



**Christian Raposo
Lopes**

**Spalling e DoP em alvos metálicos – Estudos
analíticos e numéricos**



**Christian Raposo
Lopes**

**Spalling e DoP em alvos metálicos – Estudos
analíticos e numéricos**

Dissertação apresentada à Universidade de Aveiro para cumprimento dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, realizada sob a orientação científica do Professor Doutor Filipe Miguel Horta e Vale Teixeira-Dias, Professor Auxiliar do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro e do Professor Doutor Robertt Ângelo Fontes Valente, Professor Auxiliar do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro.

o júri

Presidente

Prof. Doutor Alfredo Manuel Balacó de Morais
professor associado da Universidade de Aveiro

Prof. Doutor Renato Manuel Natal Jorge
professor associado da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

Prof. Doutor Filipe Miguel Horta e Vale Teixeira-Dias
professor auxiliar da Universidade de Aveiro

Prof. Doutor Robertt Ângelo Fontes Valente
professor auxiliar da Universidade de Aveiro

Prof. Doutor Joaquim Alexandre Mendes de Pinho da Cruz
professor auxiliar convidado da Universidade do Aveiro

Agradecimentos

Começo por agradecer ao Professor Doutor Filipe Teixeira-Dias pela orientação e confiança prestada na realização deste trabalho, assim como todos os ensinamentos transmitidos durante o meu percurso no curso de Engenharia Mecânica.

Ao Professor Doutor Robertt Valente pelo apoio, dedicação e constante optimismo que foram essenciais para o desenvolvimento do trabalho realizado.

Ao Eng. Vítor Miranda pela ajuda prestada na realização das simulações numéricas. A todo o auxílio prestado no domínio da ferramenta de simulação Abaqus.

À Juliana e a todos os meus amigos próximos, pelo apoio e principalmente pelos momentos alegres e de desconcentração durante o meu percurso académico.

À minha família, pela incessante ajuda demonstrada ao longo do meu percurso académico, bem como pelo apoio fora da vida académica.

palavras-chave

Sistemas de protecção, *spalling*, profundidade de penetração, projectil, alvo, modelação analítica, método dos elementos finitos, simulação numérica, modelo de Johnson-Cook.

resumo

As constantes formas de ameaça requerem o desenvolvimento constante de mecanismos de protecção, capazes de sustentar ataques de diversos tipos. Estes mecanismos devem possuir qualificações de segurança elevadas, visando a protecção de pessoas, veículos ou infraestruturas. O desenvolvimento tecnológico de sistemas de protecção inovadores permite acompanhar a evolução do tipo, tecnologia e performance das ameaças (armas, projecteis, explosivos, etc.). Consequentemente, é de grande importância o desenvolvimento de meios capazes de avaliar a capacidade de absorção de impacto dos referidos sistemas de protecção, sistemas esses que devem fornecer a resistência necessária ao impacto de ameaça.

Neste trabalho procura-se estudar o comportamento ao impacto balístico de sistemas de protecção metálicos. Estudam-se numericamente os factores que influenciam a capacidade de absorção de energia de um alvo. Apresenta-se uma investigação detalhada das características de absorção de impacto de alvos com diferentes espessuras, impactados por projecteis com forma de ponta cilíndrica, hemisférica, cónica e ogival. Analisa-se a influência de vários parâmetros que afectam a capacidade de absorção de energia do alvo, tais como, a energia cinética de impacto, a forma de ponta do projectil, as espessuras e os modos de cedência dos alvos. Faz-se a caracterização do comportamento mecânico ao impacto do aço Weldox 460 E, recorrendo ao programa de elemento finitos Abaqus™.

Evidencia-se, através da análise dos resultados numéricos, a dependência do modo de cedência do alvo em relação ao tipo de projectil utilizado. Verifica-se um aumento da velocidade de limite balístico com o aumento da espessura do alvo, induzindo um aumento da capacidade de protecção deste. Denota-se a influência da forma de ponta do projectil e da velocidade inicial de impacto na variação da velocidade residual do projectil. Ilustra-se o aumento de absorção de energia por parte do alvo, com o aumento de espessura deste. É ainda notória uma absorção de energia de forma mais rápida para projecteis com configuração cilíndrica, verificando-se o inverso em projecteis de configuração ogival.

keywords

Protection systems, spalling, depth of penetration, projectile, target, analytical modelling, finite element method, numerical simulation, Johnson-Cook model.

abstract

The constant forms of threat require the constant development of protection systems capable of sustaining various types of attacks. These mechanisms should have high safety qualifications concerning the protection of people, vehicles or buildings. The development of innovative security systems can follow the evolution of type, technology and performance of the threats (weapons, projectiles, explosives, etc.). Therefore it is of extreme importance the development of means capable of evaluating the impact absorption capability of the before mentioned protection systems, which should be able to provide the resistance needed for the impact of a threat.

This work presents a study of the behavior of metal protection systems against a ballistic impact where the affecting factors of the energy absorption capability of a target are numerically analysed. A detailed investigation of the impact absorption characteristics of a target with different thickness when collided by projectiles with blunt, hemispherical, conical and ogival noses is presented. Influence of various parameters affecting the energy absorption capability of the target, such as the kinetic energy of the impacting projectile, its nose shape, failure mode and thickness is studied. The mechanical behavior under an impact loading of Weldox 460 E steel is analysed using the finite element program Abaqus™.

It is possible to verify the dependence of the failure mode of the target on the type of projectile being used. Along with the increasement of the thickness of the target it is observed that the same happens to its energy absorption and to the ballistic limit velocity. The projectile nose shape and the initial velocity of impact affect its residual velocity. It is also noticed a faster absorption of energy by the target for projectiles with blunt noses, with the opposite happening for the ones with ogival noses.

Conteúdo

I	Enquadramento e Objectivos	1
1	Introdução	3
1.1	Enquadramento e objectivos do trabalho	3
1.2	Estado da arte	4
1.3	Introdução à balística	7
1.3.1	Caracterização da balística	7
1.3.2	Forças actuantes no projectil	8
1.4	Introdução aos sistemas de protecção	8
1.5	Parâmetros utilizados em impacto estrutural	10
1.5.1	Definição de projectil	11
1.5.2	Classificação da espessura do alvo	12
1.5.3	Casos de penetração	12
1.5.4	Caracterização da velocidade	12
1.5.5	Modos de cedência de alvos metálicos	13
1.6	Calibre 7.62 mm	13
1.7	Guia de leitura	15
II	Modelação Analítica	17
2	Modelos analíticos	19
2.1	Introdução	19
2.2	O modelo	19
2.2.1	Dimensão das zonas de impacto	20
2.3	Energia elástica do impacto	22
2.3.1	Zona confinada - Região I	22
2.3.2	Zona não-confinada - Região II	23
2.4	Energia absorvida por deformação plástica	23
2.5	Energia cinética transferida ao alvo	24
2.6	Índice de desempenho balístico	24
2.7	Validação e discussão	25
2.8	Resultados analíticos	26
III	Caracterização Mecânica dos Materiais	29
3	Procedimentos e Métodos	31
3.1	Descrição do material em estudo - Aço Weldox 460 E	31
3.2	Modelo constitutivo	32

