Sciences* 22, 419-430, 1980.
- [25] Voce E., *Journal of the Institute of Metals* 74, 537-562, 1948.
- [26] Lemaitre J., Chaboche J.L., *Mechanics of Solids Materials*, Cambridge University Press, Cambridge, 1985.
- [27] Ashby, MF et al., *Metal foams: a design guide*, Oxford, Butterworth-Heinemann, 2000.
- [28] Ashby, MF et al., *Cellular solids - Structure and Properties*, Pergmon Press, 1997.
- [29] <http://www.metalfoam.net>.
- [30] Banhart, J.; Eifert, H., *Metal Foams. Proceedings of Fraunhofer USA Metal Foam Symposium, Stanton Delaware (USA)*, MIT Verlag, Bremen, 1998.
- [31] Banhart, J.; Ashby, M.F.; Fleck, N.A., *Metal Foams and Porous Metal Structures. Proceedings of the International Conference (MetFoam'99)*, MIT-Verlag, Bremen, 1999.
- [32] Banhart, J.; Ashby, M.F.; Fleck, N.A., *Cellular Metals and Metal Foaming Technology. Proceedings of the 2nd International Conference (MetFoam2001)*, MIT-Verlag, Bremen, 2001.
- [33] Tekoğlu, C., *Size effects in cellular solids*, Rijksuniversiteit Groningen, 2007.
- [34] M. Yu, Banhart, J. *Mechanical properties of metal foams Fraunhofer USA Metal Foam Symposium, Verlag MIT, Bremen, 1998.*

- [35] Duarte, I., Espumas metálicas Processo de fabrico, caracterização e simulação numérica, Tese de Doutoramento, FEUP, Porto, 2005.
- [36] Neves M. P. Rui, Modelação Constitutiva do Comportamento Mecânico de Espumas Metálicas, Tese de Mestrado, FEUP, Porto, 2009.
- [37] Baumeister, J., Banhart, J.; Weber, M., Energy absorption of foamed metals prepared by a powder metallurgical method. Proceedings of the International Conference on Materials by Powder Technology, Dresden, 1993.
- [38] Baumeister, J., Banhart, J., Weber, M., Aluminium foams for automotive applications 29th International Symposium on Automotive Technology and Automation (ISATA), Firenze, 1996.
- [39] Deshpande, V. S., and N. A. Fleck, Isotropic Constitutive Model for Metallic Foams; Journal of the Mechanics and Physics of Solids, pp. 1253-1276, 2000.
- [40] Mata H. et al, Study of sandwich shells with metallic foam cores Int J Mater Form Vol. 3 Suppl 1:903- 906 DOI 10.1007/s12289-010-0914-x, Springer-Verlag France; 2010.
- [41] Mata H. et al, FEM analysis of Sandwich Shells with Metallic Foam Cores, Key Engineering Materials Vol. 473 pp 659-666, Trans Tech Publications, Switzerland, 2011.
- [42] Neves M. P. Rui, Modelação Constitutiva do Comportamento Mecânico de Espumas Metálicas, Tese de Mestrado, FEUP, Porto, 2009.
- [43] Abaqus, Inc. Abaqus Analysis User's Manual Version 6.10.
- [44] Chakrabarty, J., Theory of Plasticity, McGraw-Hill, Singapore, 1987.
- [45] Neto ES, et al, Computational Methods for Plasticity, John Wiley & Sons Ltd, 2008.

Capítulo 4

Ensaio de Caracterização Mecânica Experimental - Faces e Núcleo

Numa primeira fase desta tese o trabalho focou-se essencialmente na caracterização mecânica e obtenção de parâmetros dos materiais constituintes das faces e do núcleo da estrutura sandwich. Este trabalho de caracterização assume uma enorme importância quer para a verificação de comportamentos teóricos das estruturas materiais desta sandwich, quer para a obtenção de propriedades mecânicas fundamentais ao trabalho numérico que se seguirá.

Tal como exposto a caracterização experimental da chapa das faces a realização de ensaios de tração foram imprescindíveis, assim como para a espuma os ensaios de compressão uniaxial. Quanto à estrutura sandwich foi feito também um primeiro estudo do seu comportamento à tração. O trabalho experimental apresentado de seguida resulta depois de um conjunto de ensaios iniciais para efetuar ajustamentos de parâmetros e metodologias.

4.1 - Caracterização Mecânica Experimental da Chapa das Faces

A chapa das faces da estrutura sandwich, é uma chapa da série 5XXX (EN AW 5754 AlMg₃), sem tratamento térmico, com 1 mm de espessura, um módulo de elasticidade de 70 GPa e com um coeficiente de Poisson de 0,33 e com uma orientação preferencial resultante da obtenção por laminagem [1], Figura 4.1.



Figura 4.1 - Provete caracterização da chapa das faces EN AW 5754 (AlMg3).

O comportamento mecânico da chapa das faces é obtido através de um conjunto de ensaios de tração quase estáticos. Estes ensaios foram realizados a partir de amostras de chapa adquirida separadamente do núcleo ao fabricante da estrutura sandwich e sendo usados provetes de acordo com a norma ASTM E 8M-04 (Figura 4.2).

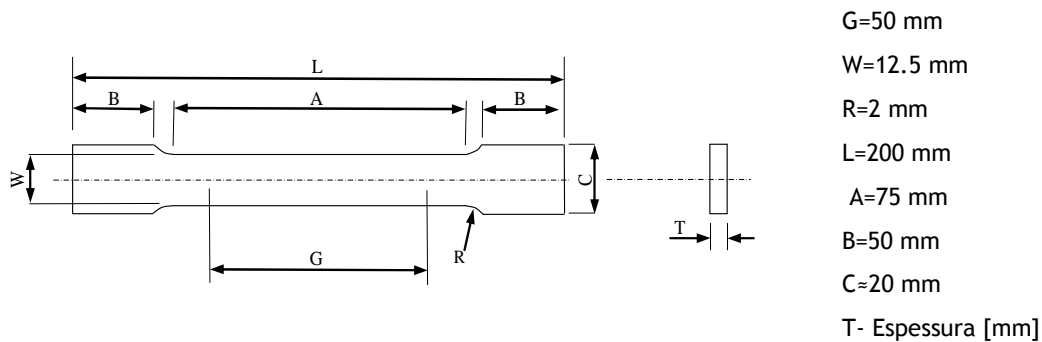


Figura 4.2 - Provete tração norma ASTM E 8M-04.

Relativamente a parâmetros de ensaio, foram realizados à temperatura ambiente a uma velocidade de 5 mm/min, tendo sido usados dois métodos para obtenção dos valores de força - deslocamento. Um deles foi o método tradicional de obtenção de força por uma célula de carga e obtenção de deslocamento por um transdutor de deslocamento. O outro método usando foi um método de correlação de imagem digital (DIC - digital image correlation), que através de pontos marcados à superfície do provete conduz à obtenção da curva de tensão - deformação, Figura 4.3.

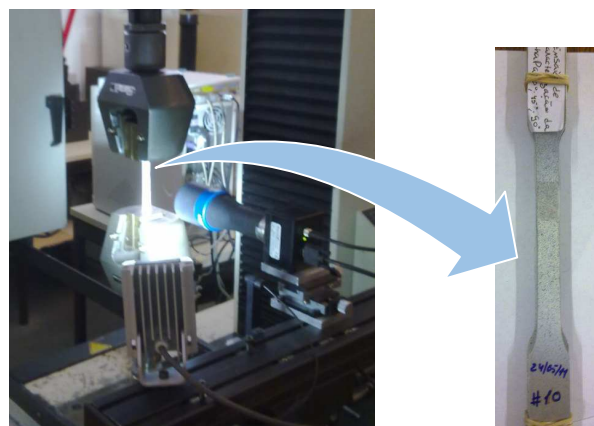


Figura 4.3 - Ensaio tração da chapa das faces.

Neste método a deformação é obtida pelo conjunto de pontos marcados no próprio provete, que quando sofrem um deslocamento pela força exercida nas amarras, é registado pela câmara que captura frame a frame e tratado pelo sistema. Este segundo método apresenta uma vantagem relativamente ao outro usado, que é o de não incluir o contributo elástico dos componentes do equipamento que realiza o ensaio (Figura 4.4).

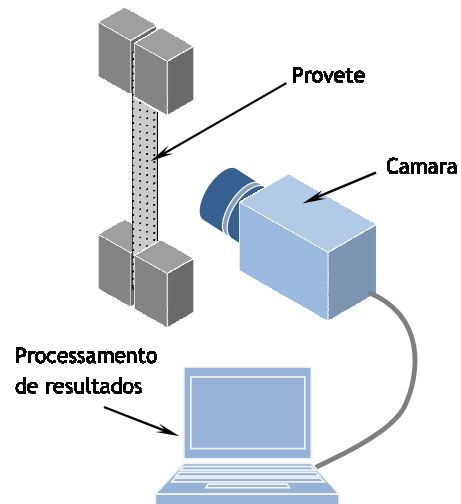


Figura 4.4 - DIC - Digital image correlation.

Para a caracterização da chapa foram realizados um conjunto de 9 ensaios, 3 provetes por cada diferente ângulo α 0° , 45° e 90° (Tabela 4.1), entre a direção de ensaio e a direção de laminagem, Figura 4.5.

Tabela 4.1 – Número de provetes por direção α .

0°	45°	90°	Total
3	3	3	9



Figura 4.5 - Provetes com diferentes valores e α relativamente à direção de laminagem usados.

Um dos resultados dos ensaios tração são as curvas tensão - deformação da chapa de alumínio. Os nove ensaios realizados, três por direção, estão representados no gráfico seguinte (Figura 4.6). Por observação do gráfico são visíveis que as curvas tensão - deformação são semelhantes em termos andamento mas com valores ligeiramente diferentes consoante cada valor de α .

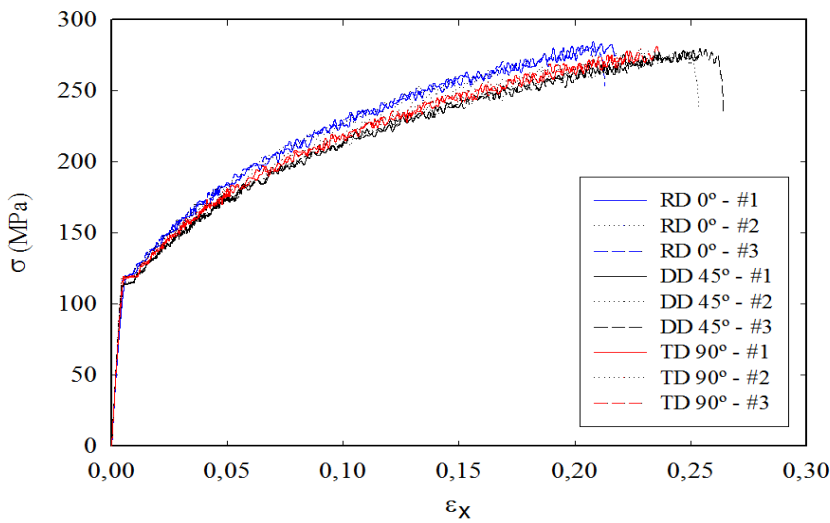


Figura 4.6 - Curvas tensão real - deformação real ensaio de tração chapa.

As curvas apresentarem um serrilhado típico das ligas de Alumínio - Magnésio (serie 5XXX), comportamento mecânico à tração o qual, tem sido alvo de intensa investigação e geralmente é conhecido por efeito de Portevin-LeChatelier [2]. Existindo duas teorias que procuram explicar este efeito, a primeira que diz que este efeito resulta da libertação e ancoramento das deslocções provocadas pelas impurezas e a segunda que explica este efeito como sendo o resultado do amaciamento provocado pela formação de micro bandas ou bandas de corte na microestrutura do material [3].

A diferença entre as curvas de tensão real - deformação real para diferentes α mostra a anisotropia característica destas ligas.

Por outro lado, pelo sistema DIC, são também obtidas as curvas tensão real - deformação real dos 9 ensaios realizados, Figura 4.7

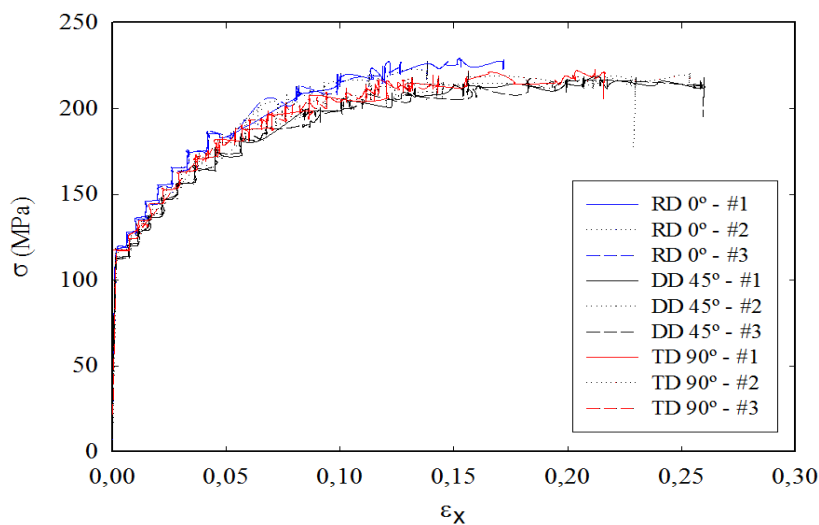


Figura 4.7 - Curva tensão real - deformação real ensaio de tração DIC.

A utilização de dois sistemas de obtenção de resultados do mesmo ensaio leva forçosamente a uma comparação entre os valores obtidos. Pelos gráficos anteriores é visível um andamento semelhante das curvas, nos resultados obtidos pelo sistema DIC é visível também o serrilhado típico para as ligas de Alumínio - Magnésio bem como anisotropia característica destas ligas, no entanto entre os dois gráficos há uma discrepância de valores nas curvas obtidas pelos dois métodos de medida utilizados. A explicação para esta discrepância pode ser justificada com o facto de no método standard não ter sido retirado aos resultados o contributo elástico dos componentes mecânicos pertencentes à máquina de ensaio com a introdução de um extensómetro no provete, algo que não foi tecnicamente possível por avaria do equipamento.

Ainda através do sistema de correlação de imagem digital, tal como mostram as Figuras 4.8, 4.9 e 4.10 são obtidas imagens da deformação local dos provetes, sendo visíveis micro bandas ou bandas de corte na microestrutura do material e que vão de encontro à teoria que se baseia no aparecimento destas micro bandas para explicar o efeito de Portevin-LeChatelier, que leva ao serrilhado apresentado pelas curvas experimentais de tensão real - deformação real [3].

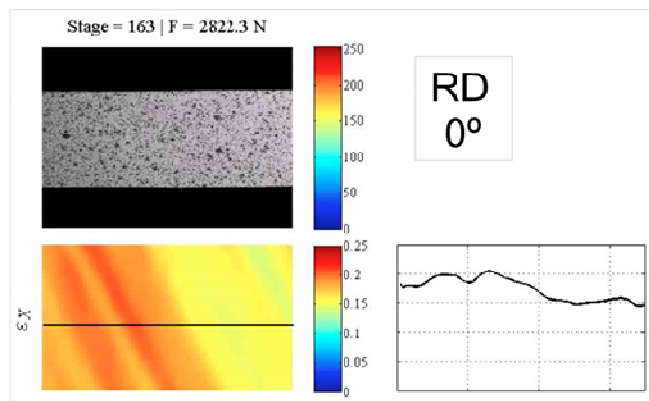


Figura 4.8 - Pormenor da deformação local DIC - $\alpha = 0^\circ$.

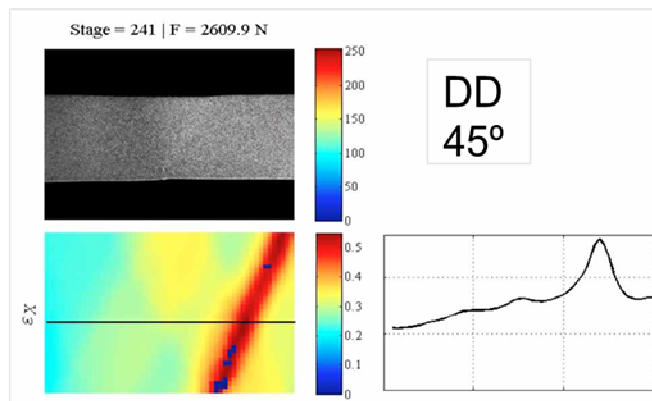


Figura 4.9 - Pormenor da deformação local DIC - $\alpha = 45^\circ$.

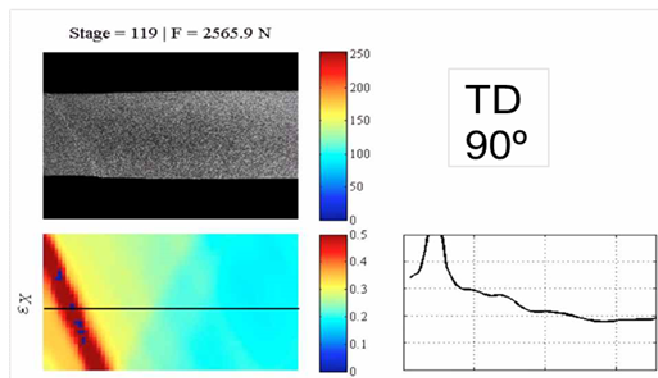


Figura 4.10 - Pormenor da deformação local DIC - $\alpha = 90^\circ$.

Um outro parâmetro que se obtém usando o sistema DIC são os coeficientes Lankford's r -value (Figura 4.11), que permitem calcular a taxa de deformação plástica e que mais à frente serão detalhados ao pormenor.

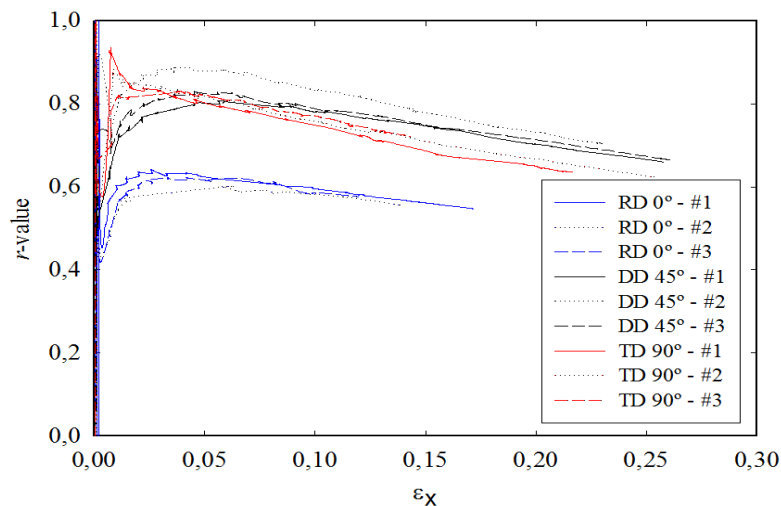


Figura 4.11 - Variação do r -value com deformação para os três valores de α - DIC system.

4.2 - Caracterização Mecânica Experimental da Espuma do Núcleo

O núcleo da estrutura sandwich em espuma de 8 mm é de uma liga de alumínio (99,5 Al 1,5% Ca, 1,5% Ti), do tipo de célula fechada (ALPORAS), com diâmetro medio de células de 4-6 mm e com uma densidade relativa de cerca de 9% (Figura 4.12).

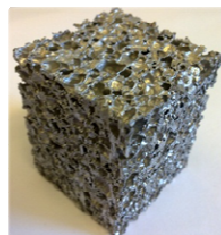


Figura 4.12 - Provetes caracterização da espuma do núcleo do tipo APORAS.

A caracterização da espuma do núcleo é feita recorrendo à realização de um conjunto de 3 ensaios uniaxiais de compressão quase estáticos. Os ensaios de compressão uniaxial são realizados em amostras prismáticas ou cilíndricas de espuma com uma dimensão mínima da amostra de pelo menos sete vezes o tamanho das células para evitar efeitos de tamanho [4]. Para tal foram usados provetes com uma dimensão 40x40x50 mm (Figura 4.12) da mesma espuma usada no núcleo da estrutura estudada, adquirea ao fabricante da sandwich e foi usada também lubrificação da superfície de contacto entre o provete e o equipamento que aplica a carga.

Os ensaios foram realizados à temperatura ambiente a uma velocidade Quase estática de 5 mm/min, Figura 4.13 O deslocamento foi medido a partir da de um LVDT e a força através da uma célula de carga.

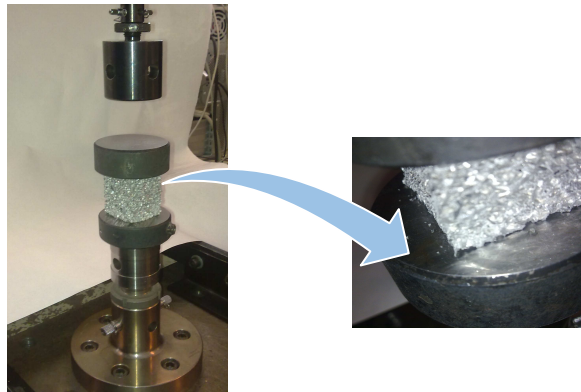


Figura 4.13 - Ensaio compressão - Caracterização da espuma.

Na Figura 4.14 são visíveis 3 fases distintas da evolução deste ensaio, uma fase inicial, uma fase intermédia e uma fase final da compressão do material. É visível também nas imagens a grande variação de volume sofrida pelo provete com o decorrer do ensaio.



Figura 4.14 - Ensaio compressão - Caracterização da espuma.

Em termos de resultados de compressão e tendo em conta o papel deste ensaio na caracterização da espuma metálica que constitui o núcleo da estrutura sandwich usada, é visível numa primeira análise (Figura 4.15) a grande compactação sofrida pelos provetes.



Figura 4.15 - Variação de espessura sofrida pelos provetes ensaiados.

Foram obtidas um conjunto de três curvas experimentais, apresentadas no gráfico seguinte (Figura 4.16).

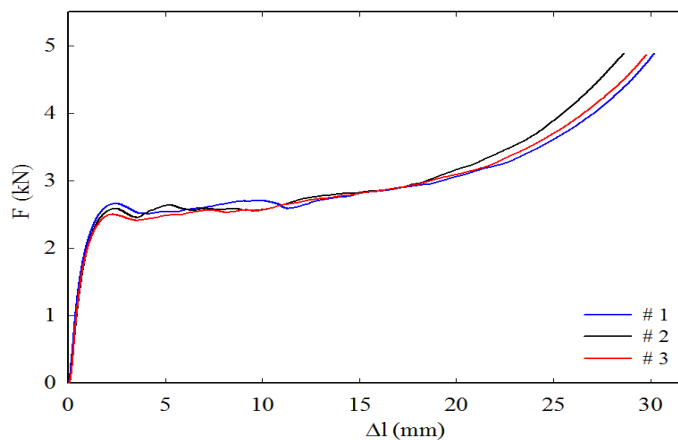


Figura 4.16 - Curvas Força - Deslocamento obtidas dos ensaios experimentais de compressão.

As curvas obtidas experimentalmente para os três provetes ensaiados, apresentam valores de força - alongamento semelhantes, bem como apresentam um andamento típico dos materiais porosos à compressão [4].

4.3 - Tração da Estrutura Sandwich

Para avaliar qual o comportamento de toda a estrutura sandwich para uma sollicitação de tração foram também efetuados um conjunto de 4 ensaios de tração.

Nestes ensaios foram usados também provetes segundo a norma ASTM E 8M-04, os mesmos parâmetros de ensaio usados para a caracterização das chapas das faces, tendo sido usados provetes apenas com a mesma direção que a direção de laminagem (Figura 4.17).

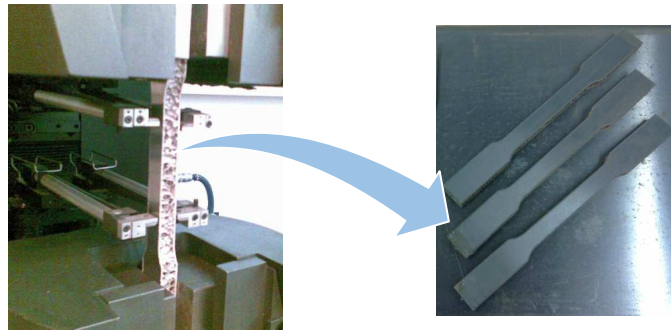


Figura 4.17 - Ensaio tração - Tração estrutura sandwich.

Inicialmente foram registados alguns problemas de amarração (Figura 4.18) dos provetes, que foram ultrapassados com a remoção da espuma do núcleo e “agarrando” os provetes pela chapa.



Figura 4.18 - Ensaio tração problemas de amarração.

Os 3 provetes ensaiados sem problemas de amarração dos 4 ensaios realizados são representados na Figura 4.19.



Figura 4.19 - Provetes sem problemas de amarração ensaiados.

Os resultados dos 4 ensaios tração da estrutura sandwich estão representados pelas curvas tensão - deformação da Figura 4.20.

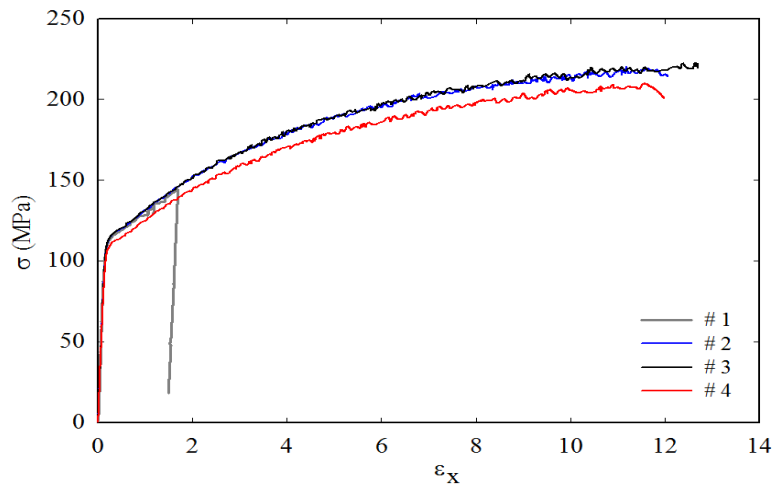


Figura 4.20 - Curvas tensão - deformação ensaio de tração estrutura Sandwich.

Por observação do gráfico são visíveis que as curvas tensão - deformação tem um andamento semelhantes mas com valores ligeiramente diferentes. É visível para a curva do provete #1 os problemas de amarração registados, com a queda acentuada dos valores de tensão numa fase prematura do ensaio. As outras curvas apresentam um andamento parecido entre si e são também muito semelhante às obtidas para a caracterização da chapa das faces. O que pode ser justificado pelo facto de nesta estrutura sandwich a chapa das faces ser a responsável pela resistência mecânica global, sendo a carga de tração fundamentalmente assumida pelas duas chapas das faces. Por outro lado os valores de tensão de cedência de ambas as estruturas materiais que constituem a sandwich são muito diferentes e tendo em conta os valores de tensão atingidos, visíveis no gráfico bem como a fraca capacidade de levarem à rotura da espuma do núcleo muito antes da chapa das faces, Figura 4.21.

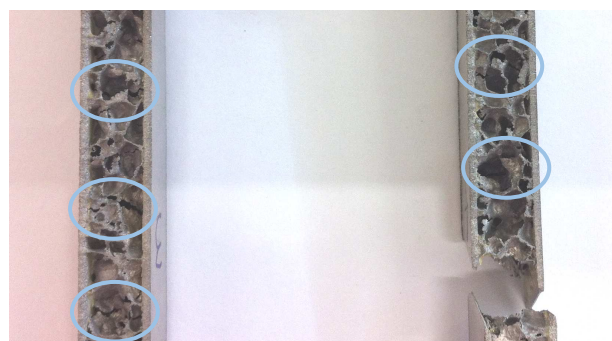


Figura 4.21 - Rotura da espuma do núcleo nos provetes ensaiados.

Referências

- [1] Gleich Aluminium product information, GLEICH Aluminiumwerk GmbH & Co. KG. Germany.
- [2] Portevin A., Le Chatelier F., “Sur un phénomène observe lors de l’essai de traction d’alliages en cours de transformation”, *Compte Rendu de L’Académie des Sciences*, 176, 1923, pp 507-510, Paris, 1929.
- [3] Duarte, J., *Conformação plástica de chapas metálicas: simulação numérica e caracterização mecânica*, Tese de Doutoramento, FEUP, Porto, 1997.
- [4] Ashby, MF et al., *Metal foams: a design guide*, Oxford, Butterworth-Heinemann, 2000.

Capítulo 5

Evolução do Modelo Elastoplástico da Espuma - Modelação Numérica

Neste capítulo apresenta-se a aplicação das leis constitutivas das faces, do núcleo e da estrutura sandwich estudada. Previamente apresenta-se uma sequência de evolução de cálculo das variáveis do modelo constitutivo da espuma. De uma forma geral a aplicação de um modelo constitutivo elastoplástico assenta no desenvolvimento de duas funções, cálculo da matriz tangente consistente e atualização de estado.

Feita essa apresentação, são apresentadas algumas simulações dos ensaios de caracterização das faces e do núcleo, bem como da tração da estrutura sandwich. Por fim compara-se os resultados das simulações numéricas com os resultados experimentais.

5.1 - Procedimento para Atualização de Estado

Entende-se por procedimento para atualização de estado, o processo inerente à determinação das variáveis de base do modelo constitutivo em causa através das equações que caracterizam o material [1].

Este processo tem como ponto de partida a discretização no pseudo-tempo das equações que caracterizam o material. Esta discretização é feita com base no método de “Backward Euler”, que se baseia no método numérico de “Euler” para resolução de equações diferenciais do tipo

$$y' = \frac{dy(x)}{dx} = f(x, y) \quad (5.1)$$

com a condição inicial,

$$y(x_0) = y_0 \quad (5.2)$$

sendo o estado no instante x_{i+1} obtido pela expansão de y segundo uma série de Taylor truncada à primeira ordem:

$$y_i = y_{i+1} - (x_{i+1} - x_i) \left. \frac{dy}{dx} \right|_{i+1} \quad (5.3)$$

$$y_{i+1} = y_i + \Delta x \left. \frac{dy}{dx} \right|_{i+1} \quad (5.4)$$

A equação (5.4) é não linear, logo esta pode ser resolvida utilizando um método numérico, neste caso pelo método de Newton-Raphson (Anexo A), para aproximar os valores de y . É neste enquadramento que se justifica a utilização deste método, apresentado anteriormente.

Voltando à equação de evolução das deformações elásticas (3.71), e fazendo a discretização pelo método de “Backward Euler”, estas podem ser dados por:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^e = \boldsymbol{\varepsilon}_n^e + \Delta \boldsymbol{\varepsilon} - \Delta \gamma \mathbf{N}_{n+1} \quad (5.5)$$

como inicialmente o incremento de deformação é completamente elástico, vem:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^{e \text{ trial}} = \boldsymbol{\varepsilon}_n^e + \Delta \boldsymbol{\varepsilon} \quad (5.6)$$

o valor tentativa para o estado de tensão é calculado, efetuando uma dupla contração do tensor de elasticidade:

$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{trial} = \mathbf{D} : \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^{e \text{ trial}} \quad (5.7)$$

por sua vez substituindo a equação (5.6) na (5.5), obtém-se:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^e = \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^{e \text{ trial}} - \Delta \gamma \mathbf{N}_{n+1} \quad (5.8)$$

conjugando as equações (5.7) e (5.8), e efetuando a operação de dupla contração vem:

$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1} = \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{trial} - \Delta \gamma \mathbf{D} : \mathbf{N}_{n+1} \quad (5.9)$$

rescrevendo a equação anterior em ordem as tensões, e considerando a dupla contração, obtém-se

$$\mathbf{D}^{-1} : \boldsymbol{\sigma}_{n+1} = \mathbf{D}^{-1} : \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{trial} - \Delta\gamma \mathbf{N}_{n+1} \quad (5.10)$$

ou agrupando os termos comuns:

$$\mathbf{D}^{-1} : (\boldsymbol{\sigma}_{n+1} - \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{trial}) + \Delta\gamma \mathbf{N}_{n+1} = 0 \quad (5.11)$$

por outro lado, fazendo a discretização da equação que descreve a evolução da variável de endurecimento (3.77) obtém-se:

$$\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{n+1}^p = \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_n^p + \Delta\gamma \sqrt{\frac{2}{3}} \mathbf{N} : \mathbf{N} \quad (5.12)$$

por fim resulta o sistema de equações.

$$\begin{cases} \mathbf{D}^{-1} : (\boldsymbol{\sigma}_{n+1} - \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{trial}) + \Delta\gamma \mathbf{N}_{n+1} = 0 \\ \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{n+1}^p - \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_n^p - \Delta\gamma \sqrt{\frac{2}{3}} \mathbf{N} : \mathbf{N} = 0 \end{cases} \quad (5.13)$$

Sujeito as seguintes restrições:

$$\Phi(\boldsymbol{\sigma}_{n+1}, \mathbf{A}_{n+1}) \leq 0 \quad \Delta\gamma \geq 0 \quad \Delta\gamma \Phi(\boldsymbol{\sigma}_{n+1}, \mathbf{A}_{n+1}) = 0 \quad (5.14)$$

por análise destas restrições, dois casos podem acontecer:

- $\Delta\gamma = 0$, o que leva a $\phi \leq 0$, isto significa que o material está em regime elástico, e resolução do sistema de equações é direta, com

$$(\cdot)_{n+1} = (\cdot)_{n+1}^{trial} \quad (5.15)$$

- Caso $\phi = 0$, $\Delta\gamma > 0$, o material encontra-se em regime plástico, e torna-se então necessário resolver o sistema (5.13), com a condição inicial $\phi = 0$.

Quando o material se encontra no regime plástico, e se obtém um sistema de equações não linear, a sua resolução implica o recurso a um método numérico, tal como foi anteriormente dito neste trabalho o método usado foi o método de Newton Raphson.

Considerando que um material se encontra em regime plástico, obtém-se consequentemente o sistema de três equações não lineares, constituído por uma equação tensorial proveniente da discretização da evolução das deformações plásticas (5.11), a segunda, proveniente da discretização da evolução da variável de endurecimento (5.12), e a terceira resultante da superfície de cedência (3.60). Aplicado o método de Newton Raphson estas três equações passam a definir as

funções de resíduo, tendo como incógnitas do sistema o tensor das tensões no estado atual, ou seja σ_{n+1} , a variável de encruamento $\bar{\epsilon}_{n+1}^p$, e o multiplicador plástico $\Delta\gamma$.

$$\mathbf{Res1} = \mathbf{D}^{-1} : (\sigma_{n+1} - \sigma_{n+1}^{trial}) + \Delta\gamma \mathbf{N}_{n+1} = \mathbf{0} \quad (5.16)$$

$$\mathbf{Res2} = \bar{\epsilon}_{n+1}^p - \bar{\epsilon}^p - \Delta\gamma \sqrt{\frac{2}{3}} \mathbf{N} : \mathbf{N} = 0 \quad (5.17)$$

$$\mathbf{Res3} = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{\alpha}{3}\right)^2}} [q^2 + \alpha^2 p^2] - \sigma_y(\bar{\epsilon}^p) = 0 \quad (5.18)$$

O valor do incremento das variáveis em cada iteração é obtido resolvendo o sistema de equações

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial \mathbf{Res1}}{\partial \sigma} & \frac{\partial \mathbf{Res1}}{\partial \bar{\epsilon}_p} & \frac{\partial \mathbf{Res1}}{\partial \Delta\gamma} \\ \frac{\partial \mathbf{Res2}}{\partial \sigma} & \frac{\partial \mathbf{Res2}}{\partial \bar{\epsilon}} & \frac{\partial \mathbf{Res2}}{\partial \Delta\gamma} \\ \frac{\partial \mathbf{Res3}}{\partial \sigma} & \frac{\partial \mathbf{Res3}}{\partial \bar{\epsilon}} & \frac{\partial \mathbf{Res3}}{\partial \Delta\gamma} \end{bmatrix}_{n+1}^k : \begin{bmatrix} \delta \sigma_{n+1} \\ \delta \bar{\epsilon}_{n+1}^p \\ \delta \Delta\gamma \end{bmatrix}^{k+1} = - \begin{bmatrix} \mathbf{Res1}(\sigma_{n+1}, \Delta\gamma, \epsilon) \\ \mathbf{Res2}(\sigma_{n+1}, \bar{\epsilon}_{n+1}^p, \Delta\gamma) \\ \mathbf{Res3}(\sigma_{n+1}, \bar{\epsilon}_{n+1}^p) \end{bmatrix}^k \quad (5.19)$$

para a resolução do sistema (5.19) é necessário o cálculo da matriz das derivadas das funções de resíduo em ordem às respetivas variáveis. Para a função Resíduo 1:

$$\frac{\partial \mathbf{Res1}}{\partial \sigma} = \frac{\partial (\mathbf{D}^{-1} : (\sigma_{n+1} - \sigma_{n+1}^{trial}) + \Delta\gamma \mathbf{N}_{n+1})}{\partial \sigma} = \mathbf{D}^{-1} + \Delta\gamma \frac{\partial \mathbf{N}}{\partial \sigma} \quad (5.20)$$

como \mathbf{N} depende de σ , é necessário calcular a sua derivada em ordem às tensões.

Atendendo a \mathbf{N} igual (3.73):

$$\mathbf{N} = \frac{3q}{\sqrt{(q^2 + \alpha^2 p^2)(\alpha^2 + 9)}} \frac{\partial q}{\partial \sigma} + \frac{3p\alpha^2}{\sqrt{(q^2 + \alpha^2 p^2)(\alpha^2 + 9)}} \frac{\partial p}{\partial \sigma} \quad (5.21)$$

simplificando pode ser feita uma mudança de variável nas partes escalares:

$$a = \frac{3q}{\sqrt{(q^2 + \alpha^2 p^2)(\alpha^2 + 9)}} \quad (5.22)$$

$$b = \frac{3p\alpha^2}{\sqrt{(q^2 + \alpha^2 p^2)(\alpha^2 + 9)}} \quad (5.23)$$

resultando.

$$N = a \frac{\partial q}{\partial \sigma} + b \frac{\partial p}{\partial \sigma}. \quad (5.24)$$

A derivada do vetor fluxo em ordem ao tensor das tensões é calculada recorrendo à regra da cadeia, pelas dependências entre as variáveis, assim:

$$\begin{aligned} \frac{\partial N}{\partial \sigma} &= \frac{\partial a}{\partial q} \cdot \frac{\partial q}{\partial \sigma} \otimes \frac{\partial q}{\partial \sigma} + \frac{\partial a}{\partial p} \cdot \frac{\partial p}{\partial \sigma} \otimes \frac{\partial q}{\partial \sigma} + a \frac{\partial}{\partial \sigma} \left(\frac{\partial q}{\partial \sigma} \right) + \frac{\partial b}{\partial q} \cdot \frac{\partial q}{\partial \sigma} \otimes \frac{\partial p}{\partial \sigma} \\ &\quad + \frac{\partial b}{\partial p} \cdot \frac{\partial p}{\partial \sigma} \otimes \frac{\partial p}{\partial \sigma} + b \frac{\partial}{\partial \sigma} \left(\frac{\partial p}{\partial \sigma} \right) \end{aligned} \quad (5.25)$$

efetuando as derivadas separadamente, primeiro as escalares, vem:

$$\frac{\partial a}{\partial q} = \frac{3\alpha^2 p^2}{(q^2 + \alpha^2 p^2)^{3/2} \sqrt{(\alpha^2 + 9)}} \quad (5.26)$$

$$\frac{\partial a}{\partial p} = \frac{3\alpha^2 p q}{(q^2 + \alpha^2 p^2)^{3/2} \sqrt{(\alpha^2 + 9)}} \quad (5.27)$$

$$\frac{\partial b}{\partial q} = -\frac{3\alpha^2 p q}{(q^2 + \alpha^2 p^2)^{3/2} \sqrt{(\alpha^2 + 9)}} \quad (5.88)$$

$$\frac{\partial b}{\partial p} = -\frac{3\alpha^2 q^2}{(q^2 + \alpha^2 p^2)^{3/2} \sqrt{(\alpha^2 + 9)}} \quad (5.29)$$

de seguida as tensoriais:

$$\frac{\partial}{\partial \sigma} \left(\frac{\partial q}{\partial \sigma} \right) = \frac{\partial}{\partial \sigma} \left(\frac{3 \mathbf{S}}{2 q} \right) = \frac{3}{2q} \frac{\partial \mathbf{S}}{\partial \sigma} - \frac{3}{2q^2} \mathbf{S} \otimes \frac{\partial q}{\partial \sigma} \quad (5.30)$$

$$\frac{\partial \mathbf{S}}{\partial \sigma} = \frac{\partial}{\partial \sigma} \left(\boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{3} p \mathbf{I} \right) = \boldsymbol{\Pi} - \frac{1}{3} \mathbf{I} \otimes \mathbf{I} = \boldsymbol{\Pi}_d \quad (5.31)$$

$$\frac{\partial}{\partial \sigma} \left(\frac{\partial q}{\partial \sigma} \right) = \frac{3}{2q} \left[\boldsymbol{\Pi}_d - \frac{3}{2q^2} \mathbf{S} \otimes \mathbf{S} \right] \quad (5.32)$$

$$\frac{\partial}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \left(\frac{\partial p}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right) = \frac{\partial}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \left(\frac{1}{3} \mathbf{I} \right) = 0 \quad (5.33)$$

a derivada do resíduo 1 em ordem ao tensor das tensões resulta por fim:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \mathbf{Res1}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = & \mathbf{D}^{-1} + \Delta\gamma \left[\frac{27\alpha^2 p^2}{4q^2 (q^2 + \alpha^2 p^2)^{3/2} \sqrt{(\alpha^2 + 9)}} \mathbf{S} \otimes \mathbf{S} \right. \\ & - \frac{3\alpha^2 p}{2(q^2 + \alpha^2 p^2)^{3/2} \sqrt{(\alpha^2 + 9)}} \mathbf{I} \otimes \mathbf{S} + \frac{9}{2\sqrt{(q^2 + \alpha^2 p^2)(\alpha^2 + 9)}} \\ & \left[\mathbf{H}_d - \frac{3}{2q^2} \mathbf{S} \otimes \mathbf{S} \right] - \frac{3\alpha^2 p}{2(q^2 + \alpha^2 p^2)^{3/2} \sqrt{(\alpha^2 + 9)}} \mathbf{S} \otimes \mathbf{I} \\ & \left. + \frac{\alpha^2 q^2}{3(q^2 + \alpha^2 p^2)^{3/2} \sqrt{(\alpha^2 + 9)}} \mathbf{I} \otimes \mathbf{I} \right] \end{aligned} \quad (5.34)$$

as derivadas da função resíduo 1 em relação as restantes variáveis são dadas diretamente por:

$$\frac{\partial \mathbf{Res1}}{\partial \bar{\varepsilon}_p} = 0 \quad (5.35)$$

$$\frac{\partial \mathbf{Res1}}{\partial \Delta\gamma} = N \quad (5.36)$$

para a função Resíduo 2 as derivadas são dadas por:

$$\frac{\partial \mathbf{Res2}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = -\Delta\gamma \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{N}{\sqrt{N:N}} : \frac{\partial N}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (5.37)$$

$$\frac{\partial \mathbf{Res2}}{\partial \bar{\varepsilon}_p} = 1 \quad (5.38)$$

$$\frac{\partial \mathbf{Res2}}{\partial \Delta\gamma} = \sqrt{\frac{2}{3}} N : N \quad (5.39)$$

por fim as derivadas da função Resíduo 3 são dadas por:

$$\frac{\partial \mathbf{Res3}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = N \quad (5.40)$$

$$\frac{\partial \mathbf{Res3}}{\partial \bar{\varepsilon}_p} = -\frac{d\sigma_y}{d\varepsilon^p} = -H \quad (5.41)$$

$$\frac{\partial \mathbf{Res3}}{\partial \Delta\gamma} = 0 \quad (5.42)$$

calculadas as derivadas, a atualização das variáveis é efetuada, adicionando o valor do incremento calculado ao valor das variáveis anteriores, assim:

$$\sigma_{n+1}^{k+1} = \sigma_{n+1}^k + \delta\sigma_{n+1}^{k+1} \quad (5.43)$$

$$\bar{\varepsilon}_{n+1}^{p\ k+1} = \varepsilon_{n+1}^{p\ k} + \delta\bar{\varepsilon}_{n+1}^{p\ k+1} \quad (5.44)$$

$$\Delta\gamma^{k+1} = \Delta\gamma^k + \delta\Delta\gamma^{k+1}. \quad (5.45)$$

A atualização de estado pode ser resumida no seguinte algoritmo.

- i. Dado o valor inicial do incremento de deformação $\Delta\varepsilon$ calcular o estado tentativa:

$$\sigma_{n+1}^{trial} = \mathbf{D} : \varepsilon_{n+1}^{e\ trial}$$

$$\mathbf{S}_{n+1}^{trial} = \sigma_{n+1}^{trial} - p_{n+1}^{trial} \mathbf{I}$$

$$p_{n+1}^{trial} = \frac{1}{3} \sigma : \mathbf{I}$$

$$q_{n+1}^{trial} = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{S}_{n+1}^{trial} - \mathbf{S}_{n+1}^{trial}}$$

$$\bar{\varepsilon}_{n+1}^p = \bar{\varepsilon}_n^p$$

- ii. Verificar o critério de plasticidade:

Se $\phi \leq 0$ o material está no domínio elástico

$$(\cdot)_{n+1} = (\cdot)_{n+1}^{trial}$$

Fim de algoritmo;

Senão o material está no domínio plástico

Continuar algoritmo

- iii. Resolver o sistema de equações não lineares que descreve o comportamento plástico do material pelo método de Newton Raphson

$$\left\{ \begin{array}{l} \mathbf{D}^{-1} : (\boldsymbol{\sigma}_{n+1} - \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{trial}) + \Delta\gamma \mathbf{N}_{n+1} = 0 \\ \bar{\boldsymbol{\epsilon}}_{n+1}^p - \bar{\boldsymbol{\epsilon}}_n^p - \Delta\gamma \sqrt{\frac{2}{3}} \mathbf{N} : \mathbf{N} = 0 \\ \sqrt{\frac{1}{1 + \left(\frac{\alpha}{3}\right)^2}} [q^2 + \alpha^2 p^2] - \sigma_y(\bar{\boldsymbol{\epsilon}}^p) = 0 \end{array} \right.$$

a) Para iniciar o método é necessário inicializar o contador do número de iterações, bem como os valores das variáveis

$$\boldsymbol{\sigma}^{(0)} = \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{trial}$$

$$\bar{\boldsymbol{\epsilon}}^p (0) = \bar{\boldsymbol{\epsilon}}_n^p$$

$$\Delta\gamma^{(0)} = 0$$

b) Incrementar as iterações do método de Newton Raphson

1) Calcular o vetor Resíduo, $Res^{(k)}$

$$\left[\begin{array}{l} Res1(\boldsymbol{\sigma}_{n+1}, \Delta\gamma) \\ Res2(\boldsymbol{\sigma}_{n+1}, \bar{\boldsymbol{\epsilon}}_{n+1}^p, \Delta\gamma) \\ Res3(\boldsymbol{\sigma}_{n+1}, \bar{\boldsymbol{\epsilon}}_{n+1}^p) \end{array} \right]^k$$

2) Verificar convergência

$$\text{Se } \sqrt{Res1.1^2 + Res1.2^2 + Res1.3^2 + Res1.4^2 + Res2^2 + Res3^2} \leq Tol$$

3) Calcular a matriz com as derivadas dos resíduos

$$\left[\begin{array}{ccc} \frac{\partial Res1}{\partial \boldsymbol{\sigma}} & \frac{\partial Res1}{\partial \bar{\boldsymbol{\epsilon}}_p} & \frac{\partial Res1}{\partial \Delta\gamma} \\ \frac{\partial Res2}{\partial \boldsymbol{\sigma}} & \frac{\partial Res2}{\partial \bar{\boldsymbol{\epsilon}}} & \frac{\partial Res2}{\partial \Delta\gamma} \\ \frac{\partial Res3}{\partial \boldsymbol{\sigma}} & \frac{\partial Res3}{\partial \bar{\boldsymbol{\epsilon}}} & \frac{\partial Res3}{\partial \Delta\gamma} \end{array} \right]_{n+1}^k$$

4) Resolver o sistema de equações, para obter o novo incremento das variáveis

$$\begin{bmatrix} \delta\sigma_{n+1} \\ \delta\bar{\varepsilon}_{n+1}^p \\ \delta\Delta\gamma \end{bmatrix}^{k+1}$$

5) Atualizar variáveis

$$\begin{aligned} \sigma_{n+1}^{k+1} &= \sigma_{n+1}^k + \delta\sigma_{n+1}^{k+1} \\ \bar{\varepsilon}_{n+1}^{p\ k+1} &= \varepsilon_{n+1}^{p\ k} + \delta\bar{\varepsilon}_{n+1}^{p\ k+1} \\ \Delta\gamma^{k+1} &= \Delta\gamma^k + \delta\Delta\gamma^{k+1} \end{aligned}$$

6) Voltar ao passo (ii)

iv. Sair

5.2 - Cálculo da Matriz Tangente Consistente

Para a determinação da matriz de rigidez global, efetuada em cada iteração global do sistema, é necessário calcular a matriz elástoplástica consistente com o algoritmo de atualização de tensões descrito previamente. Este cálculo é efetuado derivando de uma função implícita $\tilde{\sigma}$ em relação às deformações elásticas [1].

$$\mathbf{D}^{ep} = \frac{\partial \tilde{\sigma}}{\partial \varepsilon^e} \quad (5.46)$$

Sendo o tensor \mathbf{D} calculado fazendo a linearização do sistema de equações formado pelas funções resíduo, assim:

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial Res1}{\partial \sigma} & \frac{\partial Res1}{\partial \bar{\varepsilon}_p} & \frac{\partial Res1}{\partial \Delta\gamma} \\ \frac{\partial Res2}{\partial \sigma} & \frac{\partial Res2}{\partial \bar{\varepsilon}} & \frac{\partial Res2}{\partial \Delta\gamma} \\ \frac{\partial Res3}{\partial \sigma} & \frac{\partial Res3}{\partial \bar{\varepsilon}} & \frac{\partial Res3}{\partial \Delta\gamma} \end{bmatrix} : \begin{bmatrix} d\sigma_{n+1} \\ d\bar{\varepsilon}_{n+1}^p \\ d\Delta\gamma \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{\partial Res1}{\partial \varepsilon_{n+1}^{e\ trial}} : d\varepsilon_{n+1}^{e\ trial} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (5.47)$$

$$\frac{\partial Res1}{\partial \varepsilon^{e\ trial}} = \frac{\partial Res1}{\partial \sigma} : \frac{\partial \sigma^{trial}}{\partial \varepsilon^{e\ trial}} = -\mathbf{D}^{-1} : \frac{\partial \sigma^{trial}}{\partial \varepsilon^{e\ trial}} = -\mathbf{D}^{-1} : \mathbf{D} = \mathbf{I} \quad (5.48)$$

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial Res1}{\partial \sigma} & \frac{\partial Res1}{\partial \bar{\epsilon}_p} & \frac{\partial Res1}{\partial \Delta\gamma} \\ \frac{\partial Res2}{\partial \sigma} & \frac{\partial Res2}{\partial \bar{\epsilon}} & \frac{\partial Res2}{\partial \Delta\gamma} \\ \frac{\partial Res3}{\partial \sigma} & \frac{\partial Res3}{\partial \bar{\epsilon}} & \frac{\partial Res3}{\partial \Delta\gamma} \end{bmatrix} : \begin{bmatrix} d\sigma_{n+1} \\ d\bar{\epsilon}_{n+1}^p \\ d\Delta\gamma \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} d\epsilon_{n+1}^{e \text{ trial}} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (5.49)$$

invertendo o sistema:

$$\begin{bmatrix} d\sigma_{n+1} \\ d\bar{\epsilon}_{n+1}^p \\ d\Delta\gamma \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial Res1}{\partial \sigma} & \frac{\partial Res1}{\partial \bar{\epsilon}_p} & \frac{\partial Res1}{\partial \Delta\gamma} \\ \frac{\partial Res2}{\partial \sigma} & \frac{\partial Res2}{\partial \bar{\epsilon}} & \frac{\partial Res2}{\partial \Delta\gamma} \\ \frac{\partial Res3}{\partial \sigma} & \frac{\partial Res3}{\partial \bar{\epsilon}} & \frac{\partial Res3}{\partial \Delta\gamma} \end{bmatrix}^{-1} : \begin{bmatrix} d\epsilon_{n+1}^{e \text{ trial}} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (5.50)$$

ou rescrevendo o sistema:

$$\begin{bmatrix} d\sigma_{n+1} \\ d\bar{\epsilon}_{n+1}^p \\ d\Delta\gamma \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{M}_{11} & \mathbf{M}_{12} & \mathbf{M}_{13} \\ \mathbf{M}_{21} & \mathbf{M}_{22} & \mathbf{M}_{23} \\ \mathbf{M}_{31} & \mathbf{M}_{32} & \mathbf{M}_{33} \end{bmatrix} : \begin{bmatrix} d\epsilon_{n+1}^{e \text{ trial}} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (5.51)$$

que resulta finalmente:

$$d\sigma_{n+1} = \mathbf{M}_{11} : d\epsilon_{n+1}^{e \text{ trial}} \quad (5.52)$$

$$\mathbf{D}^{ep} = \frac{d\sigma_{n+1}}{d\epsilon_{n+1}^{e \text{ trial}}} = \mathbf{M}_{11} \quad (5.53)$$

para o regime apenas elástico:

$$\mathbf{D} = 2G \mathbf{\Pi}_d + k\mathbf{I} \otimes \mathbf{I}. \quad (5.54)$$

5.3 - Simulação Numérica dos Ensaios de Caracterização Mecânica Experimentais

5.3.1 - Ensaio de Tração

Na modelação numérica do ensaio de tração que foi realizado para caracterização da chapa de alumínio foram considerados 2 planos de simetria com as respetivas condições de simetria, ou seja, apenas 1/4 do provete real foi modelado (Figura 5.1). Em conjunto com dois graus de refinamento da malha em zonas específicas do modelo, permitem um melhor desempenho em termos de tempo e esforço computacional da simulação.