3.2.1	Modelo de comportamento plástico de Johnson-Cook	32
3.2.2	Modelo de dano de Johnson-Cook	33
3.3	Ensaio de caracterização	34
3.3.1	Ensaio quase-estático introdutório	35
3.3.2	Ensaio quase-estático: provetes liso e com entalhe	35
3.3.3	Ensaio dinâmico	37
3.3.4	Ensaio de tensão a elevadas temperaturas	37
3.4	Identificação das constantes do material	38
IV	Modelação Numérica	39
4	Análise pelo Método dos Elementos Finitos	41
4.1	Introdução	41
4.2	O método dos elementos finitos	42
4.3	Programa de simulação numérica	43
4.4	Descrição dos ensaios realizados	44
5	Resultados e Discussão	49
5.1	Introdução	49
5.2	Modos de cedência	49
5.3	Velocidade residual e limite balístico	50
5.4	Energia	60
5.5	Tempo de perfuração	68
V	Discussão e Conclusões	77
6	Discussão e Conclusões Gerais	79
6.1	Comparações entre o Modelo Numérico e Analítico	79
6.2	Conclusões gerais	80
6.3	Trabalhos futuros	82

Parte I

Enquadramento e Objectivos

Capítulo 1

Introdução

Procede-se ao enquadramento do presente trabalho, introduzindo os conceitos base sobre balística e sistemas de protecção. Descrevem-se os mecanismos inerentes ao impacto estrutural, como a caracterização da espessura do alvo, a caracterização da velocidade de impacto, os modos de cedência do alvo, entre outros. Apresenta-se uma revisão bibliográfica sobre os assuntos mais abordados.

1.1 Enquadramento e objectivos do trabalho

Os impactos estruturais denotam grande importância no desenho e planificação de novas estruturas. Nos dias de hoje, os acidentes provocados por problemas de impacto estrutural são de grande preocupação em muitos campos civis, assim como em indústrias *offshore*¹, na indústria naval, na aviação comercial e espacial, na indústria nuclear e de processo, *etc.*

A colisão de dois ou mais corpos pode ser observada a partir da queda de um objecto, colisão de veículos ou aeronaves, até à colisão accidental de pássaros na aviação. Devido ao crescente foco nos problemas de impacto, tornou-se necessário um conhecimento profundo sobre o comportamento dos materiais quando sujeitos a carregamentos impulsivos. As elevadas taxas de deformação, bem como os elevados gradientes de temperatura associados a um impacto, influenciam o fluxo de tensão e a ductilidade dos materiais envolvidos.

Os impactos de elevada velocidade tornaram-se alvo de pesquisa em diversos campos de investigação, especialmente nos últimos 50 anos. Durante este período, os métodos utilizados na análise de situações de impacto sofreram alterações drásticas, continuando a existir desenvolvimentos crescentes nesse campo de investigação.

Nas secções seguintes, serão apresentadas as características inerentes ao processo balístico. Aqui serão divididos e classificados os vários tipos de balística existente. Este trabalho foca-se nos efeitos ocorridos no impacto do projectil com o alvo, a balística terminal. Descrevem-se os diversos parâmetros utilizados num impacto estrutural bem como o projectil de calibre 7.62 mm.

Neste contexto, o presente trabalho tem por objectivo o estudo da capacidade de defesa de sistemas de protecção (SP) metálicos. Neste âmbito pretende-se ainda avaliar a influência de alguns parâmetros da ameaça na capacidade de protecção do alvo, isto é, no *spalling* (deformação na face

¹Termo inglês utilizado como referência à localização ou operação sobre uma superfície de água, a alguma distância da costa.

oposta ao impacto de ameaça) e na DoP (*Depth of Penetration*, profundidade de penetração). Assim, de uma forma genérica, o presente trabalho visa:

1. Implementar um conjunto de modelos analíticos para a determinação da profundidade de penetração de projecteis rígidos em alvos com comportamento não-linear plástico.
2. Estudar os modos de cedência de um alvo ao impacto através de quatro formas de projecteis diferentes, a saber, projectil de ponta cilíndrica, projectil de ponta hemisférica, projectil de ponta cónica e projectil de calibre 7.62 mm.
3. Analisar a influência da velocidade de impacto de um projectil no limite balístico do alvo. Este objectivo envolve o cálculo das velocidades de limite balístico do alvo e da velocidade residual do projectil.
4. Verificar a influência da forma de ponta do projectil no tempo de perfuração de alvos metálicos.
5. Realizar um conjunto de simulações numéricas de impacto balístico com o objectivo de calibrar e validar os modelos analíticos para a determinação da profundidade de penetração de projecteis rígidos em alvos metálicos.

1.2 Estado da arte

O estudo dos efeitos resultantes de impactos balísticos tem vindo a ser desenvolvido com os grandes patrocínios da indústria militar. Contudo, existe pouca informação sobre o comportamento mecânico de um impacto. Se tivermos em conta os elevados tipos de projecteis e materiais alvo, e ainda a vasta gama de possíveis condições de fronteira, torna-se evidente a complexidade em estabelecer uma solução analítica global que enquadre todas estas combinações.

Quando ocorre o impacto de um projectil numa estrutura, irá existir uma transferência de energia cinética do projectil para o alvo, sendo esse um processo com uma caracterização muito complexa. A reposta do projectil e do alvo são função de vários factores como por exemplo, a velocidade do projectil e a sua trajectória, as propriedades mecânicas do projectil e do alvo, a forma da ponta do projectil, a espessura do alvo, o rácio de massa entre o alvo e o projectil e as condições de suporte do alvo [1].

Entre os factores acima referidos, a velocidade de impacto do projectil assume máxima importância no estudo balístico. Considerando as diferentes gamas de velocidade e as diferentes repostas no projectil e alvo, é possível delimitar os diferentes regimes de impacto.

Alguns autores estudaram o comportamento dos vários regimes de velocidade no impacto de alvos metálicos. Johnson (1972) [2] demonstrou que um guia útil para avaliar o regime de comportamento dos metais durante impacto seria o parâmetro adimensional $\rho v^2/Y$, onde v representa a velocidade relativa do impacto, ρ a densidade do material e Y a tensão de cedência média. A este parâmetro o autor designou por "número de dano²". O termo ρv^2 representa a tensão de cedência dinâmica, que ocorre na interface entre o projectil e o alvo, durante o processo de penetração, enquanto o termo Y descreve a tensão necessária para o fluir do material. O grande senão no uso de um parâmetro singular como o número de dano de Johnson, reside na falta de diferenciação entre os materiais do projectil e os materiais do alvo. Mais tarde, Jonas e Zukas (1979) [3] reproduziram a resposta dos materiais do projectil e alvo em função das várias gamas de velocidades de impacto. Contudo, verificou-se a insuficiência de tal parâmetro no agrupamento dos diversos eventos dos impactos.

²Do inglês *damage number*.

A selecção de materiais adequados aos sistemas de protecção é muito crucial. Esta selecção tem de ter em conta a crescente mobilidade dos sistemas bem como os níveis de protecção exigidos. Para uma correcta selecção dos materiais é necessário efectuar um estudo exigente das suas propriedades mecânicas. Com esta necessidade, muito autores basearam a sua investigação no efeito das propriedades mecânicas no desempenho balístico de diversas estruturas. Nos cálculos realizados por Tabor (1948) [4], foi considerada uma pressão eficaz com intensidade três vezes superior à força final do impacto. Nos finais dos anos 70 do Século XX, Sinha *et al.* (1977) [5] analisou o efeito provocado pelo módulo de elasticidade nos esforços de impacto em alvos de Alumínio 2024. Nos trabalhos de investigação elaborados por Tate (1977) [6], este assumiu que a força de fluxo seria três vezes superior à tensão limite de elasticidade. Woodward (1978) [7] descreveu a penetração de um projectil cónico, expressando os seus resultados em função da tensão de cedência do material do alvo. Não obstante, a validação do desempenho do projectil em alvos planos foi discutida em função da tensão de cedência por diversos investigadores (como por exemplo Bishop *et al.* 1945 [8]; Taylor 1948b [9]; Woodward 1978 [7]; Corran *et al.* 1983 [10]; Landkof e Goldsmith 1985 [11]; Radin e Goldsmith 1988 [12]).