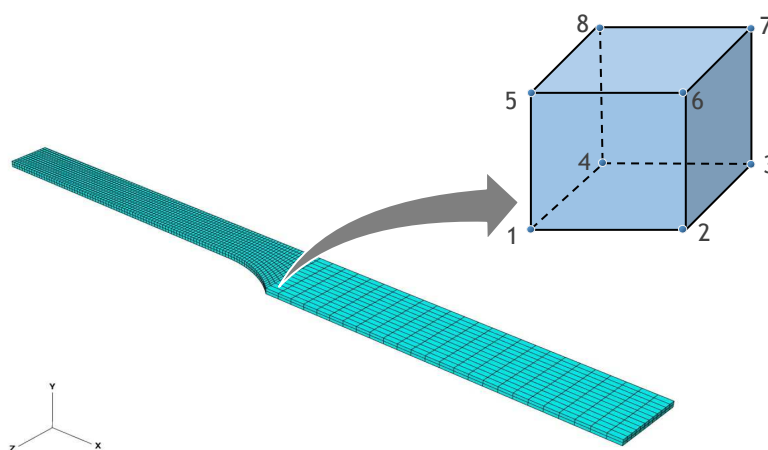


Figura 5.1 - Modelação Numérica do ensaio de tração - chapa.

As simulações foram desenvolvidas em ABAQUS standard, usando os modelos constitutivos anteriormente apresentados, no caso da chapa inicialmente foi usado um modelo elastoplástico isotrópico segundo o critério de von Mises. A malha é constituída por 3048 elementos do tipo C3D8R (Figura 5.1) [2]. Na modelação numérica do ensaio de tração da estrutura compósita foram usados 7000 elementos, também do tipo C3D8R, tendo sido modelada 1/8 da estrutura global [2].

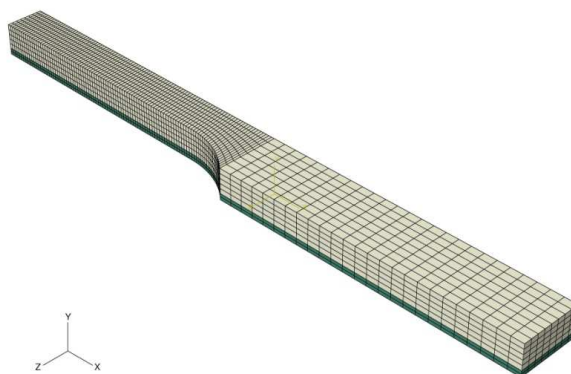


Figura 5.2 - Modelação Numérica do ensaio de tração - estrutura sandwich.

Esta simulação usa os dois modelos constitutivos, o da chapa e o da espuma. O da chapa é o mesmo usado no modelo anterior e o da espuma que será descrito (em termos de parâmetros) mais à frente. O interface (adesivo) entre os dois materiais foi modelado numericamente nesta simulação por ligação cinemática usando o comando *Tie disponível no Abaqus [2].

Parte comum aos dois modelos diferentes criados são as condições de fronteira, que são a combinação de duas condições de simetria usadas segundo 2 planos principais, XY, YZ para os dois modelos, mais uma no caso do modelo da estrutura sandwich segundo o plano XZ (como é visível na Figura 5.2). Tendo também sido imposto um deslocamento na extremidade livre em ambos os modelos. Nas condições de simetria a direção perpendicular ao plano principal considerado é restringida satisfazendo assim a condição necessária para satisfazer a simetria. Relativamente à condição de deslocamento esta é aplicada a todos os nós na direção perpendicular ao plano YZ livre, tendo esse deslocamento o valor de 20 mm. A nível de propriedades, os paramentos elásticos do material usados foram os fornecidos pelo fabricante (Tabela 5.1), enquanto que os pontos tensão - deformação, que definem a parte plástica foram obtidos experimentalmente no ensaio de tração.

Tabela 5.1 – Propriedades elásticas da chapa de alumínio EN AW 5754.

E_c [GPa]	ν_c	σ_Y [MPa]
70	0.3	118

A estes pontos tensão - deformação retirados do ensaio de tração dá-se o nome de tensão convencional (s) e deformação convencional (e) e que podem ser definidos da seguinte maneira (Figura 5.3):

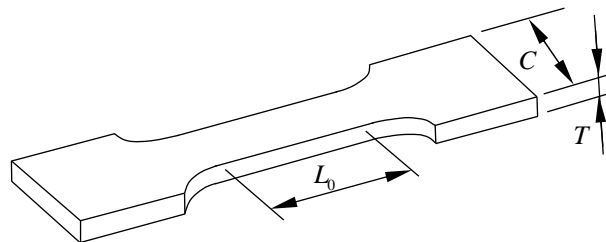


Figura 5.3 - Modelação Numérica ensaio de tração - chapa.

Sendo:

- L_0 - Comprimento de referência inicial
- $S_0 = C \times T$ - Secção inicial
- $s = \frac{F}{S_0}$ - Tensão convencional (Engineering stress)
- $e = \frac{(L - L_0)}{L_0} \times 100$ - Deformação convencional (%) (Engineering strain).

Se a deformação for escrita em escala logarítmica passamos a ter aquilo a que se chama tensão real (σ) e deformação real (ε), usada mais correntemente para definir estes conceitos, assim:

$$\sigma = \frac{F}{S} \text{ - Tensão real (True stress)}$$

$$\varepsilon = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right) \text{ - Deformação real (True strain)}$$

a tensão real - deformação real pode ser obtida através da tensão - deformação convencional pelas seguintes expressões:

$$\sigma = s \left(1 + \frac{e}{100}\right) \quad (5.105)$$

$$\varepsilon = \ln\left(1 + \frac{e}{100}\right) \quad (5.106)$$

obtidos os pontos tensão - deformação convencional pelo ensaio de tração e convertendo-os em tensão - deformação real, através das expressões anteriores, é possível obter para parte plástica uma curva semelhante à da Figura 5.4. Nesta Figura está representado o domínio plástico uma vez que para o domínio elástico existe um comportamento linear entre a tensão - deformação. Na Figura é visível que o conjunto de pontos tensão - deformação obtidos apenas definem o comportamento do material para deformações 0,2, devido à ocorrência de fenómenos de fratura, não caracterizando o material para deformações mais elevadas.

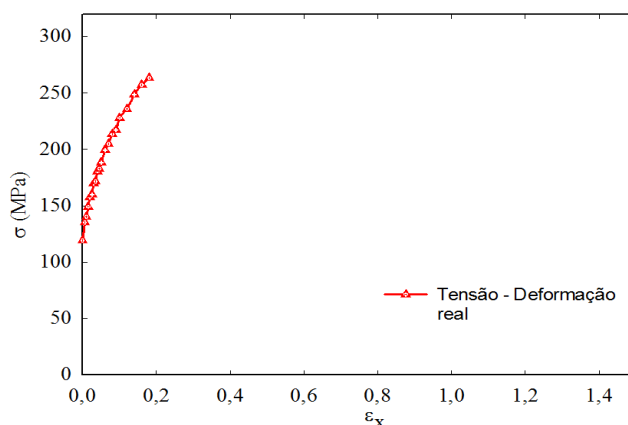


Figura 5.4 - Pontos tensão real - deformação real.

Para ultrapassar este tipo de problema é usado um método que consiste em extrapolar para deformações mais elevadas os valores de tensão, tendo em conta os valores obtidos experimentalmente e que definem o comportamento do material para pequenas deformações. Para as ligas de alumínio é usada lei de Voce [3] traduzida na seguinte expressão:

$$\sigma = \sigma_0 + R_{sat} (1 - e^{-C_r \varepsilon}) \quad (5.107)$$

onde os parâmetros σ_0 , R_{sat} e C_r são parâmetros de ajuste ao comportamento do material para pequenas deformações obtido experimentalmente, ε são deformações para as quais se pretende extrapolar os valores de tensão σ . Os valores usados destes parâmetros foram

Tabela 5.2 – Constantes usadas na lei de Voce [3].

σ_0	R_{sat}	C_r
119	200	8.5

sendo o resultado final da aplicação deste método o mostrado na Figura 5.5:

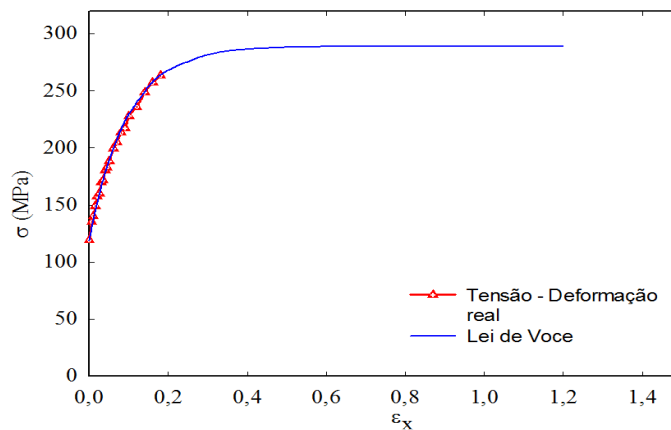


Figura 5.5 - Pontos tensão real - deformação real vs. Lei de Voce.

Com a caracterização do material concluída foi possível executar a simulação à tração da chapa e obter os resultados visíveis no gráfico da Figura 5.6.

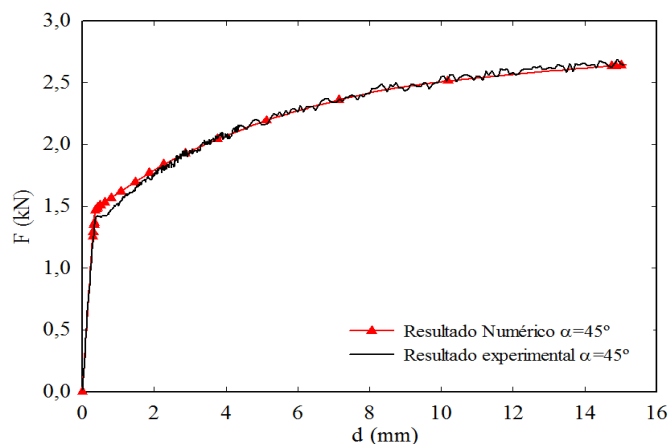


Figura 5.6 - Curvas força - alongamento para 45° comparação de resultados - Chapa.

Por análise do gráfico é possível fazer uma primeira comparação entre resultados numéricos e experimentais, sendo visível que os resultados numéricos seguem os valores da caracterização obtidos experimentalmente.

Uma outra análise resultante das simulações ilustradas pelas Figura 5.7 e 5.8 é a da distribuição de forças de tração pela estrutura sandwich e na chapa de alumínio. Esta distribuição de forças de tração pela estrutura sandwich é assumida predominantemente pelas duas chapas de alumínio, já que estas são responsáveis pela parte resistente do compósito.

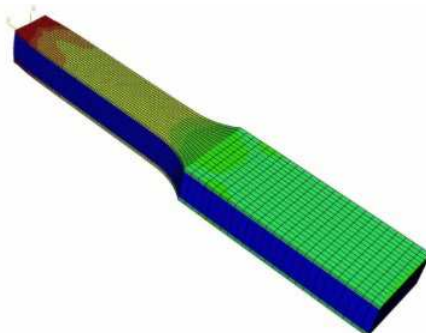


Figura 5.7 - Exemplos de algumas simulações do ensaio de tração - Estrutura sandwich.

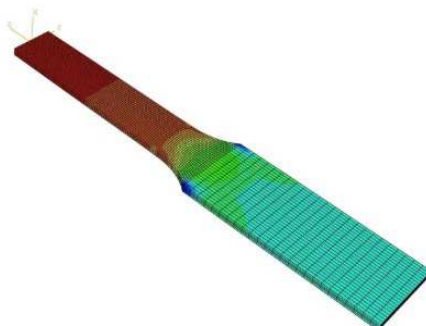


Figura 5.8 - Exemplos de algumas simulações do ensaio de tração -Chapa.

Efetou-se assim uma análise numérica comparativa do comportamento à tração da estrutura sandwich com o comportamento de duas chapas de alumínio sem espuma. Os resultados obtidos estão representados no Gráfico seguinte (Figura 5.9):

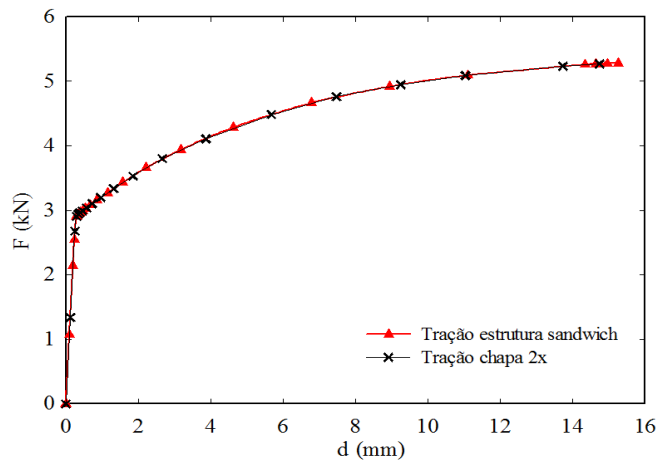


Figura 5.9 - Comparação do ensaio de tração estrutura sandwich com chapa de alumínio.

Comparando os resultados obtidos, é visível que as duas curvas apresentam um comportamento praticamente igual, o que valida não só a hipótese considerada de distribuição de forças de tração, como também valida o papel desempenhado pela chapa de estrutura que confere resistência mecânica.

5.3.2 - Ensaio Uniaxial de Compressão

Para a modelação numérica do ensaio uniaxial de compressão foram considerados três planos de simetria e as respectivas condições de simetria. Assim apenas 1/8 do modelo real foi representado como é visível na Figura 5.10.

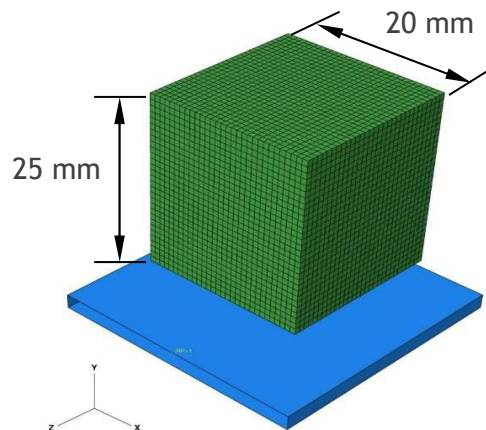


Figura 5.10 - Modelação Numérica ensaio de compressão - Espuma.

As simulações de compressão também foram desenvolvidas em ABAQUS Standard, usando o modelo elastoplástico de Deshpande apresentado, usando 27000 elementos do tipo C3D8RH. Neste modelo foi usada também uma superfície rígida à qual foi aplicada um deslocamento, o que em conjunto com as condições de simetria simulam o deslocamento imposto ao provete no ensaio real (Figura 5.10) [2]. As condições de fronteira desta simulação são a combinação de três condições de simetria usadas segundos os três planos principais, XY, XZ e YZ como é visível na Figura 5.10 e uma

imposição de deslocamento a uma superfície rígida que contacta com a malha. Relativamente à condição de deslocamento esta é aplicada a um nó de referência pertencente à superfície rígida, tendo esse deslocamento o valor de 15 mm.

As propriedades usadas neste modelo, para este tipo de espuma, são obtidas em parte diretamente do ensaio de compressão realizado, outra parte através de relações definidas pelo modelo usado [4] e outra através do catálogo do fabricante. Assim sendo, na definição da parte elástica o Modulo de Young (E) foi obtido através da curva tensão - deformação obtida no ensaio (Figura 5.11), sendo igual $E = 0.79\text{GPa}$ e o coeficiente de Poisson igual $\nu = 0.33$ fornecido no catálogo do fabricante. As restantes constantes (k, ν_p) são obtidas através das seguintes expressões obtidas na definição do modelo.

$$\alpha = \frac{3k}{\sqrt{9 - k^2}} \quad (5.108)$$

$$k = \sqrt{3(1 - 2\nu_p)} \quad (5.109)$$

Por outro lado, o modelo de Deshpande [4] estabelece para uma espuma deste tipo (célula fechada), e com uma densidade relativa de 8.4% o parâmetro que define a superfície de cedência como sendo $\alpha = 2.08$. Não havendo a possibilidade de realização do ensaio multiaxial que define este parâmetro para espuma de 9% de densidade relativa usada nesta tese, o parâmetro α foi extrapolado a partir da espuma de 8.4%, sendo α para a espuma usada o valor aproximado de 2.11. Com o valor de α , é possível obter o módulo de compressibilidade k e o coeficiente de Poisson plástico ν_p :

$$2.11 = \frac{3k}{\sqrt{9 - k^2}} \Leftrightarrow k = 1.73$$

$$k = \sqrt{3(1 - 2\nu_p)} \Leftrightarrow 1.72 = \sqrt{3(1 - 2\nu_p)} \Leftrightarrow \nu_p = 0.004.$$

Os pontos de tensão - deformação foram ainda usados para descrever a evolução plástica do material (Figura 5.11).

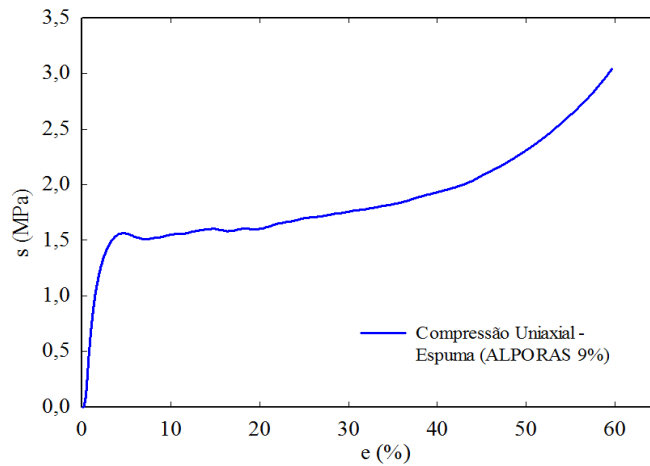


Figura 5.11 - Curva tensão - deformação usada na modelação numérica - Espuma.

O resumo em termos de parâmetros é apresentado na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 – Constantes elásticas e plásticas da espuma de célula fechada (ALPORAS), $\bar{\rho} = 9\%$.

	E [GPa]	ν	k	ν_p
Elástico	0.79	0.33	-	-
Plástico	-	-	1.73	0.004

Em termos de resultados de compressão e tendo em conta o papel deste ensaio na caracterização da espuma metálica que constitui o núcleo da estrutura sandwich usada, é visível numa primeira análise (Figura 5.12) a grande compactação sofrida pelos provetes.

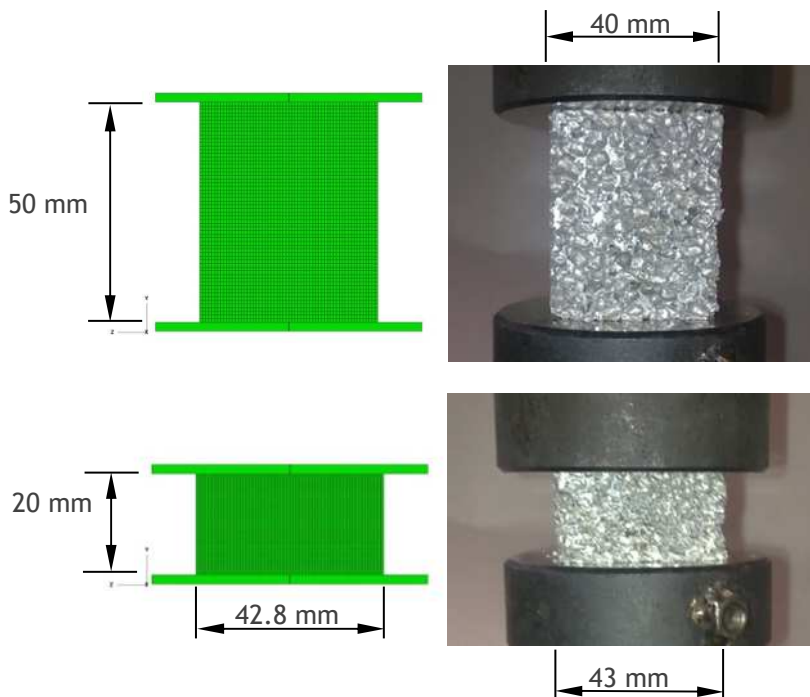


Figura 5.12 - Modelação numérica ensaio de compressão Vs. Ensaio de compressão experimental.

Obteve-se um conjunto de três curvas experimentais, apresentadas no gráfico seguinte, no qual são comparadas com o resultado da simulação numérica (Figura 5.13).

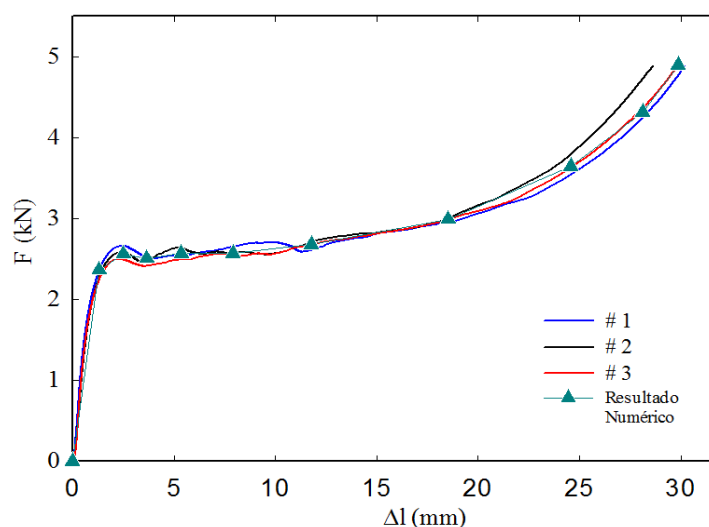


Figura 5.13 - Comparação de resultados numéricos e experimentais.

Analisando os resultados obtidos apresentados no gráfico, é visível que para os três provetes ensaiados os valores de força - alongamento apresentam valores semelhantes, numa ordem de grandeza espectável, bem como uma distribuição que define um comportamento típico deste tipo de materiais porosos.

Do ponto de vista da comparação de resultados experimentais com numéricos, mais uma vez os resultados numéricos seguem os resultados experimentais também usados como parâmetros de entrada nos modelos numéricos. Este facto valida a utilização do modelo constitutivo usado numericamente e a sua aplicação a este tipo de materiais como parte integrante na estrutura compósita estudada.

Referências

- [1] Neves M. P. Rui, Modelação Constitutiva do Comportamento Mecânico de Espumas Metálicas, Tese de Mestrado, FEUP, Porto, 2009.
- [2] Abaqus, Inc. Abaqus Analysis User's Manual Version 6.10.

- [3] Voce E., *Journal of the Institute of Metals* 74, 537-562, 1948.
- [4] Deshpande, V. S., and N. A. Fleck, *Isotropic Constitutive Model for Metallic Foams; Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, pp. 1253-1276, 2000.

Capítulo 6

Estudo e Validação do Comportamento Mecânico da Estrutura Sandwich

Neste capítulo apresenta-se uma introdução ao estudo da formabilidade e de comportamento mecânico desta estrutura sandwich, depois de uma fase inicial de caracterização experimental e modelação numérica.

Este estudo de formabilidade e de comportamento mecânico baseia-se na realização de um conjunto de ensaios experimentais como sendo: flexão em três pontos (tendo sido usadas duas variantes diferentes), o ensaio de penetração por punção semiesférico e o ensaio hidráulico de expansão biaxial (bulge test).

Paralelamente aos ensaios foram desenvolvidas simulações numéricas dos mesmos, na procura de verificar a robustez dos próprios modelos, bem como uma forma de complementar os modelos inicialmente utilizados em diversos pontos, como sendo fenómenos de anisotropia, separação de camadas etc. e que será aplicado a um exemplo prático de conformação de um componente automóvel.

6.1 - Flexão da Estrutura Sandwich

É conhecida a grande resistência mecânica das estruturas sandwich à flexão, aliás essa é uma das bases conceptuais destes materiais, conseguida através do aumento do momento de inércia da estrutura, resultante da introdução do núcleo a separar as duas peles. Sendo esta característica mecânica uma das mais relevantes para estas estruturas, foi feito um estudo do comportamento da estrutura sandwich estudada à flexão, através da realização de duas variantes do ensaio de flexão. Estes dois ensaios são: o ensaio de flexão em três pontos, descrito como sendo a aplicação de uma de carga incremental a meio vão sobre um provete apoiado em dois pontos e o

ensaio denominado de UCB, em todo semelhante ao ensaio de três pontos, mas onde o provete é apoiado sobre uma matriz semicilíndrica.

6.1.1 - Ensaio de Flexão em Três Pontos

O ensaio de flexão em três pontos tem a configuração apresentada na Figura 6.1 e pode resumir-se à aplicação de uma carga a meio vão sobre um provete apoiado em dois pontos. Os provetes usados neste ensaio são obtidos da estrutura sandwich usada ao longo desta tese, com as dimensões de 200x30x10. Os pontos de apoio e de aplicação da carga são dados por estruturas cilíndricas de raio 10 mm, sendo o afastamento entre apoios de 160 mm.

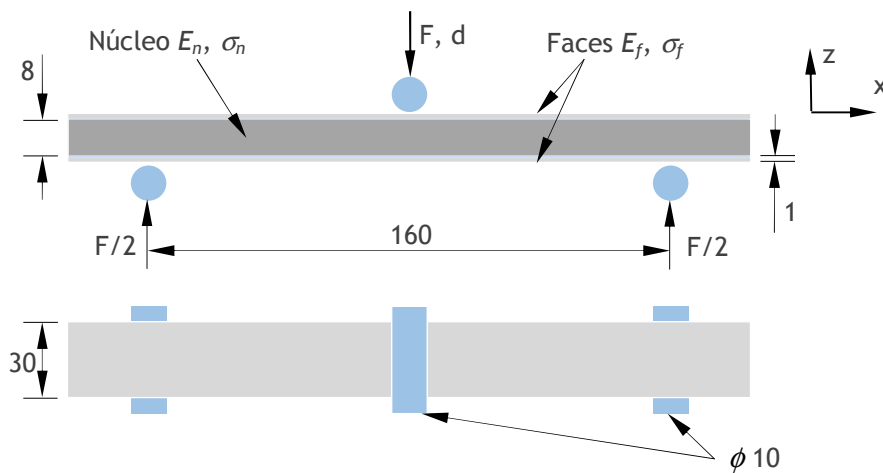


Figura 6.1 - Configuração do ensaio de flexão em três pontos.

Com este ensaio será possível verificar o comportamento da estrutura sandwich à flexão, bem como será possível avaliar qual o retorno elástico que este tipo de associação de materiais diferentes apresenta. Mais uma vez foram realizados um conjunto de ensaios experimentais que serão apresentados de seguida, ensaios estes, que também foram simulados numericamente tendo sido ambos posteriormente comparados.

Foi realizado um conjunto de 3 ensaios, tendo sido registados os valores de força - deslocamento a meio vão e usando uma velocidade de aplicação de carga de 25 mm/min. Foram também obtidos os valores de springback [1 - 2], ou seja qual o valor do deslocamento recuperado devido à contribuição elástica da estrutura após ter sido retirada a carga após o deslocamento máximo de ensaio (d_{max}). A Figura 6.1 mostra a configuração dos ensaios realizados.