Mais recentemente, Li e Jones (1999) [13] apresentaram um estudo representativo dos modos de cedência ocorridos para uma viga sujeita a um carregamento transversal. Segundo esses autores, os modos enumeram-se como, (i) elevada deformação inelástica; (ii) cedência brusca, resultado da combinação dos esforços de flexão, corte e membrana; (iii) cedência por corte transversal; (iv) corte adiabático e (v) cedência associada à tensão de propagação da onda de choque.

Um outro parâmetro importante na análise da resistência de um material é a sua dureza. A dureza expressa a resistência de um material sujeito a deformações permanentes. Manganello e Abbott (1972) [14] investigaram a influência das propriedades mecânicas do aço no comportamento de protecções sujeitas ao impacto a baixas velocidades. Da sua investigação, concluíram que a dureza era a propriedade crítica que afectava o desempenho balístico. Anos mais tarde, Woodward (1977) [15] propôs um critério de comparação entre os diferentes materiais metálicos constituintes dos sistemas de protecção. A comparação foi efectuada recorrendo às suas propriedades físicas e mecânicas. No que diz respeito ao desempenho balístico, as ligas de titânio e as ligas duras de aço apresentaram maior vantagem que as restantes. Mais recentemente, Dikshit *et al.* (1995) [16] estudaram a dureza de um alvo na penetração balística de placas finas de aço. Estes descobriram que o efeito da dureza de uma placa, no desempenho balístico, depende quer do estado plano de tensão quer do estado plano de deformação. Anderson *et al.* (1999) [17] investigaram o efeito da dureza do núcleo do projectil na resistência balística de alvos de aço. Os resultados obtidos apontam para a não dependência da velocidade de impacto com a dureza, assumindo a dureza do núcleo como superior à dureza do alvo.

Numa análise constitutiva dos elementos de protecção, diversos autores focaram o seu estudo nas capacidades balísticas de alvos multi-camada. Marom e Bodner (1979) [18] efectuaram estudos analíticos e experimentais sobre a resistência balística de vigas finas e planas de Alumínio puro e da liga 6061-T6, distribuídas em várias camadas, impactadas por projecteis de 5.6 mm. As vigas multi-camada demonstraram maior resistência à penetração que as equivalentes vigas monolíticas. Corran *et al.* (1983) [10] demonstraram experimentalmente que alvos de dupla/tripla camada apresentam resistência balística superior a um alvo monolítico se a espessura total exceder o valor crítico. Recentemente, Dey *et al.* (2007) [19] reportou um estudo experimental e numérico da resistência de perfuração de alvos de aço de dupla-camada. Esses investigadores descobriram que no caso do impacto de um projectil de ponta cilíndrica, o limite balístico do alvo de dupla-camada é 30% superior ao caso do alvo monolítico. Uma conclusão oposta foi obtida por Radin e Goldsmith (1988) [12]. Estes efectuaram testes de impacto em alvos multi-camada, considerando uma vasta gama de espessuras. Esta descoberta foi confirmada por Almohandes *et al.* (1996) [20] através de um extensivo programa experimental em alvos de aço com várias configurações, sujeitos ao

impacto de um projétil de 7.62 mm.

Diversos modelos foram criados no passado na tentativa de determinar a energia absorvida por um sistema de protecção no arremesso de um projétil [21]. Taylor (1948a) [22] estabeleceu o trabalho realizado por um projétil na penetração de um alvo, assumindo a existência de uma expansão radial de um furo cilíndrico de diâmetro igual ao projétil. Thompson (1955) [23] melhorou o modelo proposto por Taylor (1948a) ao incluir o trabalho realizado na formação da concavidade do material quando este é atingido por projéteis rígidos.

Posteriormente, Averbuch e Bodner (1974) [24] investigaram o processo de perfuração de uma placa metálica por acção de um projétil rígido, assumindo um modelo analítico dividido em três fases. Na primeira fase, o movimento do projétil é retardado através do fluxo plástico radial e da resistência de inércia do material do alvo. A segunda fase contempla a formação, por deformação, de uma rolha. A última fase é caracterizada pela ejeção, devido ao processo de corte, desta rolha. Um método refinado do anterior foi apresentado por Ravid e Bodner (1983) [25] em que é assumido um modelo bidimensional, dispendo de 5 estágios de penetração, nomeadamente (i) penetração dinâmica plástica, (ii) formação de uma saliência devido ao impacto, (iii) avanço da saliência, (iv) formação da rolha e (v) a saída do projétil.

Com a necessidade de caracterizar analiticamente os processos de penetração e perfuração, Bishop *et al.* (1945) [8] desenvolveram equações para expansões quase-estáticas de cavidades cilíndricas e esféricas em sólidos elasto-plásticos, tendo utilizado essas equações para estimar a força de penetração de projéteis de ponta cónica em alvos metálicos. Dispendo das equações de expansão esférica de sólidos incompressíveis utilizadas por Bishop *et al.*, Goodier (1965) [26] desenvolveu um modelo para a caracterização da profundidade de penetração de esferas rígidas em alvos metálicos. Esse modelo teve em consideração a inércia do alvo. Outros autores utilizaram as equações de expansão esférica apresentadas por Bishop *et al.* (1945) e, entre eles, Forrestal *et al.* (2008) [27] apresentou uma série de equações explicativas do processo de penetração de hastes com ponta ogival em alvos de Alumínio.

Numa análise do impacto de alta velocidade, Tate (1977) [6] recorreu a uma abordagem de escoamento plástico confinado, enquanto Backman e Goldsmith (1978) [28] estudaram os modos dominantes de cedência que podem ocorrer durante o processo de penetração e perfuração dos vários alvos. Landkof e Goldsmith (1985) [11] propuseram um modelo analítico determinístico da energia absorvida no processo de perfuração de alvos metálicos de espessura fina, por projéteis cilindro-cónicos. Este modelo teve como base a teoria das rótulas plásticas na formação das dobras das pétalas. Uma teoria unificada de penetração foi proposta por James (1987) [29], tendo como consideração as teorias de formação de jactos e de dissipação de energia cinética. Na perfuração de alvos de Alumínio com hastes de ponta cónica, Forrestal *et al.* (1987) [30] consideraram os efeitos radiais no cálculo do volume que participa nos processos de deformação elástica e deformação plástica.

Os modos de cedência ou ruptura para os processos de penetração e perfuração de alvos metálicos de espessura intermédia ou fina sujeitos ao impacto de um projétil, podem ocorrer devido a uma variedade de mecanismos, como a fractura total devido ao estado inicial de tensão, fractura radial, *spalling*, formação de uma rolha, formação de pétalas, fragmentação e alargamento dúctil do furo.

Os mecanismos de absorção de energia para os anteriores modos de cedência são muito complexos. A energia cinética do projétil é dissipada em vários mecanismos de deformação, como vibrações elásticas no alvo e projétil, deformações plásticas no alvo, flexão e corte, e deformação plástica do projétil.

Numa abordagem centrada ao projétil, alguns investigadores estudaram a influência do tamanho e da forma da ponta do projétil do desempenho balístico. Young (1969) [31] procedeu à realização de uma série de experiências com o objectivo de determinar o efeito de vários parâmetros,

como a forma da ponta do projétil, a massa, a área do projétil e a velocidade de impacto, na resistência à penetração e na profundidade de penetração. Arias *et al.* (2008) [32] desenvolveram um modelo numérico onde testaram o comportamento de uma placa fina de aço sujeita ao impacto de projéteis rígidos com forma cilíndrica, cónica e hemisférica. Estes concluíram que a forma da ponta do projétil altera a energia absorvida, o modo de cedência e o limite balístico.