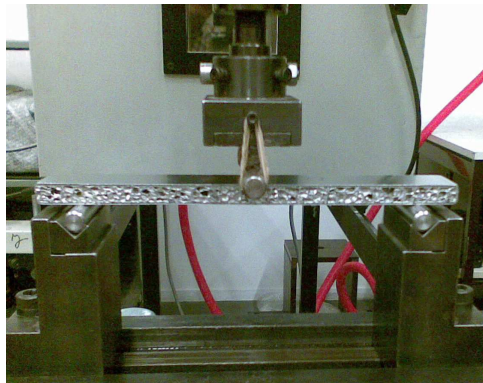


Figura 6.2 - Setup ensaio de flexão em três pontos.

A título experimental foi ainda realizado um ensaio usando um punção (raio de 30mm) para aplicação da carga (Figura 6.3), para um deslocamento máximo de ensaio 25 mm e foi usado um provete com as mesmas dimensões dos anteriores. Também neste ensaio foi experimentado um ciclo de carga que consistia no carregamento do provete até um determinado deslocamento onde era retirada a carga e de seguida voltava a ser aplicada.

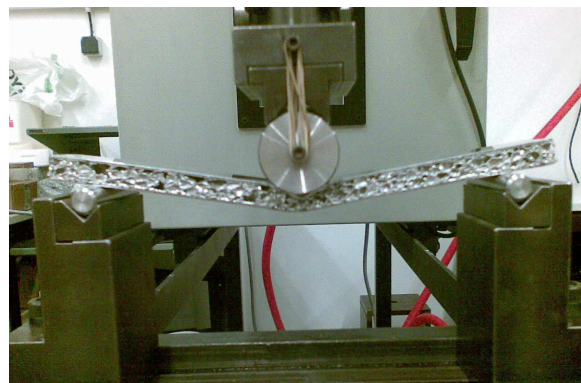


Figura 6.3 - Setup ensaio de flexão em três pontos - Punção 30 mm.

Em termos de deslocamento máximo de ensaio (d_{max}) foram considerados 3 diferentes, Tabela 6.1

Tabela 6.1 – Deslocamento máximo de ensaio (d_{max}).

Ensaio	d_{max} [mm]
#1	8
#2	3
#3	25
#4	25

As simulações numéricas deste ensaio foram realizadas usando software ABAQUS Standard e tendo como ponto de partida as geometrias dos provetes e das ferramentas usadas no ensaio, Figura 6.4.

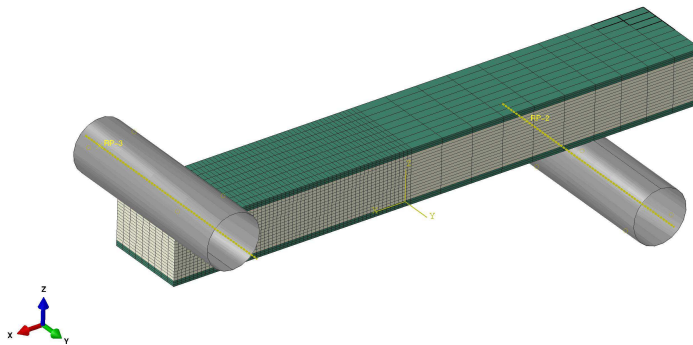


Figura 6.4 - Modelo numérico - Ensaio de flexão em três pontos.

A geometria dos provetes permite mais uma vez a utilização de planos de simetria na modelação numérica. Foram considerados dois planos de simetria, apenas 1/4 do provete real foi modelado. A malha é constituída por 15620 nós, com 3780 elementos do tipo C3D8I para a chapa de alumínio e 9450 elementos do tipo C3D8 para a espuma (Figura 6.4). O interface (adesivo) entre os dois materiais não foi modelado numericamente, as malhas foram apenas ligadas usando o comando *Tie disponível no Abaqus. O apoio e o punção que aplica a carga foram modelados como superfícies rígidas [3].

Em termos de leis constitutivas e parâmetros relativos à modelação numérica do ensaio foram usados em ambos os modelos critérios isotrópicos inicialmente apresentados nesta tese, bem como os parâmetros obtidos na caracterização da chapa das faces e espuma do núcleo.

Os resultados obtidos neste ensaio são apresentados no gráfico da Figura 6.5, pelas curvas força- deslocamento de cada provete.

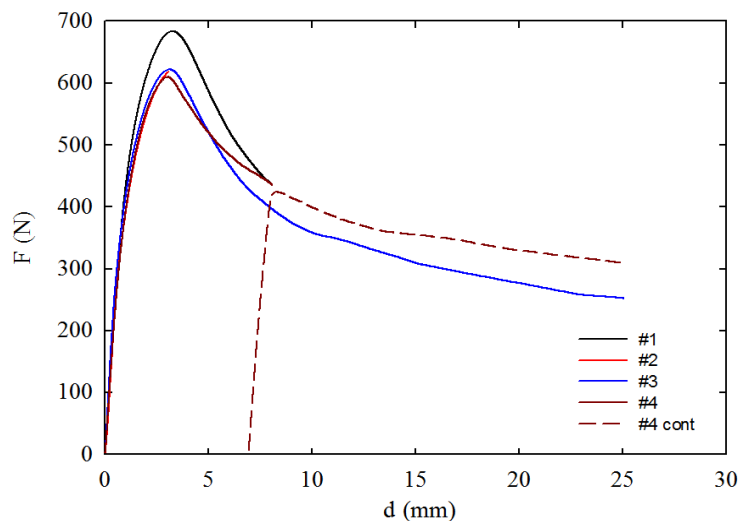


Figura 6.5 - Resultados experimentais - Ensaio de flexão em três pontos.

Analisando as curvas dos provetes #1, #3 e #4, nota-se que apresentam um andamento semelhante, inicialmente refletem um comportamento elástico do material até atingir o valor de força máxima, ponto a partir do qual ocorre a

cedência do compósito. No caso do provete #2 o deslocamento aplicado é um deslocamento relativamente pequeno, sem que ocorra a cedência da estrutura sandwich (Figura 6.6), no entanto este provete apresenta um comportamento elástico e um início de comportamento plástico coincidente com os restantes provetes. É visível também através do ensaio #4 que houve um encruamento maior do provete comparativamente com o registado no ensaio #3, após ter sido retirada e aplicada novamente a carga, o que se deve provavelmente à utilização de um punção de maiores dimensões. A utilização de um punção com 10 mm de diâmetro nos ensaios #1, #2, #3 e a utilização de um outro com 30 mm no ensaio #4, conduz a uma deformação semelhante muito localizada nos provetes, não apresentando estes fenómenos de separação de camadas visualmente perceptíveis.

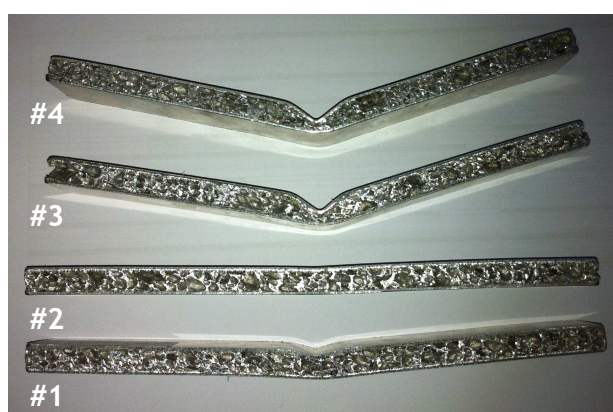


Figura 6.6 - Provetes ensaiados - Ensaio de flexão em três pontos.

Em termos de recuperação elástica, os valores obtidos para cada provete representam-se na Tabela 6.2.

Tabela 6.2 – Valores de recuperação elástica - Ensaio de flexão em três pontos.

Ensaio	d_{max} [mm]	$d_{Springback}$ [mm]	Δd [mm]
#1	8.00	6.88	1.12
#2	3.03	2.08	0.95
#3	25.05	22.87	2.18
#4	25.02	23.07	1.95

Os valores de retorno elástico obtidos tendem a aumentar com o aumento do deslocamento máximo de ensaio.

No caso do provete do ensaio #2 a recuperação elástica é cerca de um terço do deslocamento que lhe foi imposto, tendo em conta ainda que o deslocamento que lhe foi imposto é relativamente pequeno, a alteração da configuração inicial do provete é muito pequena, sendo praticamente impercetível alguma compactação do núcleo da sandwich (Figura 6.6).

No caso do ensaio #1, o provete já apresenta uma configuração final relativamente diferente da inicial, uma vez que o material só recupera praticamente

1 mm dos 8 mm de deslocamento que lhe foram impostos, sendo visível uma maior deformação não recuperada pela estrutura (deformação plástica), sendo também visível, já alguma compactação da espuma que constitui o núcleo (Figura 6.6).

Para os restantes provetes a componente da deformação plástica passa a ser muito superior à da componente elástica de cerca de 2 mm em 25 mm e a consequência disso é uma configuração final do provete muito diferente da inicial, com grande compactação do núcleo na zona de aplicação da carga (Figura 6.6).

Comparando os resultados experimentais e numéricos (Figura 6.7), as curvas obtidas numericamente, relativas aos dois diâmetros do punção, apresentam um andamento semelhante às curvas obtidas experimentalmente. Registando-se também numericamente o acompanhamento na diferença de encruamento registado entre a utilização do punção de 10 e 30 mm. No entanto é visível que nas curvas numéricas o atingir da força máxima ocorre ligeiramente antes da registada experimentalmente.

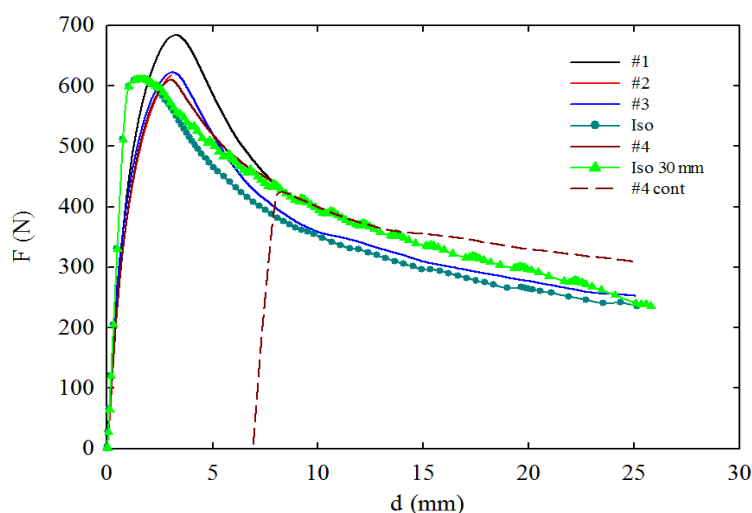


Figura 6.7 - Resultados experimentais - Numéricos - Ensaio de flexão em três pontos.

6.1.2 - Ensaio UCB

O ensaio de flexão cilíndrica UCB (unconstrained cylindrical Bending, Numisheet 2002 Benchmark Problem) é muito usado para avaliar o retorno elástico de várias ligas metálicas, como é também um ensaio frequentemente usado no estudo de conformação plástica de chapas pela sua simplicidade geometria (Figura 6.8) e por conduzir à obtenção de melhores resultados numéricos. Como é visível a configuração do ensaio é em todo semelhante ao ensaio anterior, mas é visível neste a utilização de uma matriz semicilíndrica, com um raio de 34 mm e dois raios de concordância de 15 mm. É também visível que o diâmetro do punção que aplica a carga é de 50 mm, bem como o comprimento L dos provetes usados é variável neste ensaio.

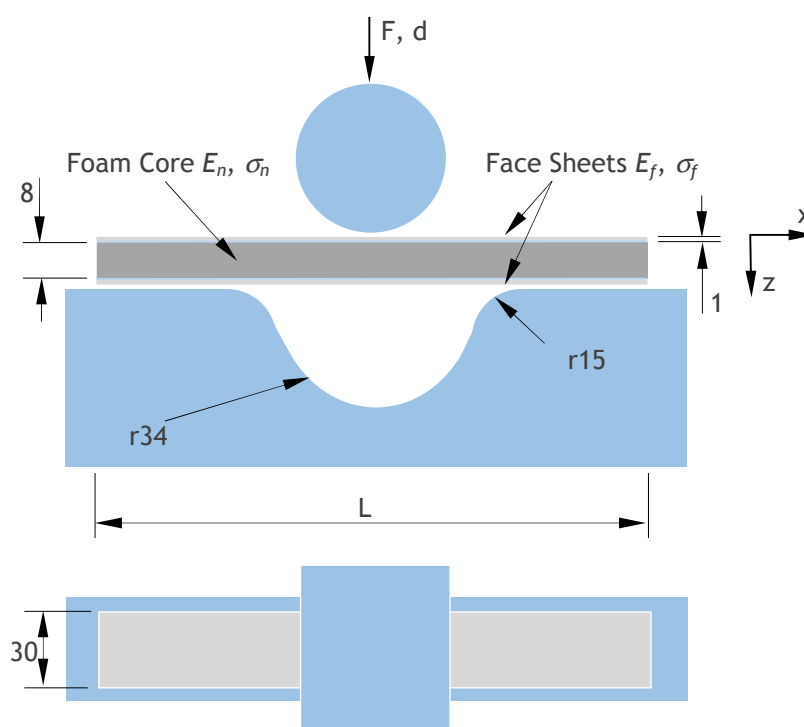


Figura 6.8 - Configuração do ensaio UCB.

A configuração deste tipo de ensaio provoca no provete ensaiado um outro tipo de estado de tensão, que ao contrário do que acontece no ensaio anterior permite identificar outros fenómenos que podem comprometer a integridade estrutural da sandwich, como por exemplo o caso da separação de camadas.

Para este ensaio foram realizados um conjunto de 8 ensaios, 6 usando provetes em que a direção de laminagem coincide com a direção dos provetes e 2 em que a direção de laminagem fazem um ângulo de 90° com a orientação dos provetes (Figura 6.9).

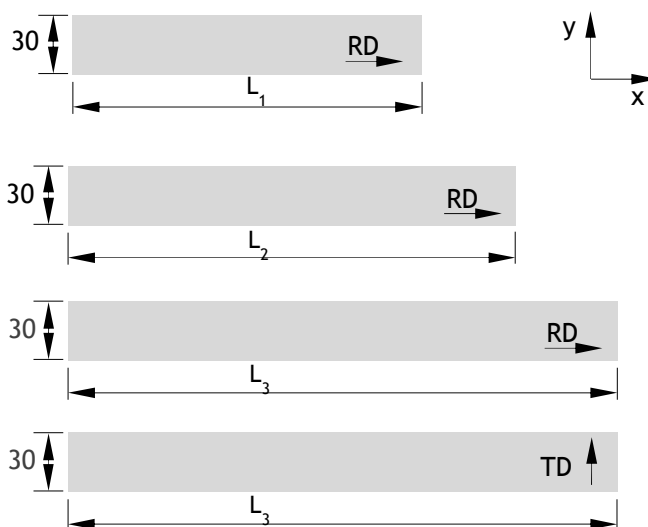


Figura 6.9 - Dimensão e orientação dos provetes - Ensaio UCB.

Destes 6 provetes na direção RD, 2 tinham comprimento L1 = 114 mm, 2 L2 = 167.5 mm, 2 L3 = 230 mm e os restante 2 na direção TD tinham ambos o mesmo comprimento L3 = 230 mm (Figura 6.10). Todos os provetes tinham a mesma largura, 30 mm.

Tabela 6.3 – Configuração dos provetes - Ensaio UCB.

Ensaio	Drir.	L [mm]	d_{max} [mm]
#1	RD	114	10
#2	RD	167.5	10
#3	RD	230	10
#4	RD	114	20
#5	RD	167.5	20
#6	RD	230	20
#7	TD	230	10
#8	TD	230	20

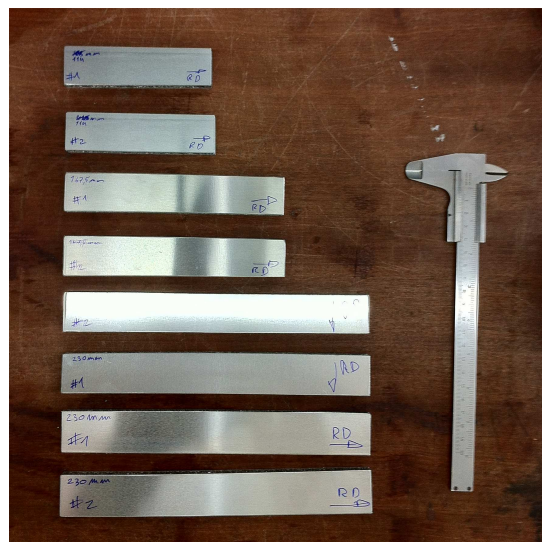


Figura 6.10 - Provetes - Ensaio UCB.

Nestes ensaios foram registados os valores de força e deslocamento a meio vão e foram também obtidos os valores de springback, tendo sido usados dois deslocamentos máximos de ensaio (d_{max}). A Figura 6.11 mostra a configuração dos ensaios realizados.

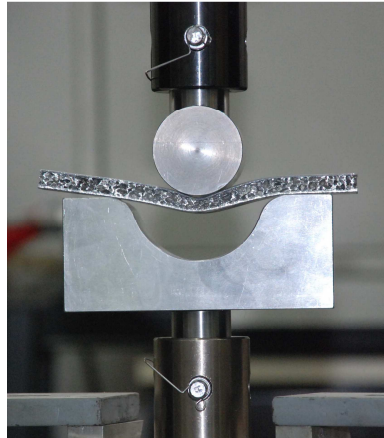
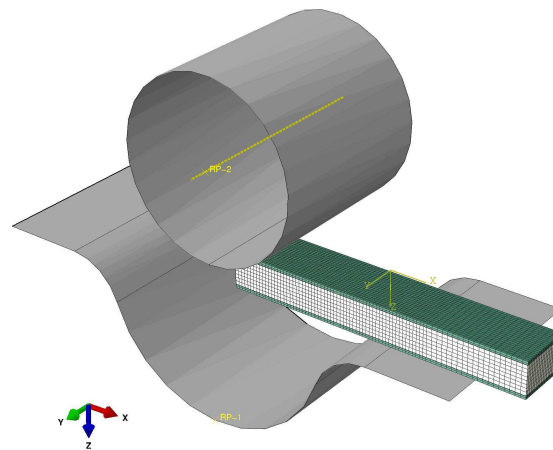
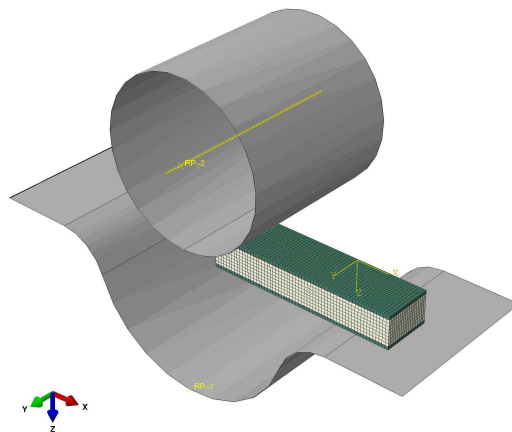


Figura 6.11 - Setup ensaio UCB.

Numericamente foram realizadas um conjunto de simulações deste ensaio, mais uma vez usando o software ABAQUS Standard e tendo em consideração as geometrias quer dos provetes quer das ferramentas. Na Figura 6.12 são apresentadas os modelos usados, considerando os três comprimentos dos provetes definidos para o ensaio experimental.



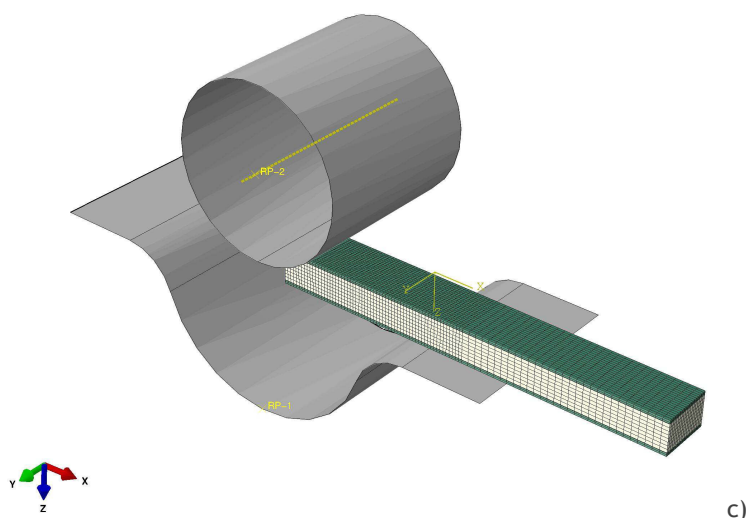


Figura 6.12 - Modelos numéricos - Ensaio de flexão em três pontos; a) $L_1 = 114$ mm, b) $L_2 = 167.5$ mm, c) $L_3 = 230$ mm.

A forma do provete permite mais uma vez a utilização de planos de simetria na modelação numérica. Foram considerados dois planos de simetria com as respetivas condições de simetria, ou seja, apenas 1/4 do provete real foi modelado. As ferramentas foram mais uma vez como superfícies rígidas.

A malha do ensaio com comprimento L_1 é constituída por 19215 nós e 16800 elementos. Destes 16800 elementos, 4800 são do tipo C3D8I para modelar as faces, 9600 do tipo C3D8 para modelar o núcleo e 2400 são do tipo COH3D8 para modelar o adesivo que une as faces ao núcleo (Figura 6.13).

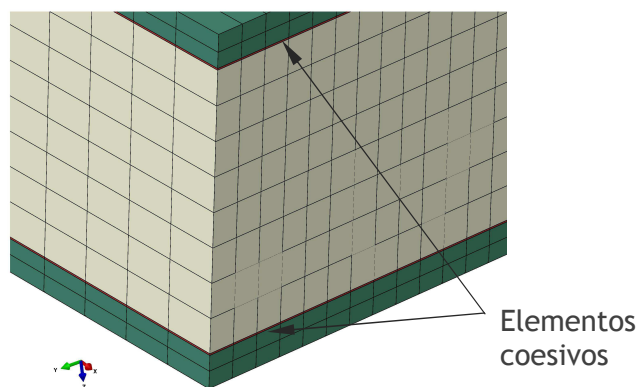


Figura 6.13 - Camadas de elementos coesivos.

Os elementos COH3D8 introduzidos nesta fase no modelo são elementos coesivos [4 - 5], que são dispostos em duas camadas, cada uma com 0.05 mm entre os dois materiais, representando assim numericamente o adesivo. O papel do adesivo é de extrema importância do ponto de vista de estabilidade estrutural da sandwich, pois é ele que estabelece a ligação entre os constituintes e pode ter um papel determinante na desintegração da estrutura.

Por sua vez a malha do ensaio com comprimento L_2 a malha é constituída por um total de 25200 nós e 22120 elementos. Dos 22120 elementos, 6320 são do tipo C3D8I para modelar as faces, 12640 do tipo C3D8 para modelar o núcleo e 3160 são do tipo COH3D8 para modelar o adesivo.

Por fim, para o ensaio com comprimento L_3 a malha é constituída por um total de 28665 nós e 25200 elementos, dos quais 7200 são do tipo C3D8I para modelar as faces, 14400 do tipo C3D8 modelar o núcleo e 3600 são do tipo COH3D8 para modelar o adesivo.

Em termos de leis constitutivas e parâmetros, na modelação numérica deste ensaio foram usados ambos os modelos com critérios isotrópicos inicialmente apresentados, bem como os parâmetros obtidos na caracterização da chapa das faces e espuma do núcleo. Nesta fase foi introduzida uma nova lei constitutiva, associada à inclusão nos modelos dos elementos coesivos, que se baseia nos modelos de dano. Esta lei constitutiva, especificamente formulada para a separação de camadas é denominada: “Damage for Traction Separation Laws” [6 - 9], servindo-se ainda de um critério “Maxs Damage” [10 - 11], ambos já implementada no ABAQUS [3]. A Lei constitutiva aplicada aos elementos coesivos assume-se linear elástica, enquanto o critério não registar a ocorrência de dano, após a ocorrência de dano o modelo assume que a falha dos elementos é caracterizada por uma degradação progressiva da rigidez do material.

Em termos de propriedades foram solicitadas ao fornecer da estrutura sandwich as respetivas constantes do adesivo usado na união das duas estruturas, sendo que as propriedades fornecidas não foram suficientes para satisfazer todos os campos de entrada do modelo, com a impossibilidade da realização de ensaios para a obtenção experimental desses parâmetros, foram usados parâmetros de um adesivo genérico, usado num exemplo de um apresentado no manual do ABAQUS, que liga as diferentes camadas de um laminado.

As propriedades elásticas módulo de Young $E = 2000$ MPa e coeficiente de Poisson $\nu = 0,33$. As “failure stresses of the interface layers” são assumidas como sendo 50 MPa e as energias de fratura nas diferentes direções são de igual valor $G = 4.0$ N/mm, uma vez que se trata de um modelo isotrópico [3].

Foram simulados um conjunto de 3 modelos, considerando a direção de laminagem coincide com a direção dos provetes e 1 modelo em que a direção de laminagem fazem um angulo de 90° com a orientação dos provetes.

Em termos de resultados experimentais, na Figura 6.14 são apresentados os provetes ensaiados



Figura 6.14 - Provetes ensaiados - Ensaio UCB.

Numa primeira análise meramente visual é possível observar que os provetes não apresentam uma deformada que siga uma determinada tendência, ou seja a cedência do compósito é aleatória. Tal facto pode ser explicado pela irregularidade estrutural da espuma do núcleo, uma vez que, aparentemente a cedência da estrutura sandwich ocorre em zonas onde a espuma apresenta células com vazios de maiores dimensões. Esta hipótese pode ajudar a explicar algumas das diferenças nos valores de força registados nos três provetes ensaiados para um deslocamento máximo de 10 mm, apresentados na Figura 6.15.

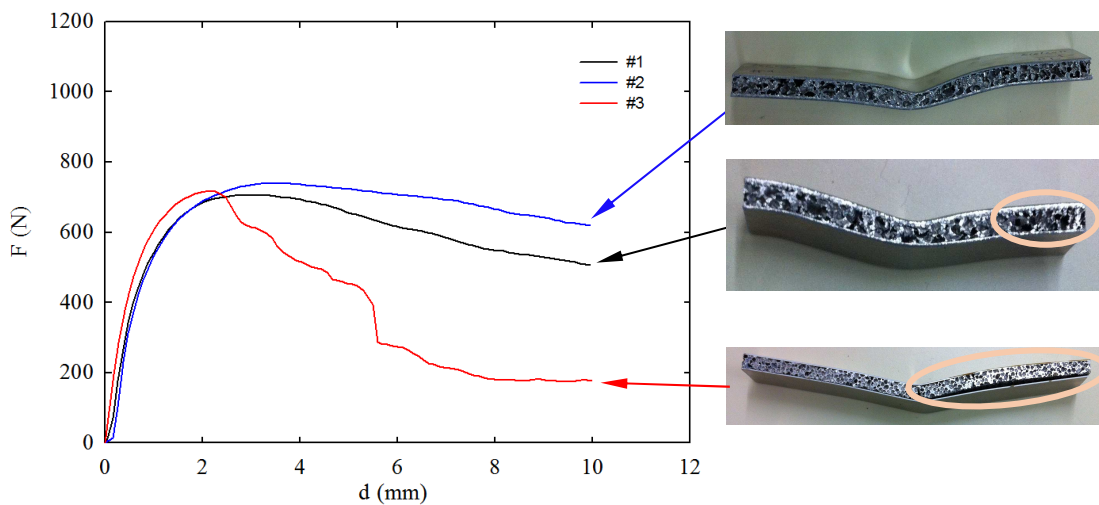


Figura 6.15 - Ensaio UCB, RD - $d_{max} = 10$ mm.

Analisando as curvas dos ensaios #1 e #2, ambas apresentam andamentos semelhantes, mas divergindo em termos de valores de força registados. Tal facto pode ser explicado numa primeira fase pela diferença de comprimento entre os provetes, ou pela existência de maiores “vazios” de material na estrutura da espuma no provete do ensaio #1 comparativamente ao provete do ensaio #2.

Em termos estruturais um fenómeno que pode comprometer o desempenho de uma sandwich deste tipo é a ocorrência de uma separação de camadas. Fenómeno que é claramente visível no provete do ensaio #3 (Figura 6.15), a falha adesiva registada levou à separação entre uma das faces e o núcleo explica a queda acentuada nos valores da força registados na curva deste ensaio.

Relativamente aos resultados de força - deslocamento dos ensaios aos quais foi aplicado um deslocamento máximo de 20 mm, sendo que esse deslocamento foi aplicado a 3 provetes com os mesmos comprimentos dos resultados anteriormente analisados, são apresentados de seguida no gráfico da Figura 6.16.

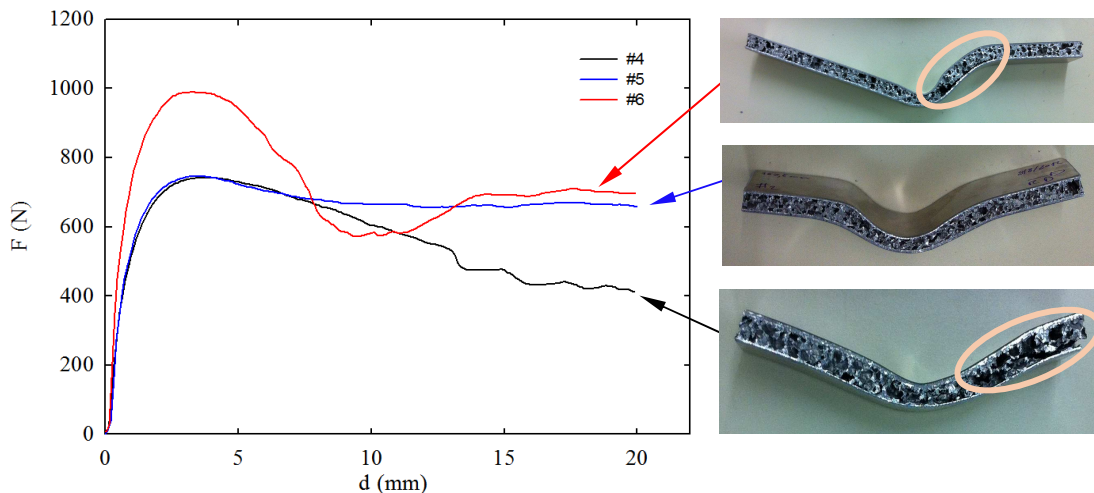


Figura 6.16 - Ensaio UCB, RD - $d_{max} = 20$ mm.

Observando as curvas obtidas e comparando estes resultados com anteriores, uma vez que estes ensaios podem ser entendidos como uma continuação dos anteriores, pois todo o setup se matem apenas é aplicado um deslocamento duas vezes maior, é visível que as curvas dos provetes #4 e #5 seguem a mesma tendência registada nos ensaios anteriores. No entanto nestes ensaios, os valores de força mantem-se praticamente iguais até a um deslocamento muito superior ao que acontece para 10 mm, independentemente do comprimento dos provetes, só começando a existir uma diminuição nos valores de força da curva do ensaio #4, devido ao início da desagregação entre o núcleo e as faces deste provete, algo que não acontece no caso do provete do ensaio #5 de maior comprimento, que mantém os valores de força quase constantes com o aumento do deslocamento.

Relativamente à curva obtida para o ensaio #6 apresenta o maior valor de força máxima registado em todos os ensaios, sendo que após esse pico acontece uma

queda acentuada da mesma força, talvez provocada pela separação de uma das faces do núcleo que não apresenta grandes “vazios” de material.

Por fim as curvas força deslocamento dos provetes que fazem 90° com a direção de laminagem são apresentadas no gráfico da Figura 6.17

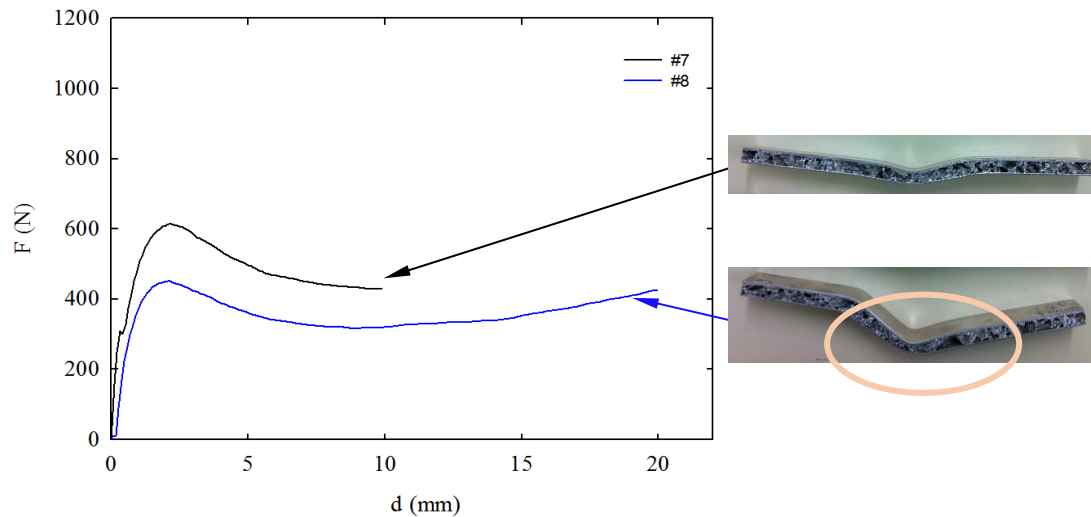


Figura 6.17 - Ensaio UCB, TD - #7, #8.

As curvas obtidas apresentam um andamento semelhante as que foram obtidas para os restantes ensaios já apresentados, neste caso sem grandes quebras instantâneas no valor de força, no entanto é visível alguma discrepância na ordem de grandeza dos valores da força registrados para ambos os ensaios. Dado que os provetes são de igual comprimento e de igual orientação, esta diferença pode ser explicada recorrendo à hipótese que relaciona a existência de maiores vazios na estrutura da espuma com a menor capacidade de suportar valores de carga maiores, como é visualmente perceptível pela heterogeneidade do núcleo do provete do ensaio #8 comparativamente ao do ensaio #7.

Em termos de retorno elástico da estrutura sandwich para este ensaio os valores obtidos são apresentados na Tabela 6.4

Tabela 6.4 – Retorno elástico da estrutura - Ensaio UCB.

Ensaio	d_{max} [mm]	$d_{Springback}$ [mm]	Δd [mm]
#1	10.10	8.95	1.15
#2	10.10	9.13	0.97
#3	10.12	7.69	2.43
#4	20.07	17.69	2.38
#5	20.14	18.41	1.73
#6	20.09	18.14	1.95
#7	10.06	8.43	1.63
#8	20.11	17.25	2.86

Analisando os valores de retorno elástico obtidos, é visível que nos ensaios onde não houve desagregação da estrutura sandwich, como por exemplo nos ensaios #2, #5 e #7 os valores de retorno elástico são menores, ou seja maior estabilidade estrutural leva a uma menor recuperação elástica da estrutura.

Nos ensaios onde ocorreu separação de camadas nos provetes, por exemplo nos ensaios #1 e #3 quando comparados com o ensaio #2 onde não ocorreu separação, a recuperação elástica da estrutura é maior e é tanto maior quanto maior é o comprimento do provete. O mesmo se verifica nos ensaios #4 e #6, quando comparados com ensaio o ensaio #4, onde não houve separação de camadas.

Em termos de resultados numéricos obtidos, serão apresentados em seguida comparando cada conjunto de 2 provetes com o mesmo comprimento ensaiado experimentalmente com os respectivos resultados numéricos obtidos. Estes resultados numéricos são compostos por duas curvas numéricas, uma curva relativa à simulação do ensaio sem introdução dos elementos coesivos e uma outra usando uma malha com elementos coesivos.

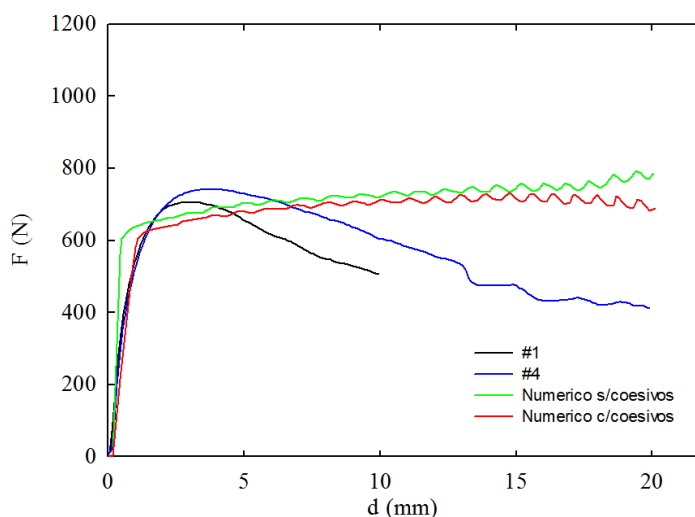


Figura 6.18 - Resultados - Ensaio UCB $L_1 = 114$ mm.

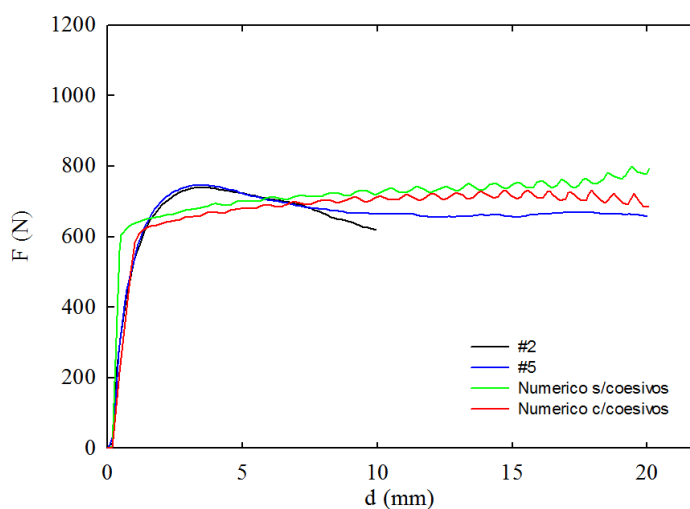


Figura 6.19 - Resultados - Ensaio UCB $L_2 = 167.5$ mm.

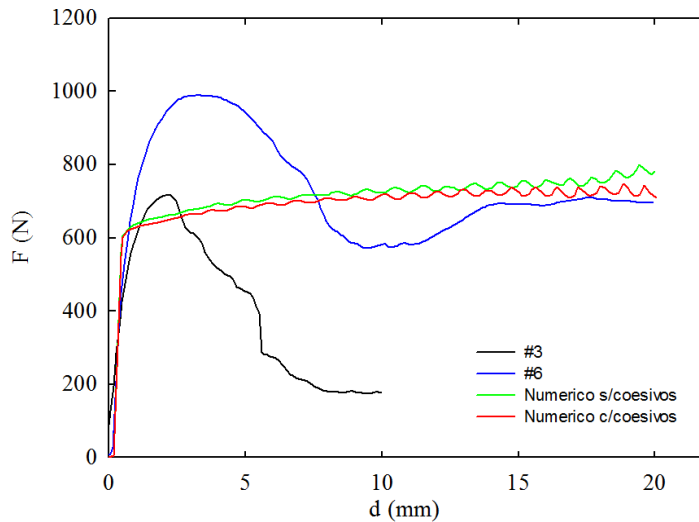


Figura 6.20 - Resultados - Ensaio UCB $L_3 = 230$ mm.

Analisando os gráficos obtidos é visível que a curva do modelo numérico com elementos coesivos aproxima melhor de uma forma geral em todos os ensaios, principalmente na parte inicial onde a estrutura sandwich se comporta de maneira elástica. No entanto após esta fase inicial de boa de aproximação entre as curvas numéricas e experimentais, a aproximação entre os dois resultados passa a ser menos boa. Importa neste ponto então distinguir duas situações distintas, a primeira é a que diz respeito à incapacidade do modelo acompanhar o pico onde é registada a força máxima experimentalmente, sendo que desse ponto de vista a melhoria dos resultados passa por rever a conceção do próprio modelo aplicado a um material com características mecânicas tão específicas como são os adesivos, bem como pela obtenção correta das propriedades mecânicas do próprio adesivo, que por sair fora do âmbito desta tese não foi possível determinar.

A segunda situação que convém esclarecer, pela aparente divergência entre as curvas dos dois tipos de resultados obtidos logo após o atingir da força máxima nos gráficos dos comprimentos L_1 e L_3 , é o facto de a cedência da estrutura sandwich que ocorre experimentalmente, conduzindo a uma queda instantânea dos valores de força nas curvas experimentais, sendo essa cedência aleatória como já foi dito anteriormente e dependente dos “vazios” da espuma do núcleo, faz com que o modelo numérico não consiga seguir as curvas experimentais (Figura 6.18, Figura 6.20). Não sendo este um problema de formulação do próprio modelo, mas sim um problema resultante da aleatoriedade de cedência do material. É ainda visível que nos ensaios onde a integridade do compósito se manteve, Figura 6.19 (comprimentos L_2) os resultados numéricos conseguem registar uma boa aproximação aos resultados experimentais.

6.2 - Ensaio com Punção Esférico

A realização do ensaio com penetração de punção Esférico desta estrutura sandwich teve como base, numa fase inicial uma aproximação conceptual às curvas

FLD (curvas limite de formabilidade), que é muito usada para chapas finas. Estas são definidas através de um ensaio denominado por Nakajima. Esse ensaio é descrito tal como mostra a Figura 6.21, como sendo um punção esférico que aplica um deslocamento/força em provetes com dimensões variáveis. Neste ensaio é imposto pelo punção de diâmetro r um deslocamento d a um provete de dimensões variáveis, de espessura nominal t e que provoca um deslocamento h da superfície livre.

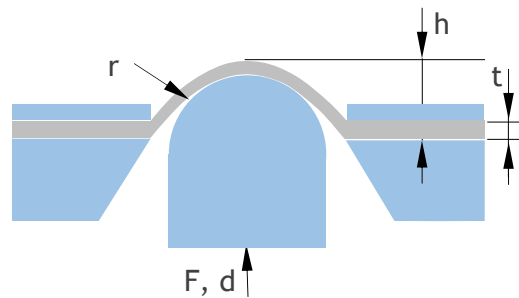


Figura 6.21 - Ensaio Nakajima.

Os provetes usados por este ensaio têm um comprimento variável, ou seja são usados um conjunto de 7 provetes, como mostra a Figura 6.22.



Figura 6.22 - Provetes do ensaio Nakajima.

No entanto, com a realização de alguns ensaios preliminares, rapidamente se percebeu que a aplicação deste procedimento à estrutura sandwich estudada, que não uma chapa fina não conseguiria produzir resultados que levassem à obtenção das curvas FLD. Foi neste ponto que foi experimentado um procedimento alternativo, tendo como bases alguns dos princípios do ensaio Nakajima mas que possibilite o estudo da formabilidade da estrutura sandwich em causa.

O procedimento usado nesta tese é em todo semelhante ao do ensaio Nakajima a diferença está na forma e na quantidade de provetes usados. Neste ensaio foram considerados 4 provetes de comprimento variável, com o comprimento do primeiro provete a ser de 25 mm, 50 mm, 75 mm e 150 mm, Figura 6.23.

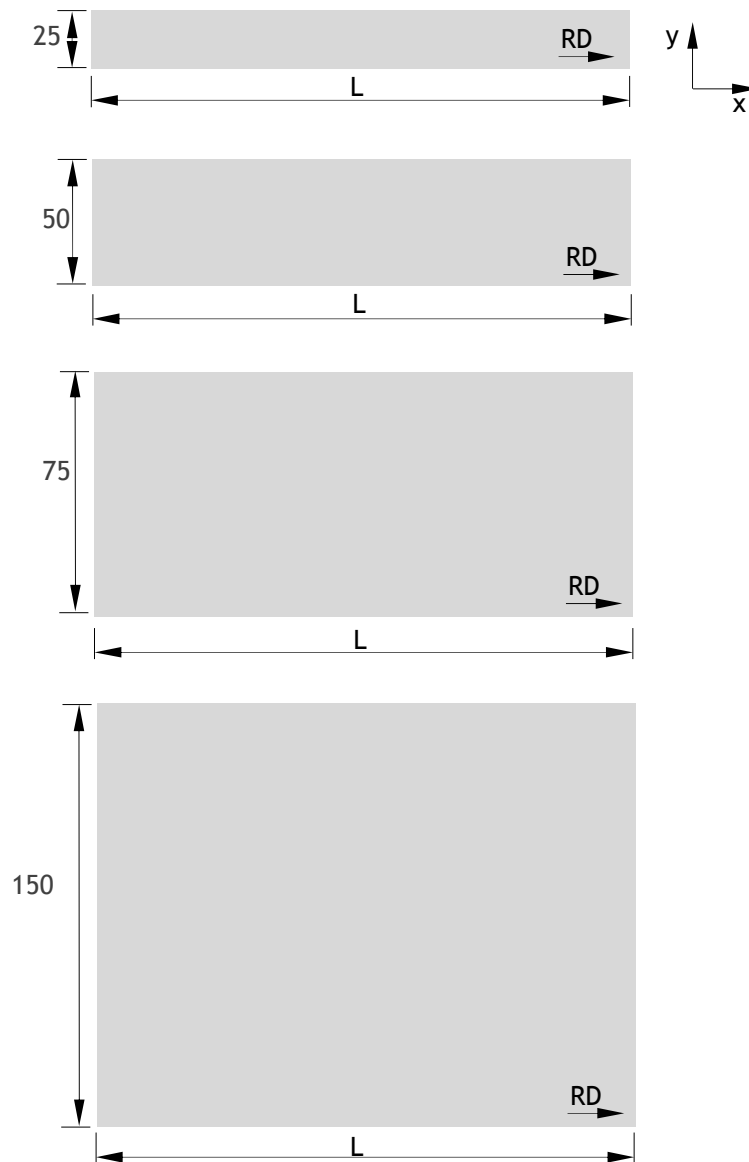


Figura 6.23 - Provetes - Ensaio com punção Esférico

De seguida será descrito este ensaio mais ao pormenor, ferramentas, procedimentos, provetes, etc.

Experimentalmente foi necessário desenvolver uma vez mais ferramentas que possibilitem a realização do ensaio. Nestes ensaios foi desenvolvido um cerra-chapas capaz de “fixar” uma estrutura como é a sandwich estudada, com maior espessura quando comparadas com as chapas finas para as quais a máquina de ensaio foi desenvolvida. Assim sendo este ensaio usa uma matriz circular como mostra a Figura 6.24, com um raio de concordância de 8 mm.

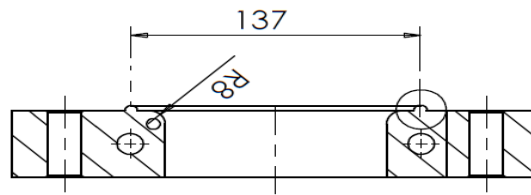


Figura 6.24 - Matriz - Ensaio com punção Esférico.

Já o cerra-chapas tem as dimensões apresentadas na Figura 6.25.

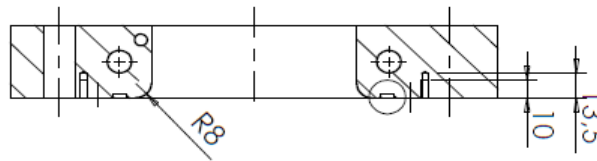


Figura 6.25 - Cerra-chapas - Ensaio com punção Esférico.

Tendo o punção um raio de 50 mm na parte semiesférica como mostra na Figura 6.26.

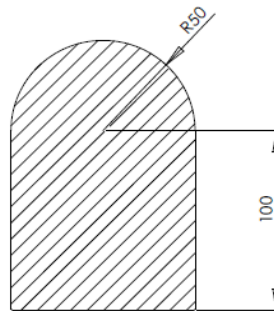


Figura 6.26 - Punção - Ensaio com punção Esférico.

Dos vários provetes ensaiados (Figura 6.27) foram seccionados 4, com o comprimento de 25 mm, 50 mm, 75 mm e 150 mm, por apresentarem melhores resultados

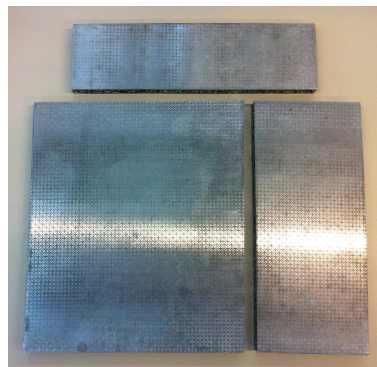


Figura 6.27 - Provetes usados Experimentalmente.

Em 3 provetes dos 4 ensaios considerados (os 3 maiores dimensões) foi aplicada na própria superfície das faces exteriores uma grelha de referência (Figura 6.28),

que permitirá posteriormente quantificar localmente a deformação registrada em algumas zonas dos provetes ensaios.

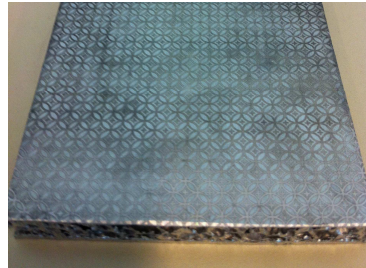


Figura 6.28 - Provetes com grelha de referência.

Foi aplicado lubrificante com esponja, distribuindo-o por uma camada uniforme ao longo da chapa, para reduzir o atrito entre as superfícies, Figura 6.29.



Figura 6.29 - Método de lubrificação.

Por fim os provetes foram colocados na máquina, o cerra-chapas fechado e o punção vai aplicado de forma incremental valores de força - deslocamento, sendo registados esses mesmos valores aplicados ao punção, Figura 6.30.



Figura 6.30 - Configuração das Ferramentas e esboço no ensaio experimental de punção esférica.

Posteriormente ao ensaio a deformação final é obtida na face superior do provete através da grelha impressa nessa mesma superfície.

Numericamente e à semelhança dos outros ensaios realizados nesta tese, este ensaio foi também simulado. Mais uma vez foi usado usando o Abaqus standard [3] e tendo em consideração as geometrias quer dos provetes quer das ferramentas. Na Figura 6.31 são apresentadas os modelos usados, considerando os 4 provetes considerados no ensaio experimental.

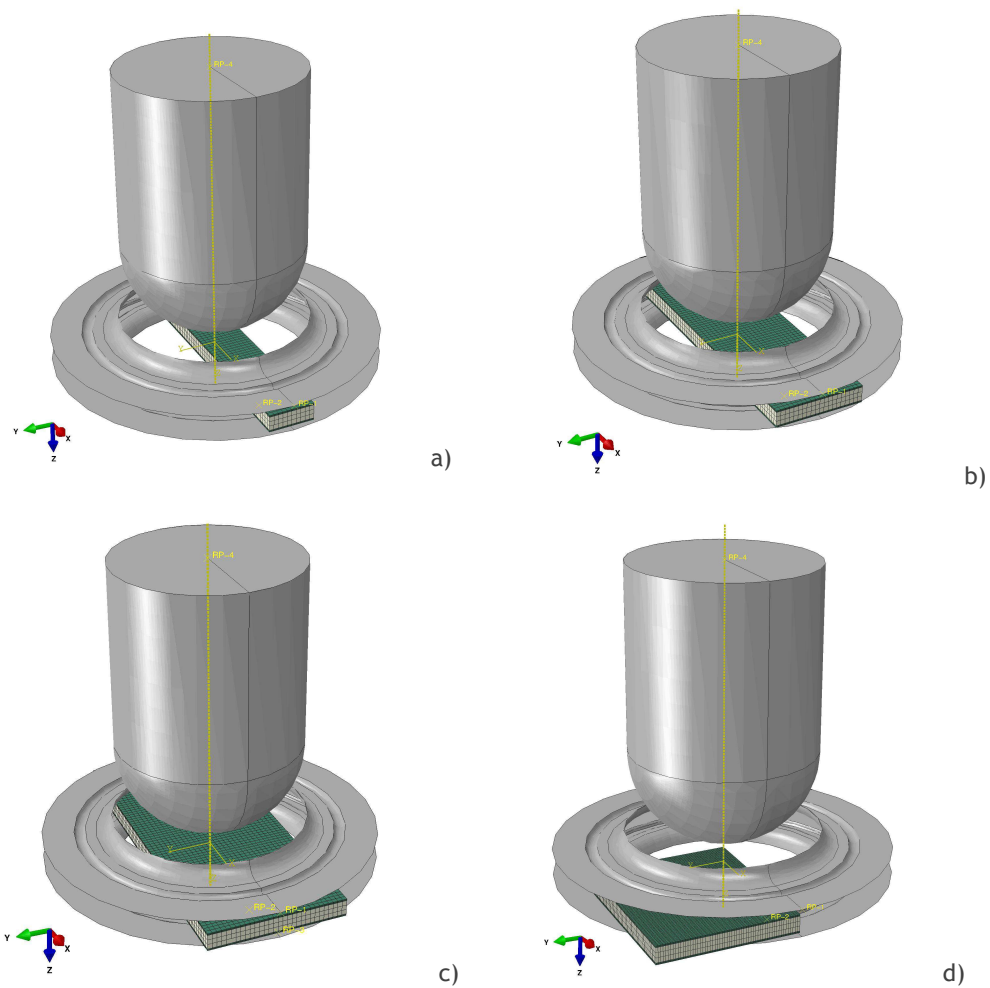


Figura 6.31 - Ensaio com punção Esférico - Modelos numéricos; a) $C_1 = 25$ mm, b) $C_2 = 50$ mm, c) $C_3 = 75$ mm, $C_4 = 150$ mm.

O modelo usado na simulação utiliza as ferramentas definidas como superfícies rígidas, com as correspondentes ferramentas do ensaio experimental. Em termos de malhas a simulação do ensaio com comprimento $C_1 = 25$ mm é constituída por 6688 nós e 5250 elementos, destes 6688 elementos, 3000 são do tipo C3D8I para modelar as faces, 2250 do tipo C3D8 para modelar o núcleo.

A malha da simulação do ensaio com comprimento $C_2 = 50$ mm é constituída por um total de 12768 nós e 10500 elementos, sendo 6000 do tipo C3D8I para modelar as faces, 4500 do tipo C3D8 para modelar o núcleo.

Para a simulação do ensaio com comprimento $C_3 = 75$ mm a malha é constituída por um total de 18848 nós e 15750 elementos, dos quais 9000 são do tipo C3D8I para modelar as faces, 6750 do tipo C3D8 modelar o núcleo.