1.3 Introdução à balística

A balística é a ciência que estuda a propulsão, movimento e impacto de corpos lançados ao ar livre. Esta ciência aparece associada ao disparo de projéteis através de armas de fogo. Ao estudarmos o disparo de um projétil por uma arma de fogo, é necessário ter em conta o comportamento deste, quer no interior como no exterior da arma. Os princípios inerentes à balística permitem analisar a trajectória, o impacto, as marcas e a explosão de um projétil. Para uma correcta análise esta ciência recorre a técnicas próprias e conhecimentos físico-químicos [33].

Numa consideração bidimensional, pode-se analisar o movimento balístico como uma composição de vários movimentos. Numa primeira análise, no movimento vertical, o projétil está exposto a um movimento rectilíneo uniformemente variado, consequência da aceleração da gravidade. Do ponto de vista do movimento horizontal, o projétil sofre um deslocamento uniforme, uma vez que não existe nenhuma aceleração nesta direcção.

Nos últimos anos, o estudo da balística tem obtido inúmeros êxitos. Nesses êxitos, constam o desenvolvimento de fotografias de alta velocidade e do estroboscópio³. Estes dispositivos têm permitido o estudo aprofundado da movimentação de projéteis, desde o momento em que são disparados até o instante em que atingem o alvo.

1.3.1 Caracterização da balística

Como ciência que estuda o comportamento e os efeitos mecânicos produzidos por projéteis, a balística pode ser subdividida em três componentes distintas. Estas são designadas por: (i) balística interna, (ii) balística externa e (iii) balística terminal [34].

A balística interna (também conhecida como balística interior) estuda os mecanismos de propulsão e movimento do projétil dentro de uma arma de fogo ou dispositivo de disparo. Os seus casos de estudo incluem a ignição e queima da pólvora do propulsor, a pressão produzida pela expansão dos gases, o movimento do projétil através do furo de saída e a concepção da camisa do projétil. Esta camisa deve ser projectada com capacidade de resistir às deformações e tensões resultantes. Na figura 1.1 é ilustrado o ciclo de disparo balístico de um cartucho por uma arma de fogo.

A balística externa (também designada como balística exterior) analisa os processos ocorrentes no projétil, desde o instante de saída da arma até ao instante que atinge o alvo. Esta ciência dedica-se assim ao estudo do movimento de um projétil durante o voo. Ao viajarem pelo ar, os projéteis estão sujeitos a afectações provocadas pelo vento, resistência do ar e força da gravidade. Estas forças induzem uma alteração do movimento, influenciando assim o caminho a seguir pelo projétil, designado por trajectória. A trajectória varia com a massa, a forma, a velocidade e ângulo de disparo do projétil. A forma geral de uma trajectória é descrita como uma parábola, sendo a distância total percorrida por um projétil designada por alcance.

A balística terminal enquadra-se no ramo da ciência que estuda o comportamento do projétil aquando do impacto com o alvo. É caracterizada pela ocorrência de eventos rápidos, de elevadas pressões e grandes taxas de deformação. Após disparada, a bala deve possuir uma quantidade significativa de energia cinética para atingir o alvo, penetrá-lo e executar a sua tarefa.

³Instrumento que permite a observação de objectos com movimentos rápidos.

Considerando uma análise física, podemos deduzir que a massa e a velocidade são dos parâmetros mais importantes no desempenho de uma arma de fogo e do respectivo projectil. Estes parâmetros influenciam directamente a energia cinética que é transmitida e absorvida (em maior ou menor grau) ao alvo.

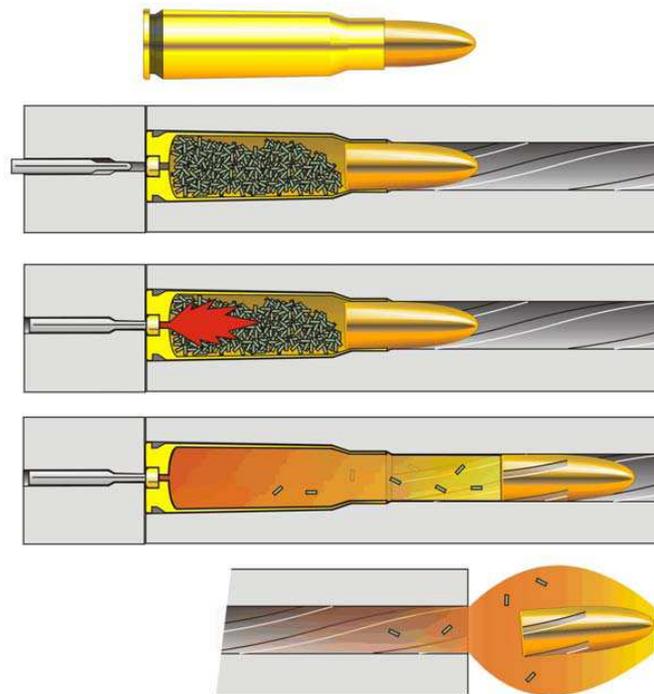


Figura 1.1: Ciclo balístico de disparo de um cartucho [34].

1.3.2 Forças actuantes no projectil

Durante o movimento, a gravidade transmite uma aceleração descendente sobre o projectil, fazendo-o desviar da linha inicial de disparo. Outra força que actua no projectil é a resistência do ar, causando uma desaceleração do movimento, com uma magnitude proporcional ao quadrado da sua velocidade \vec{v} . Durante longos períodos de voo, estas forças têm um grande impacto sobre a trajectória do projectil, devendo ser contabilizadas na descrição da trajectória a seguir. Na figura 1.2 são descritas as forças actuantes num projectil após o seu disparo. Os vectores \vec{F}_{ar} e \vec{F}_{arg} representam as forças de resistência do ar na direcção horizontal e vertical, respectivamente. O vector \vec{F}_g representa a força de gravidade, sendo \vec{F}_d a força de disparo do projectil.

Durante o processo de disparo é originado um movimento de rotação do projectil. Quando esse movimento se torna excessivo, o projectil sofre instabilidade no trajecto a seguir. Essa instabilidade irá causar distorções e perdas de acuidade do disparo. Na figura 1.3 são ilustrados os vários acontecimentos no trajecto de um projectil, consoante o grau de estabilidade.

1.4 Introdução aos sistemas de protecção

A protecção pessoal é descrita através de itens que são usados ou desenvolvidos para proporcionar protecção individual contra um tipo de energia. No ramo militar, esta energia apresenta-se

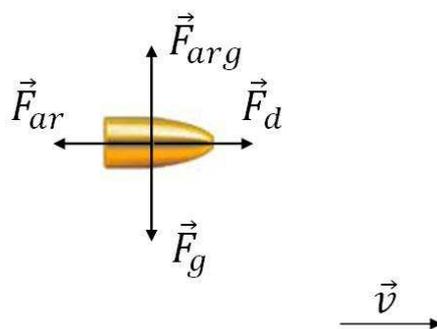


Figura 1.2: Forças actuantes num projétil, imediatamente após ao disparo.

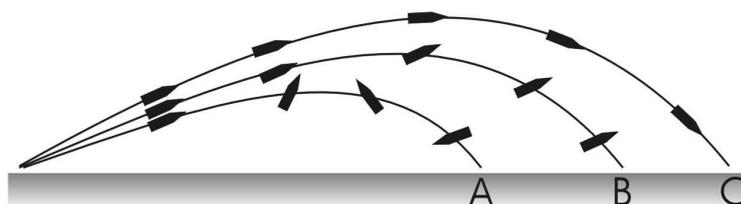


Figura 1.3: Comportamento de um projétil consoante o grau de estabilidade. (A) instável, (B) estabilidade intermédia, (C) estável [34].

principalmente na forma de impactos de projéteis não penetrantes, ondas de choque por explosões e mísseis penetrantes.