Por fim para a simulação do ensaio com comprimento $C_4 = 150$ mm a malha é constituída por um total de 39528 nós e 33600 elementos, com 19200 são do tipo C3D8I para modelar as faces e 14400 do tipo C3D8 modelar o núcleo. Nesta simulação foram considerados dois planos de simetria com as respectivas condições de simetria.

Em termos de leis constitutivas e parâmetros, na modelação numérica deste ensaio foram usados ambos os modelos com critérios isotrópicos inicialmente apresentados, em conjunto com os parâmetros obtidos na caracterização da chapa das faces e espuma do núcleo. A interface (adesivo) entre os dois materiais não foi considerado nestas simulações, as malhas foram apenas ligadas usando o comando *Tie [3].

Foi ainda simulado o processo de amarração do provete pelo cerra-chapas com um step inicial.

Relativamente aos resultados deste ensaio foram obtidas as curvas força deslocamento do punção, bem como foram recolhidas as deformações na vizinhança das zonas de rotura. Na Figura 6.32 são apresentados os provetes ensaiados.



Figura 6.32 - Provetes ensaiados - Ensaio com punção Esférico.

É visível que em 3 dos 4 provetes ensaiados ocorreu uma rotura na zona de amarração, fenómeno mais conhecido por “draw bead”. No outro provete, onde não foi verificado este fenómeno, ocorreu a fissuração do material na zona onde o material sofreu maior deslocamento relativamente ao plano da face.

Em termos dos valores de força - deslocamento do punção obtidos em cada ensaio, são apresentados na no gráfico da Figura 6.33.

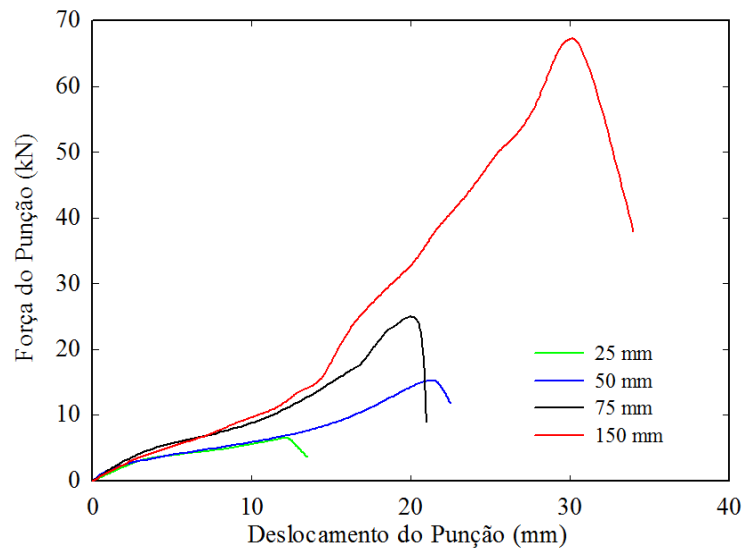


Figura 6.33 - Curvas força - deslocamento - Ensaio com punção Esférico.

Analisando as curvas é visível que nos ensaios onde ocorreu “draw bead”, regista-se uma queda instantânea dos valores de força para valores de deslocamento relativamente pequenos, típico deste fenómeno. Tal é justificado pela rutura precoce do material, provocada pela concentração de tensões resultante da ação do cerra-chapas no material da estrutura sandwich. No entanto é visível que todas as curvas têm um andamento semelhante.

Relativamente ao provete onde não ocorreu “draw bead”, a rutura do material foi provocada pela força exercida do punção, sendo que o material foi levando ao seu limite da sua resistência mecânica, provocando a fissuração do mesmo pelo estado de tensão instalado. Ou seja, na procura para definir um limite para o qual o material pode ser deformado sem que exista rutura foi analisada a deformação sofrida pelo material na registada na vizinhança da fissura.

A deformação na vizinhança das fissuras, uma vez que são visíveis duas fissuras perpendiculares entre si na Figura 6.34, é obtida recorrendo à análise da grelha impressa no material.

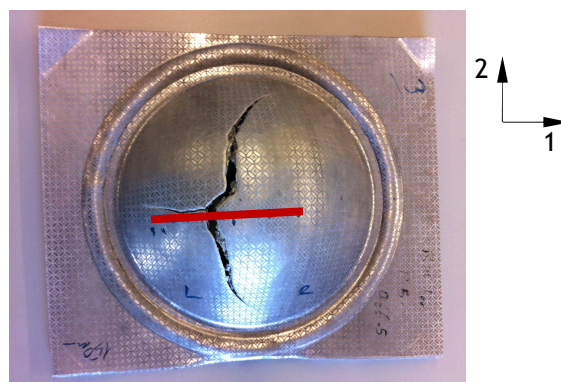


Figura 6.34 - Provette 150 mm - Ensaio com punção Esférico.

Esta grelha é composta por um padrão de circunferências que inicialmente tem um diâmetro l_0 conhecido de 5 mm e que com a deformação do material vai variar segundo as duas direções consideradas passando a ser l_1 e l_2 Figura 6.35.

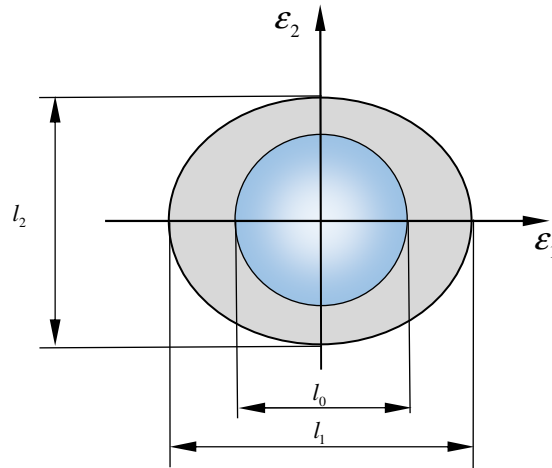


Figura 6.35 - Elemento padrão da grelha usada.

Como é visível na Figura 6.34 foram consideradas 5 circunferências numa mesma linha à esquerda e à direita da fissura com maior dimensão. Foram medidos e registados na Tabela 6.5 os comprimentos l_1 e l_2 apresentados. Com os valores de l_1 e l_2 , é possível calcular ϵ_1 e ϵ_2 através das expressões (6.25) e (6.26).

$$\epsilon_1 = \ln \frac{l_1}{l_0} \quad (6.25)$$

$$\epsilon_2 = \ln \frac{l_2}{l_0} \quad (6.26)$$

Tabela 6.5 – Comprimentos de referência - Cálculo da deformação.

n	x_c (mm)	l_1 (mm)	l_2 (mm)	ϵ_1	ϵ_2
1R	7.562	6.015	5.66	0.185	0.124
2R	5.909	5.875	5.636	0.161	0.120
3R	5.836	5.698	5.658	0.131	0.124
4R	5.923	5.793	5.632	0.147	0.119
5R	5.767	5.811	5.561	0.150	0.106
1L	6.994	5.984	5.625	0.180	0.118
2L	5.91	5.825	5.623	0.153	0.117
3L	6.005	5.819	5.542	0.152	0.103
4L	5.924	5.522	5.312	0.099	0.061
5L	5.477	5.377	5.246	0.073	0.048

A deformação dos 10 pontos considerados é representada no gráfico da Figura 6.36, sendo que 5 são pontos à esquerda da fissura e 5 são direita. Tendo sido aproximados esses pontos por regressão cubica apresentada no gráfico.

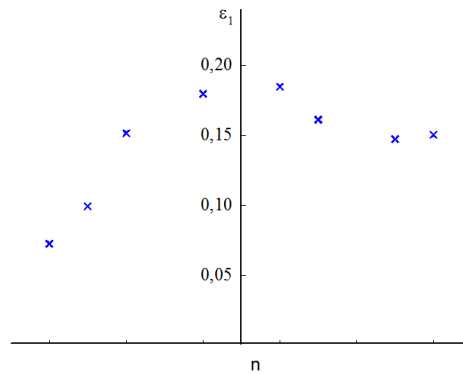


Figura 6.36 - Pontos de deformação - direção 1.

Analisado o gráfico é visível que os pontos mais próximos da fissura tanto à esquerda como à direita apresentam a maior deformação. Sendo estes dois pontos condignos à zona onde ocorreu a rotura do material, pode então definir-se que a sua deformação, aproximadamente 0.185 é o valor limite de deformação suportável pelo material sem que não ocorra rutura segundo a direção 1.

Análise semelhante foi feita para a direção 2, como é visível no gráfico da Figura 6.37.

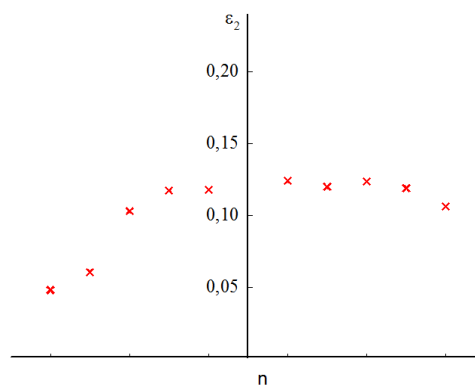


Figura 6.37 - Pontos de deformação - direção 2.

Na direção 2, o ponto imediatamente a seguir à zona onde ocorreu a rotura do material à direita apresenta maior deformação, cerca de 0.124. Segundo esta direção é também visível que os pontos com maior deformação são os mais próximos do centro da calote esférica do provete, ou seja à direita, podendo o aparecimento da fissura de menores dimensões na parte esquerda ter influenciado os menores valores de deformação registados.

Comparando as duas curvas de tendência de ambas as direções (Figura 6.38), é claramente visível a diferença em termos de andamento e valores de deformação registados entre as duas.

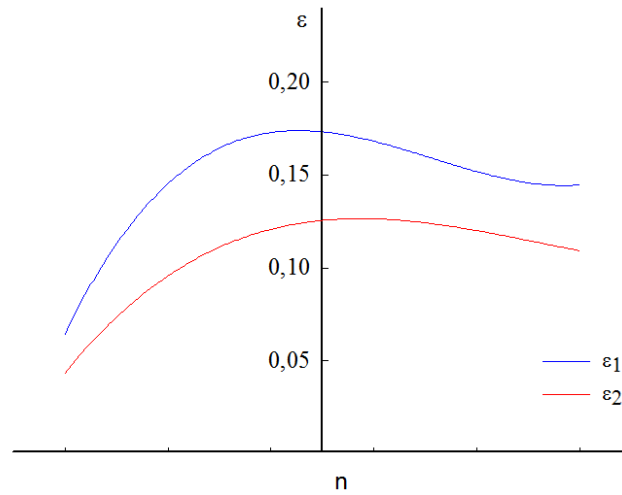


Figura 6.38 - Comparação de deformações nas duas direções.

Em termos de resultados numéricos os valores de força-deslocamento do punção obtidos foram comparados com os obtidos experimentalmente, Figuras seguintes.

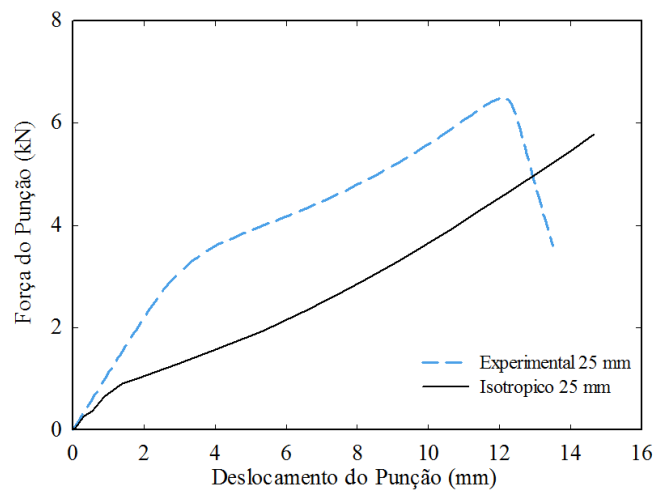


Figura 6.39 - Comparação dos resultados numéricos e experimentais dos valores força-deslocamento - 25 mm.

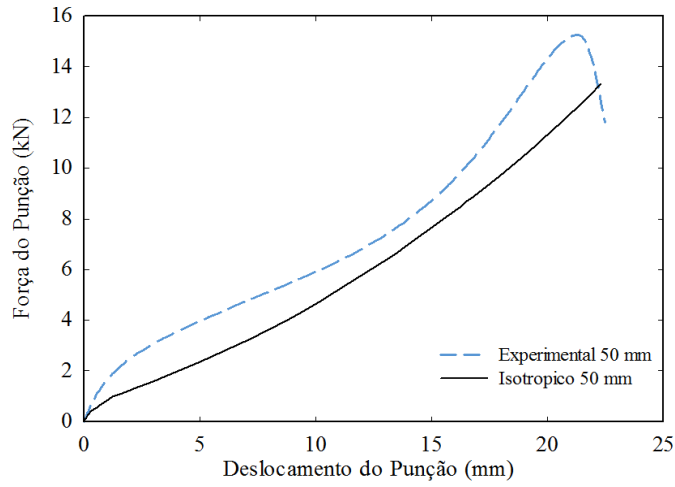


Figura 6.40 - Comparação dos resultados numéricos e experimentais dos valores força deslocamento - 50 mm.

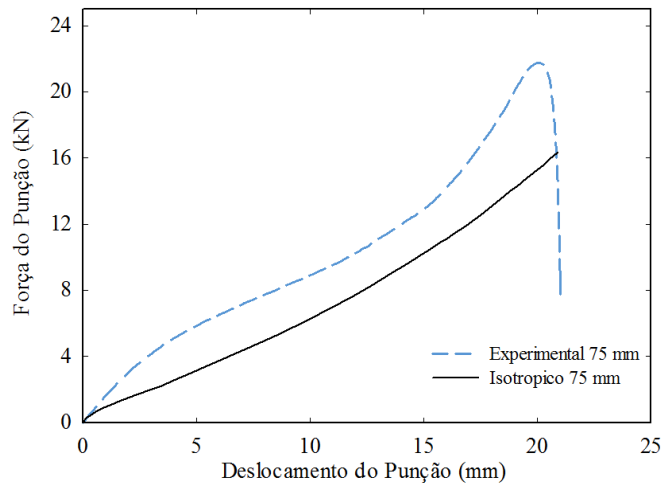


Figura 6.41 - Comparação dos resultados numéricos e experimentais dos valores força deslocamento - 75 mm.

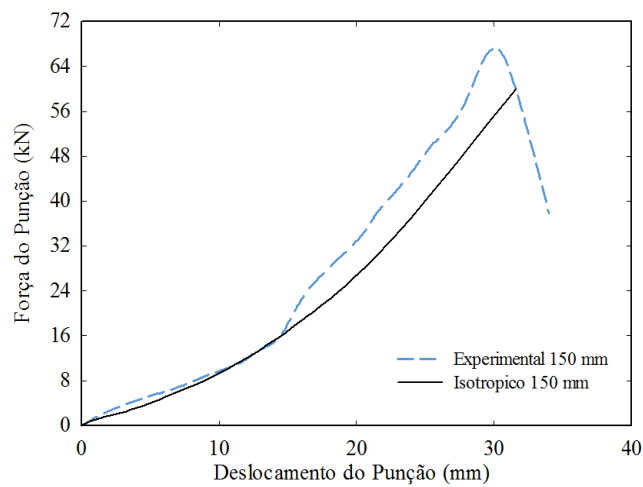


Figura 6.42 - - Comparação dos resultados numéricos e experimentais dos valores força deslocamento - 150 mm.

É visível que as curvas numéricas tendem a seguir as curvas experimentais, no entanto é visível que em todos os gráficos há uma diferença entre as duas curvas. Comparando os valores de força máxima obtidos numericamente com os valores obtidos experimentalmente (Tabela 6.6)

Tabela 6.6 – Força máxima Numérico - Experimental.

Provete	F_{max}	
	Experimental [kN]	Experimental [mm]
25×175	6.3	11.5
50×175	15.1	21.5
75×175	21.8	20.5
150×175	66.7	30.5

Em termos de deformação numericamente os modelos conseguem prever aquilo que aconteceu por fenómenos de fratura devido à concentração de tensões na zona de contacto entre o cerra-chapas com o provete. Tal como visível nas Figuras 6.43, 6.44 e 6.45 a ocorrência de “draw bead” deve-se ao elevado valor de tensão registado na zona de amarração.

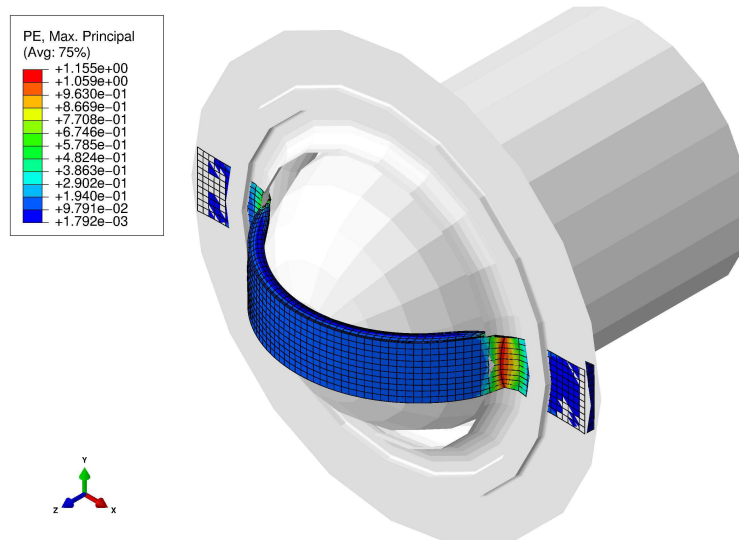


Figura 6.43 - Localização da maior deformação no provete de 25 mm.

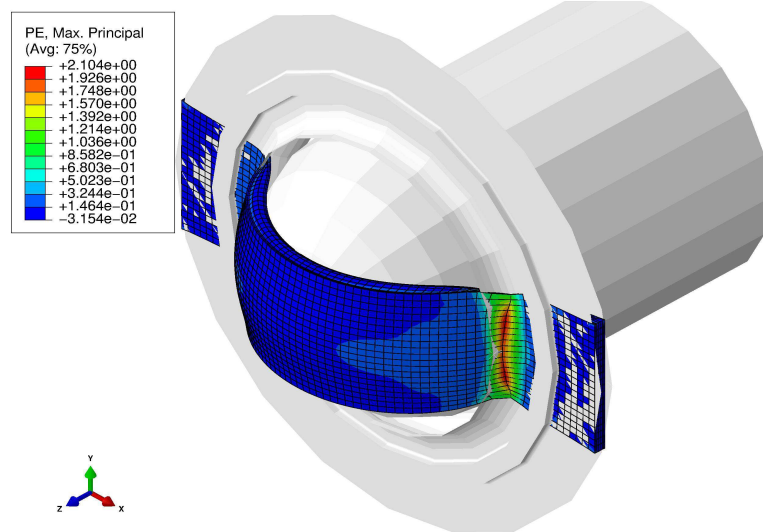


Figura 6.44 - Localização da maior deformação no provete de 50 mm.

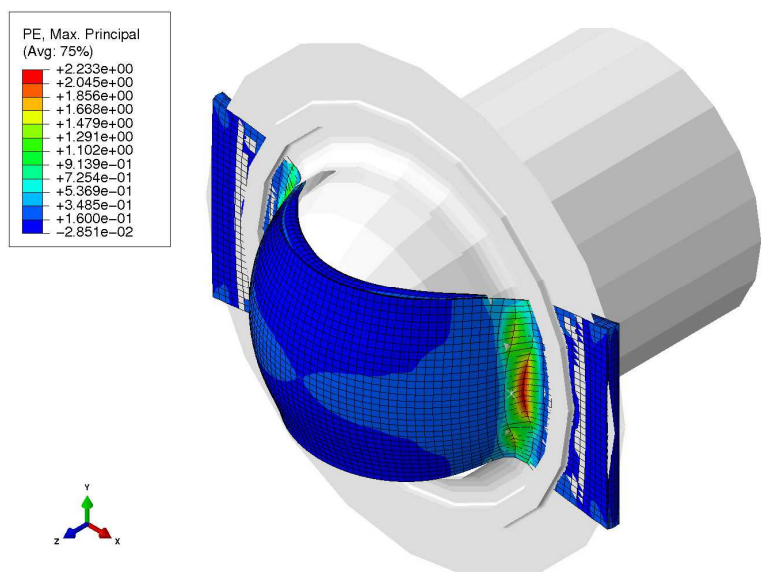


Figura 6.45 - Localização da maior deformação no provete de 75 mm.

Situação diferente aconteceu no caso do ensaio com o provete de maiores dimensões, no qual a rutura do material aconteceu na calote esférica provocada pela ação de penetração do punção durante o ensaio e que origina nessa zona maior deformação, tal como também o modelo numérico consegue prever (Figura 6.46).

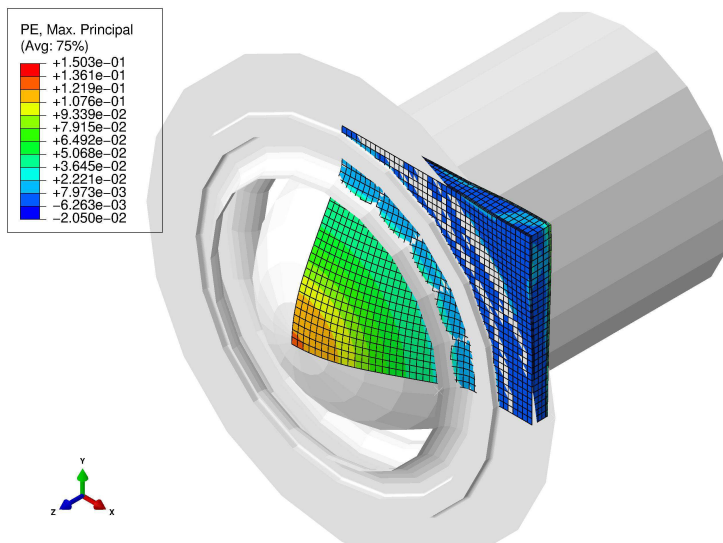


Figura 6.46 - Localização da maior deformação no provete de 150 mm.

6.3 - Ensaio Hidráulico de Expansão Biaxial

Os processos tecnológicos de conformação por deformação plástica continuam a criar novos desafios experimentais e numéricos, quer seja do ponto de vista do próprio processo, quer do ponto de vista de desenvolvimento de novas ferramentas numéricas, quer ponto de vista dos diversos materiais que se procuram conformar. Um dos processos de conformação que se apresenta atualmente como sendo capaz de dar respostas a estes novos desafios é o hydroforming [12].

O processo de conformação plástica por hydroforming pode ser definido como sendo um processo semelhante a um tradicional processo de conformação plástica, com a diferença de que em vez de usar um punção para obtenção da forma final, usa um fluido injetado a alta pressão (água, óleo hidráulico, emulsão, etc.). Um ciclo típico deste processo inicia-se com a colocação da placa do material a conformar no interior do molde, que é fechado de seguida e no interior do qual é aplicado o fluido sob pressão de um dos lados do material. A pressão exercida deforma plasticamente a placa contra a parede da matriz, originando a forma final desejada (Figura 6.47).

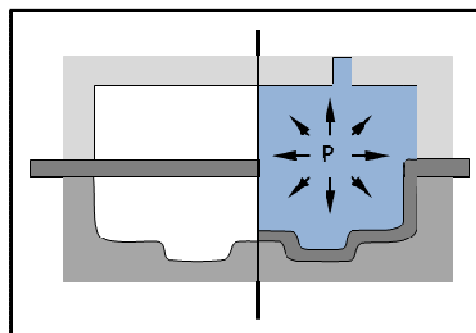


Figura 6.47 - Processo de hydroforming.

O processo de hydroforming distingue-se dos outros processos de conformação convencionais por possibilitar a produção de peças com formas complexas numa única operação. Isto faz com que este processo se apresente como uma mais-valia especialmente para a indústria de transportes comparativamente com outros processos de estampagem convencionais [13].

No âmbito do tema desta tese, a escolha do estudo da aplicabilidade do hydroforming, como o processo que possa vir a ser aplicado futuramente na conformação corrente deste tipo de estrutura sandwich, deve-se essencialmente ao facto da capacidade de distribuição homogénea da pressão imposta durante o processo sobre o material. Tal pode ser crucial para o sucesso da conformação desta estrutura uma vez que as diferentes estruturas materiais apresentam diferentes tensões de cedência [14 - 15].

Nesta tese e numa primeira abordagem ao hydroforming foi aplicado à estrutura sandwich estudada, alguns dos princípios deste processo através do ensaio hidráulico de expansão biaxial (Bulge test) apresentado no subcapítulo seguinte.

O ensaio hidráulico de expansão biaxial ou bulge test é um ensaio normalmente usado no estudo da formabilidade de chapas metálicas, bem como na caracterização de materiais. Este ensaio pode ser descrito como mostra a Figura 6.48, sendo composto por uma placa circular de material a deformar, restringida ao longo seus bordos livres por um cerra-chapas e à qual são aplicados incrementos de uma pressão hidráulica [16 - 17]. Neste ensaio a pressão imposta P é aplicada a uma secção circular de raio r , de espessura nominal t e que provoca um deslocamento h da superfície livre.

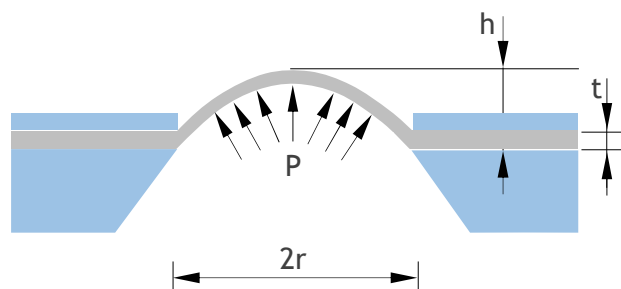


Figura 6.48 - Ensaio Hidráulico de Expansão Biaxial (Bulge test).

A realização deste ensaio teve como objetivo verificar qual o comportamento deste material compósito à aplicação de uma pressão hidrostática. Esta verificação funcionará também como um primeiro estudo ao grau de formabilidade destes materiais, que tal como já foi dito anteriormente é um dos objetivos principais deste trabalho.

Experimentalmente foi necessário desenvolver as ferramentas usadas como matriz e cerra-chapas devido à maior espessura apresentada pelos painéis, quando comparadas com as chapas finas para as quais a máquina de ensaio foi desenvolvida. Assim sendo este ensaio usa uma matriz circular com 190 mm de diâmetro, e um raio de concordância de 13 mm, Figura 6.49.

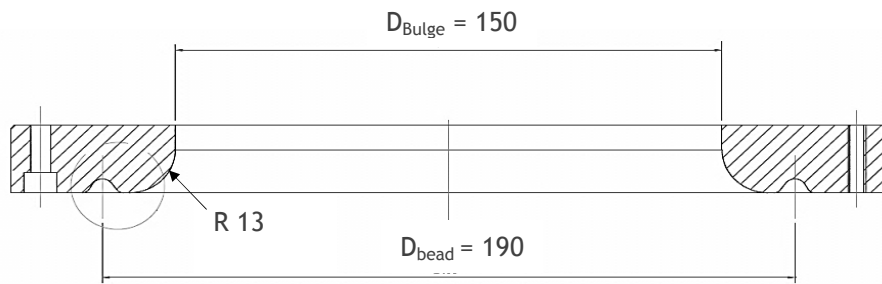


Figura 6.49 - Matriz - Ensaio hidráulico de Expansão Biaxial.

Já o cerra-chapas tem as dimensões apresentadas na Figura 6.50.

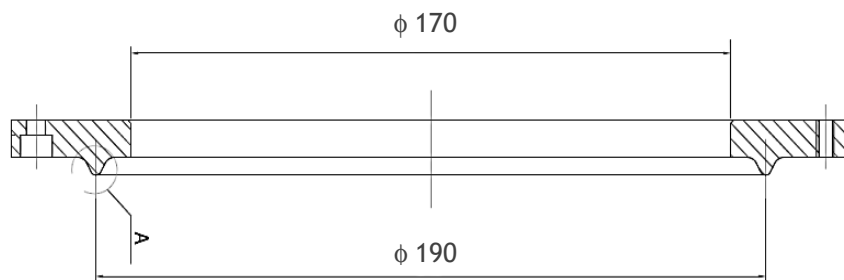


Figura 6.50 - Cerra-chapas - Ensaio hidráulico de Expansão Biaxial.

Os provetes do ensaio circulares com 235 mm de diâmetro foram (Figura 6.51, a)), cortados por jato de água.



a)



b)



Figura 6.51 - Ensaio hidráulico de Expansão Biaxial, a) Provetes, b) Ação do cerra-chapas, c) Bulge test.

Quanto às pressões de hydroforming aplicadas neste ensaio foram três: 30 bar; 40 bar e 68 bar (pressão de rotura). Como resultados deste ensaio foram obtidos experimentalmente os valores da variação de posição da superfície livre (pólo) para a pressão final de ensaio.

As simulações numéricas deste ensaio foram realizadas usando o ABAQUS Standard e tendo como ponto de partida a geometria circular dos provetes. Essa forma permite mais uma vez a utilização de planos de simetria na modelação numérica. Assim foram considerados dois planos de simetria com as respectivas condições de simetria, ou seja, apenas 1/4 do provete real foi modelado. A nível da malha foram modeladas três tipos malhas diferentes, uma malha constituída por elementos tetraédricos, outra de geração radial com elementos C3D8 e outra também com elementos C3D8 mas gerada através de algoritmo incorporado no ABAQUS, Figura 6.52.

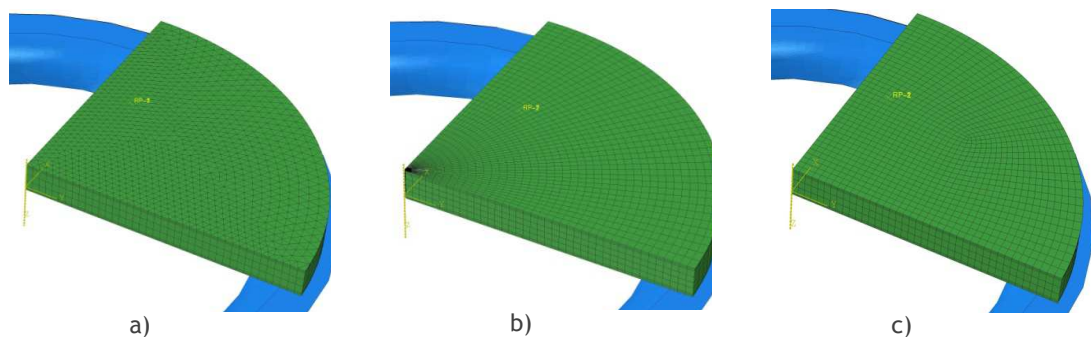


Figura 6.52 - Modelação Numérica do ensaio hidráulico de expansão Biaxial - Diferentes malhas, a) Usando elementos tetraédricos, b). Malha de geração radial com elementos C3D8, c) Malha gerada através de algoritmo incorporado no ABAQUS com elementos C3D8.

Das três malhas diferentes testadas foi escolhida a terceira (Figura 6.52, c)) por apresentar um conjunto de resultados melhores. Esta malha é composta por 44658 nós, com 18731 elementos do tipo C3D8I para a chapa de alumínio e 20309 elementos do tipo C3D8 para a espuma (Figura 6.53). O interface (adesivo) entre os dois materiais não foi modelado numericamente, as malhas foram apenas ligadas usando o comando *Tie disponível no Abaqus [3].

Parte integrante desta simulação é também uma superfície rígida, que simula o papel da ferramenta usada experimentalmente, com respetivo raio de curvatura da mesma.

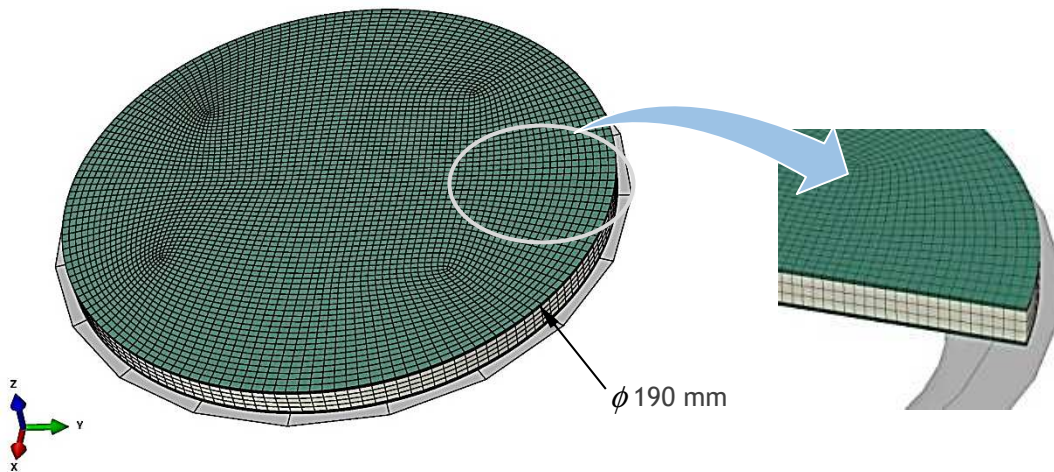


Figura 6.53 - Modelação Numérica ensaio de Ensaio hidráulico de Expansão Biaxial - Estrutura sandwich.

Como é visível na Figura 6.53 foram considerados os planos XZ e YZ como planos de simetria. Para além das restrições impostas pelos planos de simetria, foram ainda consideradas restrições segundo X e Y aos nós da envolvente de forma a prender o modelo do provete, simulando o papel desempenhado pelo cerra-chapas (Figura 6.54).

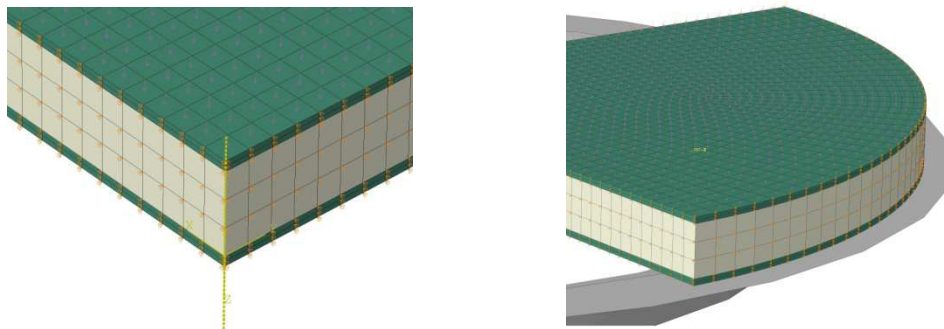


Figura 6.54 - Modelação Numérica do Ensaio hidráulico de Expansão Biaxial - Condições de fronteira.

Relativamente ao carregamento foi aplicada uma pressão de 10 MPa (100 bar) à superfície que não está em contacto com a superfície rígida que modela a ferramenta utilizada experimentalmente.

Do ponto de vista de leis constitutivas e parâmetros que lhe estão associados para a modelação numérica deste ensaio, inicialmente estes resultaram da aplicação dos modelos e parâmetros apresentados anteriormente, usando ambos os modelos critérios isotrópicos. Esta última consideração rapidamente se revelou como não sendo a melhor solução do ponto de vista numérico para abordar este tipo de solicitação imposta à estrutura sandwich. A justificação para tal deve-se ao facto de a estrutura responsável por suportar os esforços provocados pela pressão hidráulica ser a chapa de alumínio das faces, que apresenta um comportamento anisotrópico identificado quando da caracterização. Foi neste ponto que se tornou necessário a utilização de critérios anisotrópicos, tendo sido usados nesta tese dois critérios

diferentes, o critério de Hill 48 e o critério de Barlat 91, que serão apresentados de seguida.

O uso do critério de Hill [18 - 19] necessita de calcular os coeficientes de cedência anisotrópicos R_{ij} , tendo como parâmetros de entrada para esse cálculo Lankford's r -value. Os valores dos Lankford's r -value foram obtidos a quando da caracterização da chapa de alumínio (Capítulo 4, Figura 4.11) e são apresentados na Tabela 6.7. Dos 3 ensaios efetuados por direção α foi efetuada uma media desses três valores e tendo sido assim obtido um valor médio de referência para direção α .

Tabela 6.7 – Lankford's r -value.

r -value	Tensão de cedência [MPa]	Provete 1	Provete 2	Provete 3	\bar{r} -value
r_0	116.45	0.64	0.62	0.58	0.61
r_{45}	108.57	0.88	0.84	0.81	0.84
r_{90}	116.45	0.84	0.82	0.81	0.82

Considerando anisotropia planar $R_{13} = R_{23} = 0$ os $R_{11}, R_{22}, R_{33}, R_{12}$ podem ser calculados através das expressões (3.41), (3.42), (3.43) e (3.44), sendo assim obtidos os valores apresentados na Tabela 6.8.

Tabela 6.8 – Coeficientes de cedência anisotrópicos R_{ij} .

R_{ij}	
R_{11}	1
R_{22}	1.09
R_{33}	0.96
R_{12}	0.87

A aplicação do critério de cedência Yid91 [20 - 22] para a liga de alumínio EN AW 5754 que compõem as faces da estrutura sandwich, foi conseguida através da implementação das leis constitutivas numa UMAT, utilizando a mesma malha usado para o modelo isotrópicas e Hill e considerando os parâmetros da Tabela 6.9. Estes parâmetros são obtidos pela B.M. Chaparro *et al.* [23] para a liga de alumínio EN AW 5754.

Tabela 6.9 – Parâmetros usados - Yid91.

C_1	C_2	C_3	C_6	m
1.303	1.128	0.938	1.031	8

Relativamente aos resultados do ensaio bulge, estes podem ser divididos em dois tipos de resultados, experimentais e numéricos, resultantes da aplicação da

caracterização feita anteriormente dos dois materiais que compõem a estrutura compósita estudada.

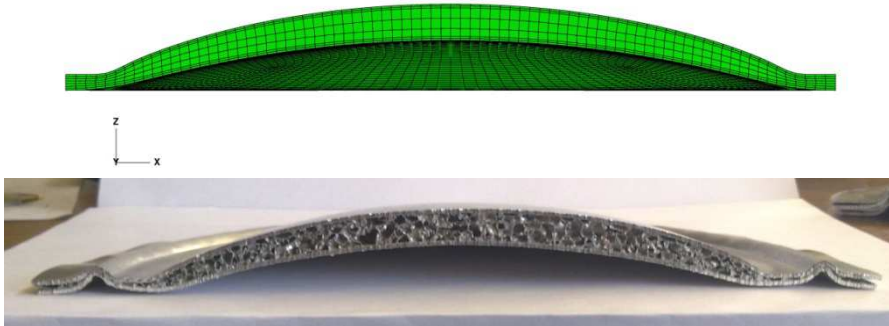


Figura 6.55 - Ensaio hidráulico de Expansão Biaxial - Pressão 30 MPa.

Para uma pressão de 30 bar (3 MPa, Figura 6.55) é visível que o material do provete conseguiu obter uma nova forma côncava, diferente da plana inicial pela pressão hidrostática exercida, sem que exista uma compactação do núcleo de espuma. No entanto são visíveis zonas onde houve compactação da espuma, principalmente junto as zonas de amarração do provete, o que seria espectável pela concentração de pressão exercida nestas zonas.

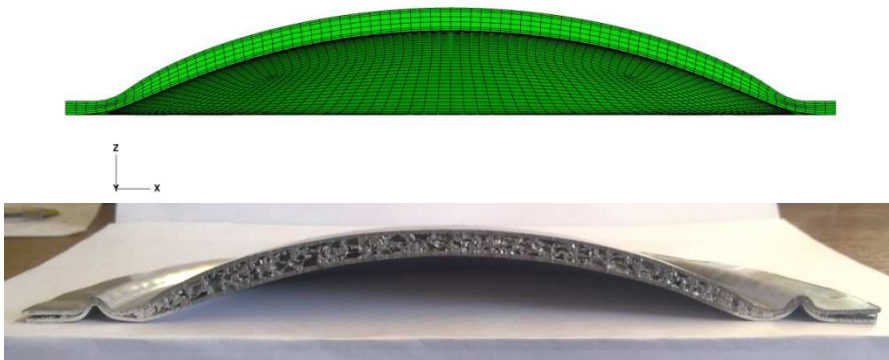


Figura 6.56 - Ensaio hidráulico de Expansão Biaxial - Pressão 40 MPa.

Para uma pressão de 40 bar (4 MPa, Figura 6.56) o comportamento do material é em todo semelhante ao descrito para a pressão anterior, no entanto já é visível a diminuição da espessura da estrutura sandwich, explicada pela compactação do núcleo de espuma metálica.

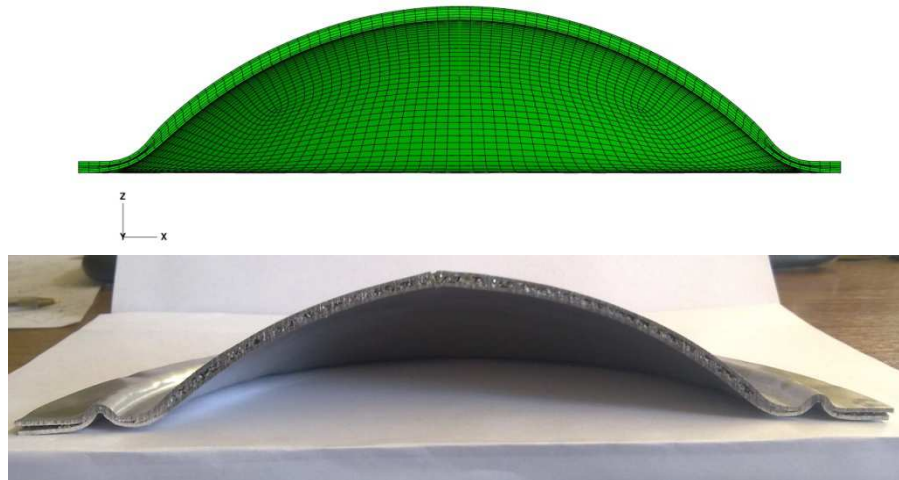


Figura 6.57 - Ensaio hidráulico de Expansão Biaxial - Pressão 68 MPa.

Por fim e como forma de observar como se comporta o material quando levado à tensão de rotura, foi aplicada uma pressão até se verificar a rotura do material a 68 bar (6.8 MPa, Figura 6.57). É visível que a espuma metálica sofre uma forte compactação, pela grande diminuição de espessura do núcleo.

Fazendo uma análise mais quantitativa, em termos de variação de espessura do provete com a pressão e da variação do deslocamento sofrido pela superfície livre do provete em função dessa mesma pressão é possível obter os gráficos seguintes, e comparar os valores experimentais com os resultados obtidos numericamente utilizando diferentes critérios isotrópicos e anisotrópicos.

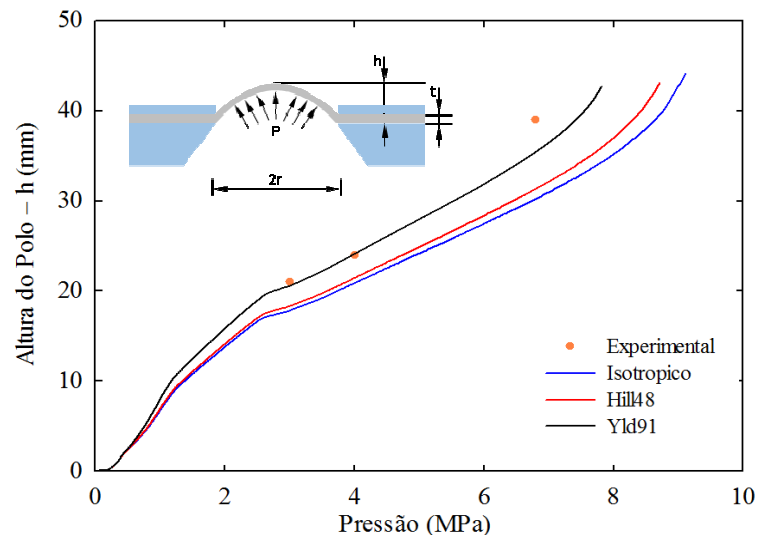


Figura 6.58 - Variação da altura do Pólo com a pressão.

No gráfico da Figura 6.58 os pontos representados dizem respeito aos três ensaios experimentais realizados, tendo sido obtida a respetiva altura do polo para as três pressões ensaiadas. Já as três curvas representadas dizem respeito aos resultados numéricos para o critério isotrópico e os dois anisotrópicos usados. Comparando os

resultados experimentais com os resultados numéricos é visível que as três curvas numéricas tendem a acompanhar aos resultados experimentais, mas como é visível no gráfico as curvas dos critérios anisotrópicos apresentam um melhor ajuste aos pontos experimentais, especialmente a curva do critério Yld91.

Estes resultados mostram mais uma vez o comportamento anisotrópico da liga de alumínio, uma vez que é visível a diferença entre a curva do critério isotrópico e os pontos resultados experimentais. Este comportamento anisotrópico das faces também já tinha sido verificado na sua caracterização mecânica pelo ensaio de tração.

Do ponto de vista numérico a Figura 6.58 mostra que dos dois critérios anisotrópicos usados o critério Yld'91 apresenta um melhor desempenho para descrever o comportamento anisotrópico das ligas de alumínio, tal como já tinha sido mencionado anteriormente.

Outra análise está relacionada com a variação da espessura do compósito com a pressão. A variação da espessura do compósito é causada essencialmente pela compressão do núcleo de espuma (Figura 6.59).

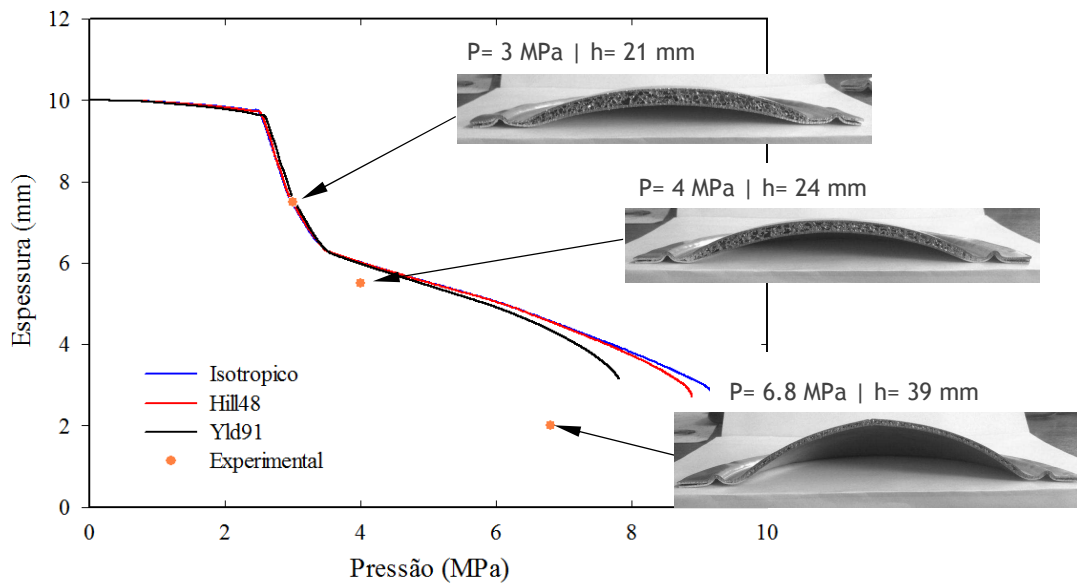


Figura 6.59 - Variação da espessura dos painéis com a pressão.

Analisando o gráfico da Figura 6.59 pode observar-se a redução da espessura da estrutura com o aumento da pressão. A espessura da estrutura sandwich diminui essencialmente devido à compressão do núcleo de espuma. Nesta análise o efeito da anisotropia das faces em chapa de alumínio não tem influência nos resultados, uma vez que a diminuição da espessura se deve essencialmente à compressão sofrida pela espuma. A exemplo do que acontecia na análise anterior o ponto experimental relativo à pressão de rutura apresenta um maior afastamento relativamente as curvas dos resultados numéricos, isso é justificado pela instabilidade apresentada pelo material em torno da zona de rutura. Apesar deste desfazamento os resultados numéricos tendem a acompanhar os resultados experimentais.

6.4 - Aplicação da Estrutura Sandwich na Obtenção de Um Componente Automóvel

No fim deste estudo, como forma de agrupar num só exemplo algum do processo evolutivo do ponto de vista numérico a um exemplo de uma estrutura real, foi realizada uma simulação numérica da obtenção por um processo de Hydroforming de um componente automóvel constituído por a estrutura sandwich estudada.

O ponto de partida foi a seleção de um dos constituintes da estrutura exterior frontal do veículo, tendo sido selecionado um dos painéis laterais como mostra a Figura 6.60. Este painel selecionado é então definido como sendo a forma final que se pretendia obter e essa forma final é já obtida como uma malha de elementos finitos.

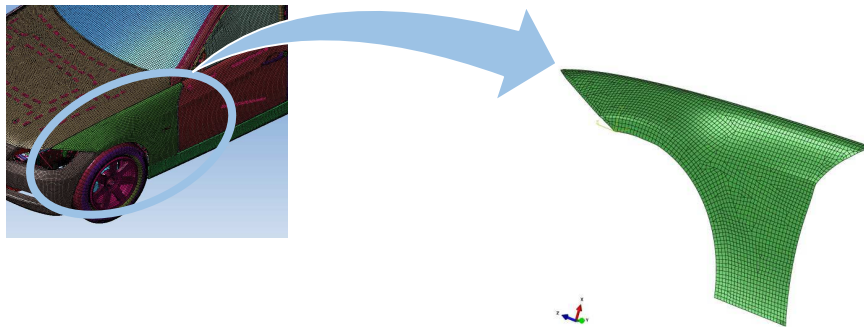


Figura 6.60 - Forma escolhida para conformar.

Numa fase inicial, a tarefa principal foi a de conceber uma ferramenta a partir desta forma pretendida, ferramenta essa que fosse capaz de reproduzir essa mesma forma quando lhe aplicado um processo de hydroforming, ou seja um molde deste painel.

A obtenção do molde da peça inicia-se com a importação da malha de elementos finitos da qual se pretende obter o molde. É aqui que se inicia o processo de manipulação da malha disponível até chegar ao molde com a forma final pretendida, reestruturando arestas vivas e raios de concordância demasiados pequenos que prejudiquem a obtenção da forma final.

Através da aplicação de um processo de segmentação, processo que consiste em intercalar um conjunto de planos espaçados entre si com a malha de elementos finitos (Figura 6.61), sendo aproximadas essas mesmas interseções por “splines”, que posteriormente servem de caminho a uma superfície e que define uma forma final do molde muito próxima da original.

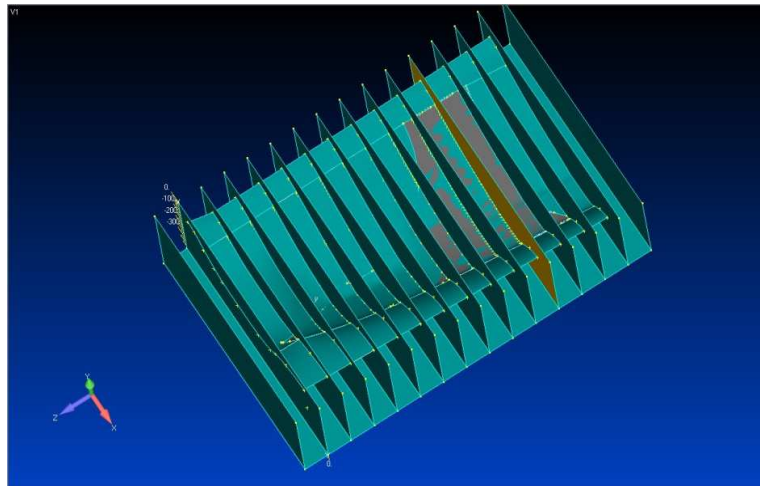


Figura 6.61 - Processo para a obtenção do molde.

É também durante este processo que, a existência de algumas superfícies com raios de concordância pequenos foram corrigidas, através da suavização das suas curvaturas a quando da aproximação por “splines”. Foram ainda prolongadas as extremidades da forma pretendida, usando um raio de concordância generoso, por forma a suavizar ao máximo o contacto do material a conformar com o molde, Figura 6.62.



Figura 6.62 - Superfície do molde.

Com a superfície do molde definido iniciou-se de seguida a construção do modelo numérico propriamente dita. Usando o Abaqus, mas para este exemplo o Abaqus Explicit, foi criado um modelo da estrutura sandwich estuda, no qual foi incorporado todo o desenvolvimento numérico conseguido nesta tese. Começando na caracterização dos materiais das faces e do núcleo, passando pela introdução dos modelos anisotrópicos da chapa até ao estudo da integridade estrutural da estrutura sandwich onde foi modelado o adesivo da interface, o modelo numérico foi sofrendo diversas evoluções por forma a conseguir da resposta ao maior número de efeitos aplicados a esta estrutura. Já a superfície que modela o molde foi definida como uma superfície indeformável fixa.

O modelo deste exemplo (Figura 6.63) é então constituído por uma malha com 17340 nós, 12600 elementos, 8400 do tipo C3D8I para modelar a chapa das faces e 4200 do tipo C3D8.

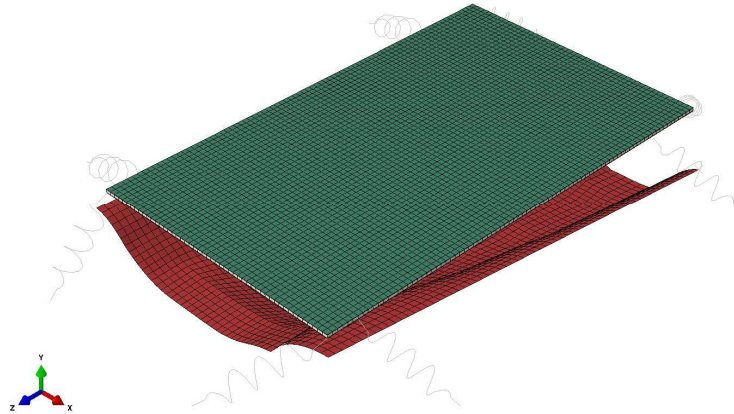


Figura 6.63 - Modelo usado.