A energia é a capacidade de efectuar trabalho. O trabalho realizado sobre o corpo humano num impacto balístico, poderá conduzir à produção de contusões e laceração dos tecidos, bem como fractura de ossos. Os projéteis penetrantes transmitem uma energia interna durante a sua passagem através dos tecidos humanos. As ondas de choque e os impactos não penetrantes interagem com a superfície exterior da pele, gerando o movimento desta. Este movimento resulta da energia externa produzida que é depois transmitida internamente na forma de ondas de pressão e tensões de corte.

Os sistemas de protecção balística coexistem na forma de vestes, casacos, coletes de protecção individual e em veículos de combate. Estes sistemas têm de ser concebidos de modo a resistirem a todo o tipo de projéteis e impactos verificados. Um dos parâmetros relevantes na sua concepção é o peso. Daí, serem realizados diversos estudos com objectivo de minimização do peso estrutural dos sistemas de protecção.

Nas últimas décadas, o desenvolvimento que se tem vindo a verificar no domínio dos materiais e ao nível do projecto e fabrico dos sistemas de protecção, tem vindo a fomentar o nível de protecção permitido pelas blindagens balísticas. Com vista à consolidação destes desenvolvimentos, importa avaliar a capacidade de absorção de energia destas protecções.

Neste trabalho procuram-se investigar metodologias numéricas e analíticas que permitam quantificar a energia transmitida às blindagens, assim como identificar os diversos mecanismos de deformação ocorrentes de um impacto balístico.

Os sistemas de protecção pessoal apresentam-se sob diversas formas, sendo desenhados com o intuito de garantir protecção contra diferentes ameaças balísticas. Alguns desses sistemas são descritos como:

- capacetes balísticos, que asseguram protecção contra fragmentos anti-pessoais ou projéteis

de baixa energia (exemplo de disparos através de revólveres ou pistolas). Em geral, os capacetes balísticos não garantem protecção contra projectéis de elevada velocidade. Na figura 1.4(a) é ilustrado um tipo de capacete utilizado como sistema de protecção da zona da cabeça;

- armaduras para o corpo, que garantem protecção contra fragmentos, impacto de projectéis, ou até mesmo cortes perfurantes de facas. Os fatos de protecção pessoal, utilizados no desarmamento de engenhos explosivos, apresentam-se como um dos sistemas mais populares e extensíveis a todo o corpo. Um exemplo de um desses fatos encontra-se representado na figura 1.4(b);
- armaduras de mão, como por exemplo os escudos, que são concebidos com a finalidade de protecção contra projectéis de baixa energia. Na figura 1.4(c) são ilustrados escudos de protecção utilizados pela polícia.



Figura 1.4: Sistemas de protecção pessoal.

1.5 Parâmetros utilizados em impacto estrutural

Os impactos estruturais dinâmicos apresentam algumas características que os distinguem dos carregamentos em condições quase-estáticas. Do ponto de vista físico, os efeitos de inércia devem ser considerados em todas as equações de análise. Estes efeitos dão ênfase às tensões de choque, que se propagam nos materiais impactados, e que são essenciais para a correcta caracterização dos fenómenos transientes ocorrentes de um impacto. Do ponto de vista do material, a curta duração de um fenómeno de impacto leva à introdução de taxas de deformação elevadas, não verificadas nos fenómenos quase-estáticos, e que devem ser tidas em conta na correcta modelação dos fenómenos envolvidos.

Os problemas inerentes ao impacto de projectéis podem ser categorizados em termos da velocidade de impacto, dos modos de penetração, dos modos de cedência, etc. Nas sub-secções seguintes são apresentados alguns dos parâmetros envolvidos num impacto.

1.5.1 Definição de projectil

De acordo com Zukas *et al.* (1982) [35], o termo projectil pode ser utilizado para qualquer item capaz de ser lançado. Na figura 1.5 são ilustrados os tipos de projecteis mais comuns. Os projecteis são normalmente caracterizados como macios, semi-duros ou duros, dependendo do material que é utilizado e do grau de deformação que sofrem durante um impacto. Os projecteis macios sofrem uma deformação significativa, enquanto que os semi-duros sofrem uma pequena deformação, que não se faz sentir nos projecteis duros. Além disso, é usual caracterizar o projectil pela sua geometria inicial. A figura 1.6 mostra algumas formas de ponta comumente encontradas nos projecteis.

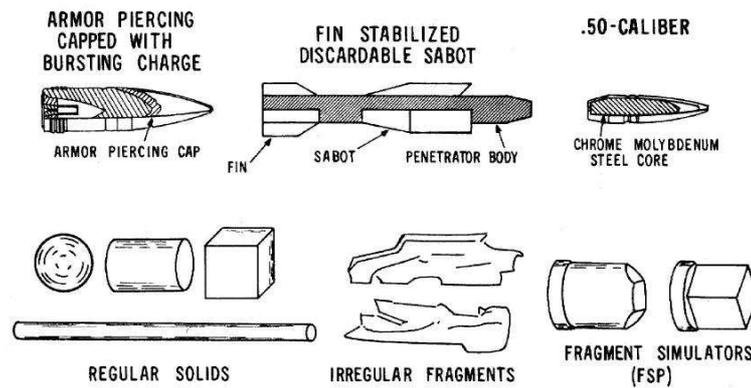


Figura 1.5: Exemplos de projecteis [35].

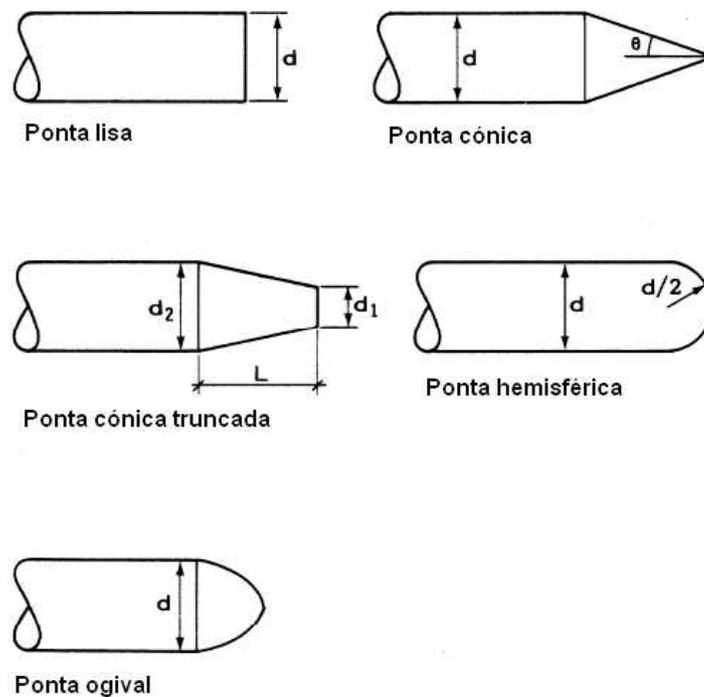


Figura 1.6: Formas genéricas de projecteis: imagem modificada relativamente à previamente apresentada por Langseth (1988) [36].