Assim, para a chapa das faces foi usado um modelo elastoplástico anisotrópico segundo o critério de barlat91 [10], que nas simulações numéricas do ensaio experimental hidráulico de expansão biaxial demonstrou conduzir à obtenção de melhores resultados. Em termos de lei constitutiva da espuma metálica do núcleo foi também usado um modelo elastoplástico isotrópico Deshpande [16], sendo que esta espuma foi caracterizada experimentalmente no capítulo 4, tal como a chapa das faces.

Neste modelo foram ainda introduzidas um conjunto de molas com uma dada rigidez na extremidade do modelo da estrutura compósita à qual será aplicada uma pressão e que tem por objetivo simular a ação do cerra-chapas, restringindo algum do movimento da placa a conformar. Tal como foi dito anteriormente foi aplicada uma pressão de 0.1 MPa por elemento, que visa simular a pressão de ensaio num processo de hydroforming.

Em termos de resultados é visível na Figura 6.64 que a placa plana da estrutura plana deformou-se ate adquirir a forma do molde com uma distribuição de tensões de valor uniforme do ponto de vista de aplicação deste tipo de processo a este tipo de estrutura, é determinante para que não ocorra uma compactação excessiva da espuma do núcleo a níveis que afetem irremediavelmente o desempenho deste tipo de material. São ainda visíveis e indicadas na Figura 6.64, algumas pregas registadas na estrutura da forma final.

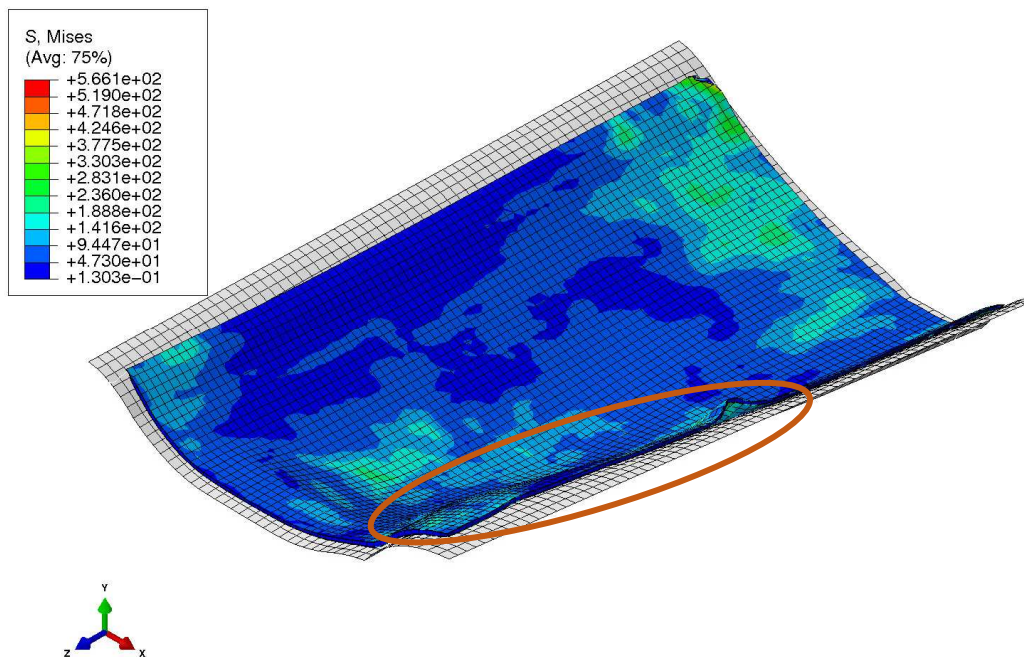


Figura 6.64 - Distribuição de tensões segundo o critério de von Mises.

Desse ponto vista de variação da espessura do núcleo é visível na Figura 6.65 através de um corte longitudinal da deformada, que numericamente a espuma do núcleo sofreu alguma compactação em algumas zonas, à imagem do que acontece por exemplo no ensaio hidráulico de expansão biaxial, no entanto é visível que esta ainda mantém alguma da espessura que tinha antes de ser deformada.

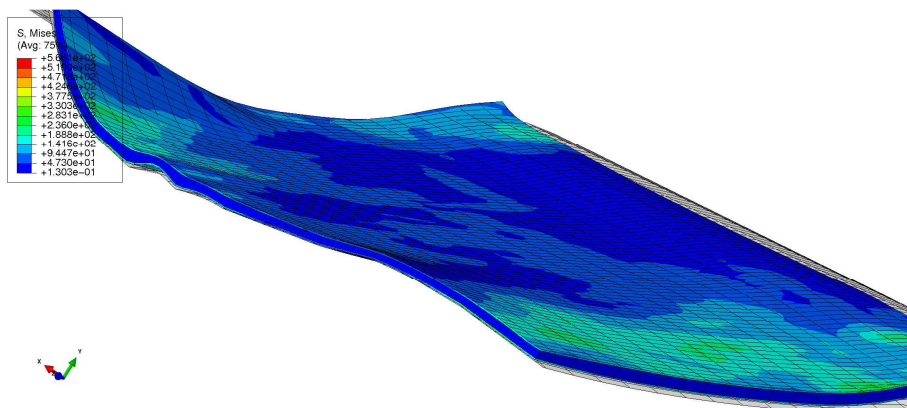


Figura 6.65 - Modelo usado.

Em termos de comparação da forma obtida com a forma pretendida, Figuras 6.66 e 6.67 são visíveis na forma obtida (em estrutura sandwich) alguns traços da forma pretendia (em chapa), já que para a obtenção da forma final com dimensões semelhantes, à imagem do que acontece no processo real teria de ser efetuada uma operação de corte do material em excesso.

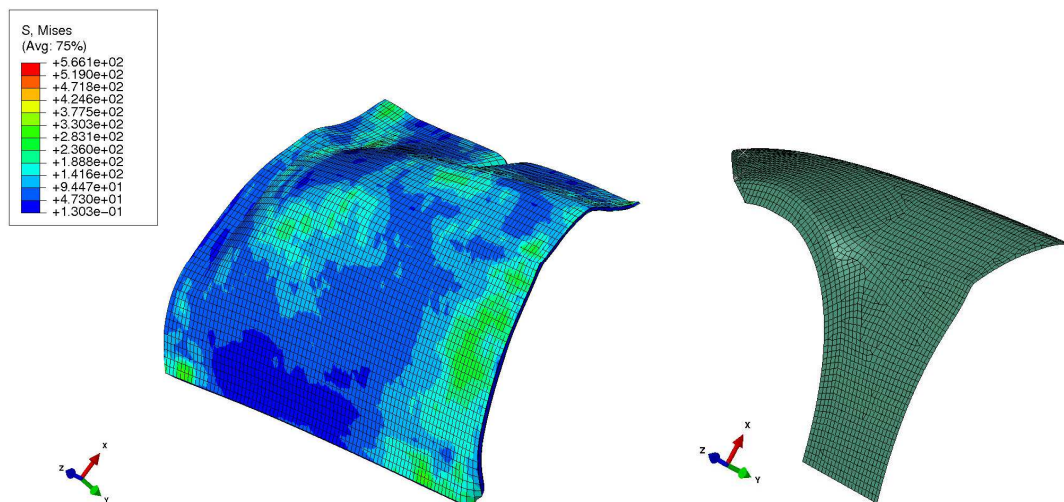


Figura 6.66 - Forma obtida vs. Forma pretendida.

Referências

- [1] Lee M.G., Kim D., Kim C., Wenner M.L., Wagoner R.H., Chung, K., Spring-back evaluation of automotive sheets based on isotropic-kinematic hardening laws and non-quadratic anisotropic yield functions, *International Journal of Plasticity*, 21, 883-914, 2005a.
- [2] Lee M.G., Kim D., Kim C., Wenner M.L., Wagoner R.H., Chung K., Spring-back evaluation of automotive sheets based on isotropic-kinematic hardening laws and non-quadratic anisotropic yield functions, *International Journal of Plasticity*, 21, 915-953, 2005b.
- [3] Abaqus, Inc. Abaqus Analysis User's Manual Version 6.10.
- [4] Davila C. G., Camanho P. P., Analysis of the Effects of Residual Strains and Defects on Skin/Stiffener Debonding using Decohesion Elements, *SDM Conference*, Norfolk, VA, 7-10, 2003.
- [5] Hagenbeek M., Van Hengel C., Bosker O. J., Vermeeren C. A. J. R., Static Properties of Fibre Metal Laminates, *Applied Composite Materials*, 10 207-222, 2003.
- [6] Elguedj T., Gravouil A., Combescure A., Appropriate Extended Functions for X-FEM Simulation of Plastic Fracture Mechanics, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 195, pp. 501-515, 2006.

- [7] Remmers J. J. C., R. de Borst, Needleman A., The Simulation of Dynamic Crack Propagation using the Cohesive Segments Method, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 56, pp. 70-92, 2008.
- [8] Sukumar N., Huang Z. Y., Prevost J.-H., Suo Z., Partition of Unity Enrichment for Bimaterial Interface Cracks, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 59, pp. 1075-1102, 2004.
- [9] Wu E. M., Reuter Jr R. C., Crack Extension in Fiberglass Reinforced Plastics, T and M Report, University of Illinois, 275, 1965.
- [10] Benzeggagh M. L., Kenane M., Measurement of Mixed-Mode Delamination Fracture Toughness of Unidirectional Glass/Epoxy Composites with Mixed-Mode Bending Apparatus, *Composites Science and Technology*, 56, pp. 439-449, 1996.
- [11] Camanho P. P., Davila C. G., Mixed-Mode Decohesion Finite Elements for the Simulation of Delamination in Composite Materials, NASA/TM-2002-211737, pp. 1-37, 2002.
- [12] Valente RAF., Roque AP., Natal Jorge RM., Parente RML., Fernandes AA, Simulation of dissimilar tailor-welded tubular hydroforming processes using EAS-based solid finite elements, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 37:670-689, 2008.
- [13] Nakagawa T et al, Various applications of hydraulic counter pressure deep drawing. *J Mat Process Technol* 71:160-167, 1997.
- [14] Owen DRJ et al. COMPUTATIONAL PLASTICITY VII, Proc 7th Int Conf on Comp Plasticity, Barcelona, Spain.
- [15] Chinesta F, Cueto E, *Advances in Material Forming, ESAFORM 10 years*, Springer.
- [16] Santos A.D., Teixeira P., Barlat F., Flow Stress Determination Using Hydraulic Bulge Test and a Mechanical Measurement System, *IDDRG 2011*, 91-100, Bilbao, Spain, 2011.
- [17] Santos A.D., Teixeira P., Rocha A.B. e Barlat F, On the Determination of Flow Stress Using Bulge Test and Mechanical Measurement, *NUMIFORM 2010*, 845-852, Pohang, Republic of Korea, 2010.
- [18] Hill R., A Theory of Yielding and Plasticity Flow of Anisotropy Metals, *Proceedings of the Royal Society of London Series a-Mathematical and Physical Sciences* 193, pp. 281-297 1948.
- [19] Hill R., *A Mathematical theory of plasticity*, Clarendon Press, Oxford, 1950.
- [20] Barlat F, Lege DJ, Brem JC, A six-component yield function for anisotropic metals, *Int J Plast* 7:693-712, 1991.
- [21] Barlat F, Chung K, Richmond O, Strain rate potential for metals and its application to minimum plastic work path calculation, *Int J Plast* 9:1727-1763, 1993.
- [22] Barlat F, Maeda Y, Chung K, Yanagawa M, Brem JC, Hayashida Y, Lege DJ, Matsui K, Murtha SJ, Hattori S, Becker RC, Makosey S, *J Mech Phys Solids* 45:1727-1763, 1997.
- [23] Chaparro BM, et al, Material parameters identification: Gradient-based, genetic and hybrid optimization algorithms, *Computational Materials Science*, 44 1, 2008.

Capítulo 7

Conclusões e Trabalhos Futuros

Os objetivos principais desta Tese passaram por estabelecer linhas de investigação e desenvolvimento relativas à aplicação de processos de conformação plástica a estruturas “sandwich”, com núcleos em matriz (espuma) metálica e peles em chapas de alumínio.

Em termos gerais com os modelos numéricos desenvolvidos nesta Tese e tendo por base um conjunto de ensaios experimentais, é possível dispor de uma ferramenta numérica capaz de traduzir o comportamento desta estrutura sandwich para um processo de conformação plástica como o hydroforming. Por outro lado, o desenvolvimento de ferramentas numéricas que permitam a aplicação deste tipo de estrutura em processos de conformação plástica tradicionais, leva à obtenção de um produto final e desempenho inovador atendendo às características mecânicas de cada um dos materiais que constituem esta estrutura sandwich. Neste contexto, um produto final apresenta grande capacidade de absorção de energia e vibrações com um aumento de rigidez específica, garantindo a integridade estrutural da sandwich.

7.1 - Conclusões

Relativamente ao processo de caracterização descrita no Capítulo 4, com os ensaios experimentais de tração realizados, onde foram caracterizadas mecanicamente a chapa das faces da estrutura sandwich diversas conclusões podem ser estabelecidas. A realização destes ensaios permite concluir a existência de um comportamento anisotrópico das faces, após terem sido registados diferentes valores de tensão - deformação para diferentes direções dos provetes em relação à direção de laminagem, fenómeno comum a este tipo de ligas de alumínio sob a forma de chapa. A mesma conclusão foi retirada dos mesmos ensaios, mas através dos dados

recolhidos pelo sistema de correlação de imagem digital, que permitiu ainda obter um conjunto de parâmetros que ajudam a quantificar através dos coeficientes de anisotropia (r -value) esse fenômeno. Este sistema permitiu ainda identificar fenômenos associados à deformação das ligas de Al - Mg, como é o caso das bandas de deformação e que levam para estas ligas um serrilhado na curva de tensão - deformação.

Ainda no mesmo Capítulo 4, na caracterização da espuma do núcleo, pode concluir-se que a espuma metálica do núcleo desta sandwich apresenta experimentalmente um comportamento típico e em linha com o comportamento teórico dos materiais porosos quando submetido a solicitações de compressão pelas três fases bem definidas identificadas experimentalmente, a elástica, patamar de cedência e compactação. Pode concluir-se ainda relativamente à espuma do núcleo, que o material sofre uma elevada redução de volume pela compactação sofrida na direção da aplicação da carga, verificando-se uma baixa taxa de expansão lateral nas direções perpendiculares a esta, sendo este comportamento diferente dos materiais ditos incompressíveis.

Já no Capítulo 5 após a definição dos modelos constitutivos e usando as respetivas propriedades resultantes da caracterização feita ao nível experimental, concluiu-se que os resultados numéricos seguem os comportamentos verificados experimentalmente, quer para a chapa das faces quer para a espuma do núcleo. Pode concluir-se por este Capítulo em conjunto com o anterior, que o papel de resistência a solicitações mecânicas da sandwich é assumido pela chapa das faces, tal como foi verificado no ensaio de tração da estrutura.

No capítulo 6, relativamente à flexão em 3 pontos, era esperado que as estruturas sandwich apresentassem uma resistência à flexão superior, quando comparadas com estruturas com o mesmo peso próprio, pois com o aumento da distância entre as faces conjugada com a baixa densidade do núcleo permitem aumentar a inércia da secção da viga, resultando numa estrutura muito mais leve e rígida. Neste ensaio experimental as curvas força - deslocamento traduzem um pouco esta ideia em termos de resistência mecânica à flexão, com a estrutura a atingir um pico de força máxima elevado, depois de um comportamento elástico inicial e a que se segue a cedência da sandwich. Conclui-se ainda que os valores de retorno elástico da estrutura sandwich obtidos tendem a aumentar com o aumento do deslocamento máximo de ensaio e que não é visível qualquer separação de camadas. Em termos de simulação conclui-se que mais uma vez os resultados numéricos tendem a seguir os resultados experimentais.

Pelo ensaio UCB pode concluir-se visualmente que a deformada dos provetes não segue uma determinada tendência, ou seja a cedência do compósito é aleatória e pode estar relacionada com irregularidade estrutural da espuma do núcleo. Conclui-se ainda, que para além da cedência da estrutura sandwich poder ser influenciada pela irregularidade da espuma do núcleo, a estrutura sandwich também pode apresentar o seu desempenho fortemente dependente da separação de camadas. Do retorno elástico deste ensaio concluiu-se que nos ensaios onde não houve desagregação da estrutura sandwich, como por exemplo nos ensaios #2, #5 e #7 os

valores de retorno elástico são menores, ou seja maior estabilidade estrutural leva a um menor recuperação elástica da estrutura. Em termos de conclusões da comparação dos resultados numéricos com os experimentais, o modelo numérico com elementos coesivos aproxima globalmente melhor todos os ensaios, principalmente na parte inicial onde a estrutura sandwich se comporta de maneira elástica.

Relativamente aos ensaios de penetração por um punção esférico pode concluir-se que para o ensaio onde não ocorreu “draw bead” na direção 1 os pontos mais próximos da fissura tanto à esquerda como à direita apresentam a maior deformação, pode então estabelecer-se para a deformação limite aproximadamente 0.185. Já na direção 2, o ponto imediatamente a seguir à zona onde ocorreu a rotura do material à direita apresenta maior deformação, cerca de 0.124. É possível concluir mais uma vez e para um tipo de solicitação diferente as curvas numéricas tendem a seguir as curvas experimentais e que os modelos numéricos conseguem prever alguns dos problemas de concentração de tensões registados experimentalmente.

Através do ensaio hidráulico de expansão biaxial, pode concluir-se que este ensaio foi claramente uma mais-valia do ponto de vista do estudo da formabilidade deste compósito, pois foi a partir dele que foi possível avaliar como se comporta, principalmente o núcleo, sujeito à aplicação de uma pressão distribuída e pode também concluir-se que existe um intervalo de pressão onde é possível conformar plasticamente este material sem que ocorra compactação excessiva do núcleo. Por outro lado, comparando a variação da altura do pólo com a pressão entre os resultados experimentais e os resultados numéricos conclui-se que as curvas numéricas acompanham os pontos experimentais e que os critérios anisotrópicos apresentam um melhor ajuste aos pontos experimentais, especialmente a curva do critério de Barlat91.

Por fim pode concluir-se pelo exemplo numérico de obtenção de um componente automóvel constituído por uma estrutura sandwich com núcleo em espuma metálica, através de um processo de hydroforming que a placa plana da estrutura plana deformou-se até adquirir a forma do molde com uma distribuição de tensões de valor uniforme determinante para que não ocorra uma compactação excessiva da espuma do núcleo a níveis que afetariam irremediavelmente o desempenho deste tipo de material.

7.2 - Trabalhos Futuros

Apresentado o trabalho desenvolvido nesta Tese e analisadas as respetivas conclusões percebe-se o contributo presente neste documento para uma possível obtenção de componentes em estruturas sandwich por processos de hydroforming, baseado no conhecimento dos materiais, e da aplicação a estruturas sandwich com núcleo em espuma metálica do processo de conformação por hydroforming. No entanto, para além do trabalho desenvolvido, quer do ponto de vista numérico, quer do ponto de vista experimental, houve algumas linhas de investigação, que pelas

mais diversas razões não foi possível explorar e que se descrevem neste ponto como propostas futuras evoluções do trabalho.

Em primeiro lugar, relativamente a caracterização experimental da espuma sugere-se a realização de um maior número de ensaios de compressão, experimentando também outras formas para os provetes, por exemplo uma forma cilíndrica, para verificar a consistência dos comportamentos verificados nestes ensaios. Incluir também nestes ensaios de caracterização alguns ensaios específicos para o adesivo que faz a ligação das faces ao núcleo e que permitissem a sua caracterização experimental.

A nível numérico, o desenvolvimento de modelos constitutivos a aplicar ao adesivo, que em conjunto com estudos mais aprofundados como por exemplo, estudos de fadiga e previsão de rotura, permitam prever através de simulações numéricas fenómenos de separação de camadas, que pode ser determinante do ponto de vista de estas estruturas conseguirem manter a sua integridade estrutural. Numericamente e experimentalmente uma outra linha de investigação a explorar seria o efeito das tensões de corte presentes neste tipo de estrutura devido a dimensão da sua espessura e de que forma esse efeito pode ter influência dos resultados obtidos.

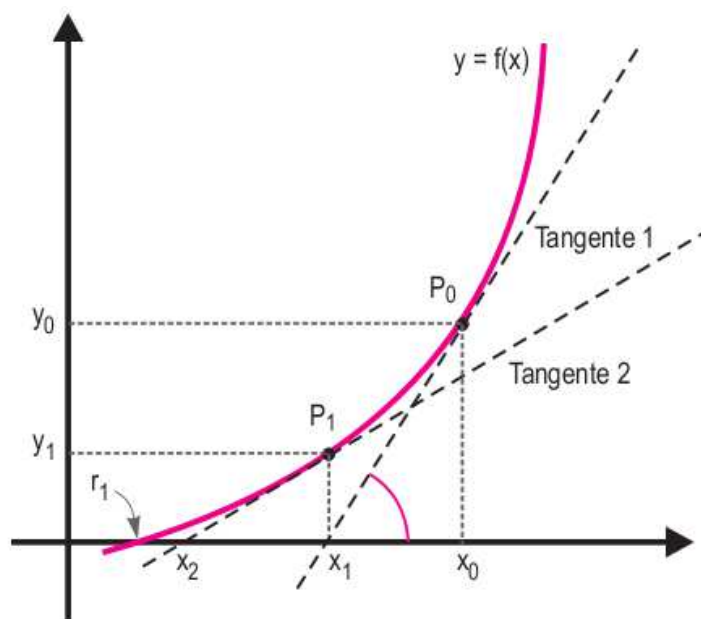
Finalmente, seria uma mais-valia a realização de um exemplo de obtenção experimental de um componente por um processo de hydroforming com esta estrutura sandwich, por forma a validar alguns dos resultados obtidos nesta Tese. Seria ainda interessante a realização de algum trabalho semelhante ao que foi exposto nesta Tese, mas considerando diferentes espessuras do núcleo da estrutura sandwich e núcleos de diferentes tipos e diferentes densidades, por forma a verificar a influência que esta camada pode ter sobre o processo.

Anexo A

Método de Newton-Raphson

O método de Newton-Raphson é um método numérico, que do ponto de vista matemático permite a resolução de equações diferenciais do tipo não linear, e que no enquadramento do problema possibilita a resolução do sistema de equações, desse mesmo tipo que governam o regime plástico do modelo constitutivo em causa.

O método de Newton-Raphson pode ser resumido graficamente da seguinte forma:



Para resolver a equação não linear representada no gráfico:

$$f(x) = 0 \quad (1)$$

considerando um valor inicial arbitrário, x_0 , o valor de x será calculado através da interseção da reta tangente ao ponto P_0 da função resíduo, com o eixo das abcissas. fazendo uma aproximação por serie de Taylor, truncada ao primeiro termo, vem:

$$f(x) = f(x_0) + (x - x_0)f'(x_0) \quad (2)$$

para $f(x) = 0$, obtêm-se

$$x_1 = x_0 - \frac{f(x_0)}{f'(x_0)} \quad (3)$$

generalizando, e aplicando o procedimento até que o valor da função resíduo seja inferior uma tolerância definida:

$$x_{i+1} = x_i - \frac{f(x_i)}{f'(x_i)} \quad (4)$$

por analogia para um sistema de n equações:

$$f(x) = 0 \quad (5)$$

fazendo mais uma vez uma aproximação por serie de Taylor, truncada ao primeiro termo, vem:

$$f(x) = f(x_i) + f'(x_i)(x - x_i) \quad (6)$$

matricialmente vem:

$$\begin{bmatrix} f_1(x_1, x_2, \dots, x_n) \\ f_2(x_1, x_2, \dots, x_n) \\ \vdots \\ f_n(x_1, x_2, \dots, x_n) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f_1(x_1^{(i)}, x_2^{(i)}, \dots, x_n^{(i)}) \\ f_2(x_1^{(i)}, x_2^{(i)}, \dots, x_n^{(i)}) \\ \vdots \\ f_n(x_1^{(i)}, x_2^{(i)}, \dots, x_n^{(i)}) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial x_1} & \frac{\partial f_1}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial f_1}{\partial x_n} \\ \frac{\partial f_2}{\partial x_1} & \frac{\partial f_2}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial f_2}{\partial x_n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial f_n}{\partial x_1} & \frac{\partial f_n}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial f_n}{\partial x_n} \end{bmatrix}^{(i)} \begin{bmatrix} x_1^{(i+1)} - x_1^{(i)} \\ x_2^{(i+1)} - x_2^{(i)} \\ \vdots \\ x_n^{(i+1)} - x_n^{(i)} \end{bmatrix} \quad (7)$$

também para $f(x) = 0$, obtêm-se:

$$\begin{bmatrix} x_1^{(i)} \\ x_2^{(i)} \\ \vdots \\ x_n^{(i)} \end{bmatrix} - \mathbf{A}^{-1} \begin{bmatrix} f_1(x_1^{(i)}, x_2^{(i)}, \dots, x_n^{(i)}) \\ f_2(x_1^{(i)}, x_2^{(i)}, \dots, x_n^{(i)}) \\ \vdots \\ f_n(x_1^{(i)}, x_2^{(i)}, \dots, x_n^{(i)}) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_1^{(i+1)} \\ x_2^{(i+1)} \\ \vdots \\ x_n^{(i+1)} \end{bmatrix} \quad (8)$$

Sendo A :

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial x_1} & \frac{\partial f_1}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial f_1}{\partial x_n} \\ \frac{\partial f_2}{\partial x_1} & \frac{\partial f_2}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial f_2}{\partial x_n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial f_n}{\partial x_1} & \frac{\partial f_n}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial f_n}{\partial x_n} \end{bmatrix}^{(i)} \quad (9)$$

generalizando mais uma vez vem:

$$x^{i+1} = x^i - \mathbf{A}^{-1(i)} f(x)^{(i)} \quad (10)$$

rescrevendo a equação anterior usando a definição de incremento das variáveis, $\delta x = x^{(i+1)} - x^{(i)}$, por uma razão de eficiência computacional, vem:

$$\mathbf{A} \delta x = -f(x) \quad (11)$$

Resumindo no quadro seguinte a aplicação deste método:

(i) Definir valor de arranque para as variáveis e resíduo, tolerância

$$\begin{matrix} tol \\ x_1^{(0)} \end{matrix}$$

(ii) Inicialização do método

$$i = i + 1$$

(iii) Calcular a matriz A das derivadas das funções

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial x_1} & \frac{\partial f_1}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial f_1}{\partial x_n} \\ \frac{\partial f_2}{\partial x_1} & \frac{\partial f_2}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial f_2}{\partial x_n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial f_n}{\partial x_1} & \frac{\partial f_n}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial f_n}{\partial x_n} \end{bmatrix}^{(i)}$$

(iv) Resolver o sistema de equações

$$A\delta x = -f(x)$$

(v) Atualizar variáveis

$$x^{(i+1)} = x^{(i)} + \delta x$$

(vi) Atualizar resíduos

$$f = \begin{bmatrix} f_1(x_1, x_2, \dots, x_n) \\ f_2(x_1, x_2, \dots, x_n) \\ \vdots \\ f_n(x_1, x_2, \dots, x_n) \end{bmatrix}^{(i+1)}$$

(vii) Verificar convergência do método

Se $\|f\| < tol$ fim de iteração

$x^{(i+1)}$ é o conjunto de soluções do sistema

Senão

Voltar ao passo ao passo (ii)