1.5.2 Classificação da espessura do alvo

O alvo é definido como um objecto móvel ou estacionário que sofre deformação proveniente do impacto de um projectil. A classificação de um alvo ocorre de acordo com a sua espessura. Segundo Backman e Goldsmith (1978) [28], a classificação dos alvos é feita da seguinte forma:

- semi-infinito, se não existir influência das condições de fronteira da região oposta ao impacto;
- espesso, se existir influência das condições de fronteira da região oposta ao impacto, mas apenas para uma penetração substancial do projectil;
- intermédio, se a superfície oposta ao impacto exercer uma influência considerável no processo de deformação, durante o movimento do projectil;
- fino, se os gradientes de tensão e deformação não existirem em toda espessura.

1.5.3 Casos de penetração

O termo penetração é definido como a entrada de um projectil em qualquer região do alvo (Backman e Goldsmith (1978) [28]). A penetração envolve processos como perfuração, incrustação e ricochete, sendo definidos como:

- perfuração significa que o projectil trespassou o alvo, com uma velocidade residual final;
- incrustação traduz a cessação de movimento do projectil durante o contacto com o alvo;
- ricochete denota a deflexão do projectil, sem que ocorra perfuração ou incrustação.

Uma medida comum de teste à resistência de um alvo é o limite balístico. Em termos gerais, o limite balístico de uma estrutura é caracterizado pela maior velocidade a que esta pode resistir sem a ocorrência de perfuração. O limite balístico pode, também, ser apresentado como a média de duas velocidades de impacto, sendo uma dada pela maior velocidade a que ocorre penetração parcial e a outra como a menor velocidade ocorrida para perfuração total.

1.5.4 Caracterização da velocidade

Tendo em conta a penetração de um alvo, é necessário prever a energia cinética (função da massa e velocidade do projectil) que é transmitida para o alvo. De seguida irão ser caracterizados os vários regimes de velocidade, tendo em conta os estudos realizados por Backman e Goldsmith (1978) [28]:

- regime de baixa velocidade (0-50 m/s): a deformação é controlada por flexão elástica e plástica, ocorrendo um alongamento plástico de membrana para um aumento da massa do projectil. O domínio de baixa velocidade cobre acontecimentos como a queda de objectos, impacto de veículos, colisão de navios, *etc*;
- regime de velocidade sub-militar (50-500 m/s): projecteis duros irão apresentar um comportamento elástico, enquanto o alvo apresenta uma resposta plástica. A taxa de energia dissipada, dentro do alvo, é limitada por ondas elásticas e plásticas que tendem a reduzir a extensão da deformação. O regime de velocidade sub-militar abrange o desenho de contentores nucleares, queda livre de engenhos explosivos e mísseis, e ainda os fragmentos resultantes de explosões;

- regime de velocidade militar (500-1300 m/s): a maior parte da energia cinética é convertida em trabalho plástico, quer para o projectil quer para o alvo. A parte activa (afectada pelo impacto) do alvo encontra-se dentro de uma zona limitada, tipicamente 2 a 3 vezes o diâmetro do projectil. Esta gama de velocidades é de grande interesse para aplicações militares, como o lançamento de mísseis e projecteis de elevada energia cinética;
- regime de velocidade ultra-militar (1300-3000 m/s): dependendo das propriedades mecânicas do projectil e do alvo, uma descrição hidrodinâmica do comportamento do material torna-se necessária. O alvo e o projectil podem comportar-se como fluidos, quando o nível de tensão superar a resistência do material. Este regime de velocidades cobre essencialmente o lançamento de *rockets*;
- regime de hiper-velocidade (>3000 m/s): o projectil e o alvo comportam-se como fluidos, sendo o projectil vaporizado para velocidades extremamente elevadas. Este domínio de velocidade revela grande interesse no desenho de vaivéns espaciais, resistentes ao impacto de meteoritos.

1.5.5 Modos de cedência de alvos metálicos

É comum dividir a resposta do alvo entre modos que provocam a cedência e modos que só provocam pequenas deformações. De acordo com Zukas *et al.* (1982) [35], os diferentes modos de cedência dependem de inúmeras variáveis como as propriedades do material, a velocidade de impacto, a forma da ponta do projectil, a geometria do alvo, as condições de suporte e a massa do alvo e do projectil.

Os materiais constituintes dos alvos impactados podem sofrer cedência por uma combinação de vários modos, incluindo *spalling*⁴, formação de uma rolha⁵, formação de pétalas⁶, alargamento dúctil do furo⁷ e corte adiabático. Na figura 1.7 é possível visualizar alguns desses modos.

Os processos de formação de uma rolha, formação das pétalas e *spalling* são do máximo interesse no presente trabalho. A formação de uma rolha ocorre a partir de um modo de fractura convencional, como a formação de vácuo no material. A forma da rolha depende do estado de tensão triaxial, bem como dos esforços de membrana e flexão. O fenómeno que leva à formação das pétalas, é produzido por tensões radiais após a passagem da onda de tensão inicial. O processo de *spalling* ocorre devido à reflexão da onda inicial de compressão plástica na superfície livre do alvo. A cedência por *spalling* pode ocorrer quer na parte frontal quer na parte oposta do alvo, sendo caracterizada pela formação de pétalas ou ejeção de fragmentos.

1.6 Calibre 7.62 mm

Existe um elevado número de cartuchos que utiliza o projectil de calibre 7.62 mm. Esta medida corresponde a 0.30 polegadas, de onde resulta historicamente esta classe de cartucho ser designada por *.30 caliber* (calibre 0.30), sendo utilizada em armamento meramente militar. A medida 7.62 mm refere-se ao diâmetro do bocal de saída do cartucho.

Para este calibre, existem diversos tipos de cartuchos. De seguida são apresentados os dois mais comuns em várias fases do tempo.

⁴ Termo de língua inglesa, utilizado como referência aos efeitos ocorridos na face oposta do impacto.

⁵ Do inglês *plug*

⁶ Do inglês *petals*. Aparece associado ao aspecto de perfuração do alvo, caracterizando-se pela forma com que o material se separa.

⁷ Do inglês *ductile hole enlargement*.

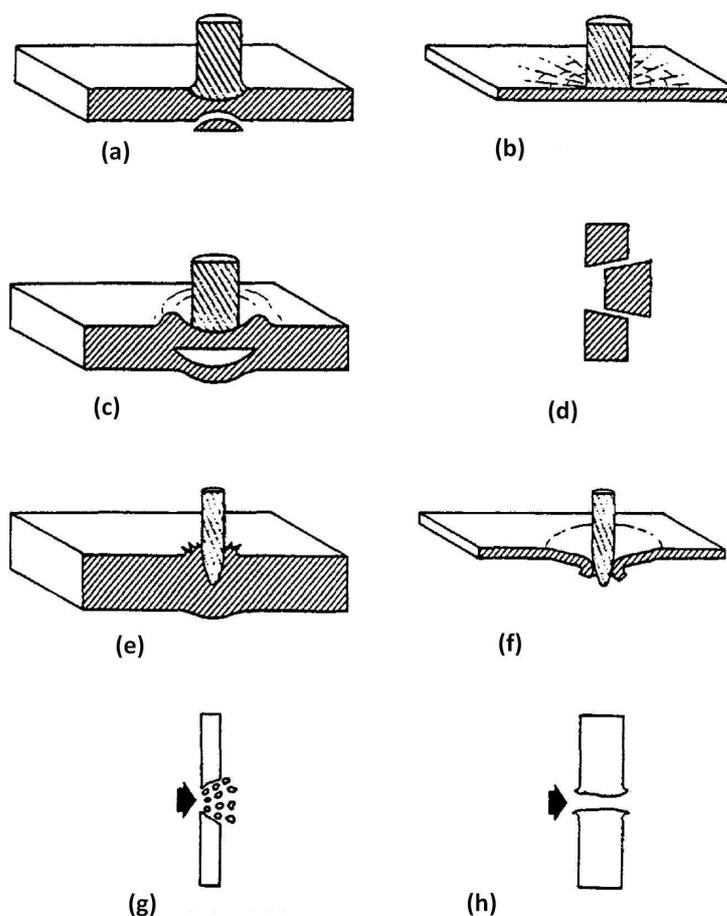


Figura 1.7: Modos de cedência de alvos planos: (a) fractura devida à onda de tensão inicial; (b) fractura radial; (c) *spalling*; (d) formação de uma rolha; (e) formação das pétalas (frontal); (f) formação das pétalas (oposta); (g) fragmentação; (h) alargamento dúctil do furo [37].

O cartucho soviético 7.62×39 mm M39 foi desenhado no início da segunda Guerra Mundial para a carabina SKS. O projectil foi influenciado pelo alemão 7.92 mm *Kurz*, que significa projectil curto. Mesmo antes do início da guerra foi desenhada uma das mais famosas e comercializadas armas de todos os tempos: a AK-47. Esta arma utilizava o cartucho 7.62×39 mm, tendo sido esse o cartucho standard até à década 70 do Século XX. Até aproximadamente a década de 90 do Século XX, o cartucho 7.62×39 mm tornou-se popular nos Estados Unidos da América, passando a ser muito utilizado em caça, bem como em campos de treino de tiros. Na figura 1.8(a) é ilustrado um cartucho destas dimensões.

O cartucho 7.62×51 mm NATO foi desenvolvido na década de 50 do Século XX, tendo sido considerado o cartucho padrão na maioria dos países da NATO. O cartucho adoptado foi desenvolvido pelo engenheiro norte americano Winchester através da empresa Olin Firearms. As especificações para o cartucho 7.62×51 mm NATO não são idênticas à versão comercial *.308 Winchester*. O cartucho 7.62×51 mm NATO foi introduzido no serviço militar em espingardas e metralhadoras. Na figura 1.8(b) é ilustrado um cartucho deste tipo.

Neste trabalho foi estudado o desempenho de um alvo contra o impacto de vários projecteis. A esse nível, foi estudado o comportamento do projectil de calibre 7.62 mm ilustrado na figura 1.9 (com representação esquemática na figura 4.3). O projectil de calibre 7.62 mm é constituído por uma camisa de cobre e um núcleo de chumbo.

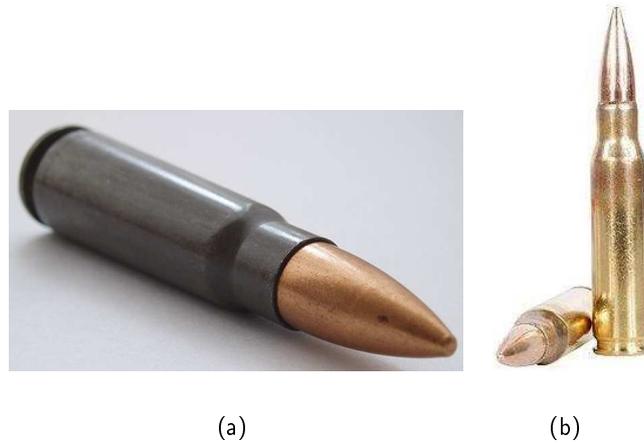


Figura 1.8: Ilustração dos cartuchos de calibre 7.62 mm: (a) cartucho soviético 7.62 × 39 mm e (b) cartucho 7.62 × 51 mm NATO.



Figura 1.9: Figura ilustrativa de vários projecteis de calibre 7.62 mm

1.7 Guia de leitura

A presente dissertação divide-se em seis capítulos, sendo o primeiro este capítulo introdutório.

Capítulo 1

Procede-se ao enquadramento do presente trabalho, introduzindo os conceitos de base sobre balística e sistemas de protecção. Descrevem-se os mecanismos inerentes ao impacto estrutural, como a caracterização da espessura do alvo, a caracterização da velocidade de impacto, os modos de cedência do alvo, entre outros. Apresenta-se uma revisão bibliográfica sobre os assuntos mais abordados.

Capítulo 2

Neste capítulo, apresenta-se o modelo analítico para o cálculo do desempenho balística. Descreve-se a metodologia de cálculo do índice (ou mérito) balístico e sua validação. Ilustram-se os resultados obtidos da aplicação do modelo analítico.

Capítulo 3

Realiza-se uma descrição do material em estudo - Aço Weldox 460 E. Apresentam-se os modelos utilizados na descrição do material. Foca-se a atenção para os modelos de comportamento plástico e de dano de Johnson-Cook. Descrevem-se os ensaios realizados na determinação das constantes dos modelos referidos.

Capítulo 4

Neste capítulo expõem-se os conceitos básicos da formulação do Método dos Elementos Finitos (MEF), aplicada à mecânica dos meios contínuos. Descrevem-se o programa de simulação numérica, AbaqusTM, e a gama de ensaios realizados.

Capítulo 5

Procede-se à análise e comparação dos resultados numéricos obtidos pelas simulações realizadas recorrendo ao programa de simulação AbaqusTM. Expõem-se os resultados com base nos diversos mecanismos que afectam o processo de penetração e perfuração do alvo. Justificam-se convenientemente os gráficos ilustrados.

Capítulo 6

Neste capítulo final realiza-se a comparação entre os resultados obtidos numericamente e os resultados provenientes do modelo analítico. Descrevem-se as principais conclusões do trabalho que aqui se apresenta. Para terminar indicam-se algumas perspectivas de desenvolvimento de trabalho futuro.

Parte II

Modelação Analítica

Capítulo 2

Modelos analíticos

Apresenta-se o modelo analítico para o cálculo do desempenho balístico. Descreve-se a metodologia de cálculo do índice (ou mérito) balístico e sua validação. Ilustram-se os resultados obtidos da aplicação do modelo analítico.

2.1 Introdução

Nas secções que se seguem, é apresentado o modelo matemático utilizado no cálculo analítico da profundidade de penetração (DoP). Este modelo engloba, também, o cálculo do desempenho balístico dos materiais metálicos utilizados em sistemas de protecção. Para atingir esse objectivo recorre-se a uma aproximação com base num balanço energético. Dessa forma a energia cinética do projectil é assumida como sendo absorvida pela deformação elástica e plástica durante o processo de penetração [21].

O processo de penetração de um alvo através do impacto de um projectil pode ocorrer a partir de um diverso número de mecanismos, como a formação de pétalas, alargamento dúctil do furo, formação de uma rolha e fragmentação do material, conforme visto anteriormente na Secção 1.5.5.

Recht and Ipson (1963) [38] desenvolveram um método de análise de energia para o modo de cedência verificado na formação de uma rolha. A partir desta análise eles conseguiram prever o valor da velocidade residual do projectil. Este método serviu de base ao cálculo da velocidade de limite balístico a partir da velocidade residual obtida numericamente. No capítulo 5 será ilustrado o método utilizado no cálculo da velocidade de limite balístico.

2.2 O modelo

Neste modelo, um alvo protector de espessura finita é dividido em duas regiões (I e II), como ilustrado na figura 2.1(a). Na zona do alvo que sofre impacto de forma directa, é assumido um estado plano de tensão para a região I, permitindo ao material fluir apenas na direcção radial. No outro extremo (região II), torna-se evidente uma deformação na face do alvo oposta ao impacto. A espessura relativa destas duas regiões é calculada de acordo com a diminuição da velocidade do projectil, observada durante o processo de penetração. A energia cinética transmitida pelo projectil é absorvida de três modos:

- através da deformação elástica do material em volta do projectil;

- através da deformação plástica do material em volta do projectil;
- através da energia cinética transmitida ao material do alvo.

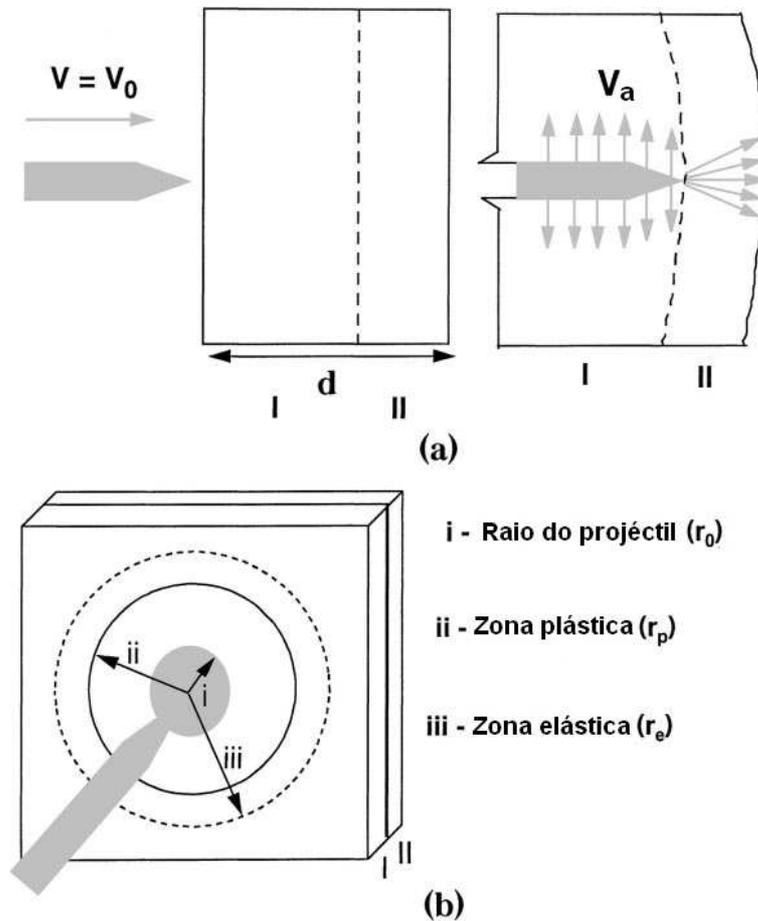


Figura 2.1: Diagrama esquemático do mecanismo de penetração assumido no modelo: (a) regiões confinada (I) e não-confinada (II) e (b) zonas elástica e plástica. Imagem modificada da original publicada por Srivathsa e Ramakrishnan (1999) [39].

A energia total absorvida por cada um dos casos é determinada como sendo o produto entre a energia absorvida por unidade de volume e o volume participante no respectivo modo de deformação.

2.2.1 Dimensão das zonas de impacto

Considerando como sendo α_1 e α_2 as espessuras das regiões I e II, respectivamente, é prática comum assumir a diminuição da velocidade ($v\delta v/\delta x$) do projectil penetrante como sendo função da própria velocidade de impacto. Alguns autores assumem que esta diminuição de velocidade é uma função linear da quantidade de movimento (mv), sendo que outros consideram-na como sendo função da energia cinética ($1/2mv^2$). Contudo, no caso real, esta pode ser assumida como uma combinação das duas abordagens, sendo expressa como

$$v \frac{\delta v}{\delta x} = -Av^{3/2}, \quad (2.1)$$

onde v é a velocidade e A uma constante. Fazendo a integração da equação (2.1) para $v = v_0$ até v_x , obtém-se

$$2[\sqrt{v_0} - \sqrt{v_x}] = Ax, \quad (2.2)$$

onde v_0 é a velocidade inicial de impacto e v_x é a velocidade do projectil após penetração a uma distância x do alvo, na direcção de penetração. A determinação do valor da constante A obtém-se impondo $v_x = 0$ para $x = d$ (onde d é a espessura total do alvo). Realizando um arranjo da equação (2.2), ilustra-se que

$$1 - \frac{\sqrt{v_x}}{\sqrt{v_0}} = \frac{x}{d} = \alpha_x, \quad (2.3)$$

onde α_x representa a espessura necessária para a redução da velocidade até v_x . Assume-se que a primeira região (I) se estende na espessura do alvo até à profundidade que deixa de se fazer sentir a cavidade provocada pelo projectil. Segundo Eichelberger (1956) [40] e Allen e Rogers (1961) [41] o valor mínimo de tensão necessária para produzir a cavidade é de aproximadamente $2.6\sigma_y$, onde σ_y é a tensão de cedência do material do alvo.

Na análise que aqui se apresenta, assume-se uma velocidade representativa v_a constante ao longo de toda a espessura do alvo. De acordo com o modelo proposto por Srivathsa e Ramakrishnan (1999) [39] esta velocidade pode ser expressa como sendo igual a

$$v_a = \frac{v_0}{1.85}. \quad (2.4)$$

Para determinar a velocidade longitudinal da onda de choque elástica é necessário calcular o parâmetro adimensional k_γ do seguinte modo

$$k_\gamma = \sqrt{\frac{1 - \gamma}{(1 - 2\gamma)(1 + \gamma)}}, \quad (2.5)$$

onde γ é o coeficiente de Poisson do material. Assim, a velocidade longitudinal da onda de choque elástica do material do alvo é dada pela expressão

$$C_e = k_\gamma \sqrt{\frac{E}{\rho}}, \quad (2.6)$$

onde E é o módulo de elasticidade e ρ a densidade do material do alvo. Para calcular a velocidade do projectil na interface entre as regiões I e II, v_1 , é necessário ter em conta a densidade do material do alvo, ρ , a velocidade longitudinal da onda de choque elástica, C_e , e ainda a tensão de cedência do material do alvo, σ_y . A expressão para v_1 é dada como

$$v_1 = \frac{-\rho C_e + \sqrt{\rho^2 C_e^2 + 10.4\rho\sigma_y}}{2\rho}. \quad (2.7)$$

Substituindo v_1 por v_x na equação (2.3) é possível obter finalmente os valores das espessuras das regiões do alvo, isto é

$$\alpha_1 = 1 - \frac{\sqrt{v_1}}{\sqrt{v_0}} \text{ e } \alpha_2 = 1 - \alpha_1. \quad (2.8)$$

2.3 Energia elástica do impacto

As energias absorvidas na região I, zona confinada, e na região II, zona não-confinada, apresentam valores diferentes. Como tal, têm de ser calculadas separadamente. Nos parágrafos seguintes ilustra-se o processo de cálculo para a energia de deformação elástica [21].

2.3.1 Zona confinada - Região I

Na figura 2.1(b) é representado um desenho esquemático das regiões plástica e elástica do alvo, após o impacto. Nesta figura, r_e representa a distância radial coberta pela frente de onda elástica, podendo ser calculada pela expressão

$$r_e = (C_b + v_a) t, \quad (2.9)$$

onde v_a é a velocidade representativa da partícula, C_b é a velocidade da onda elástica, t o tempo e r_0 o raio do projétil, dado por,

$$r_0 = v_a t. \quad (2.10)$$

A deformação volumétrica δ_V pode ser calculada como

$$\delta_V = \frac{\Delta V}{V}. \quad (2.11)$$

O módulo volumétrico do material do alvo, K , pode ser calculado em função da velocidade da onda elástica, C_b , e da densidade do material do alvo, ρ , ou seja,

$$K = C_b^2 \rho. \quad (2.12)$$

Na zona confinada (região I) o material do alvo fica sujeito a um estado de tensão hidrostático. Neste caso, a energia específica absorvida, ou seja, energia por unidade de volume, é dada por

$$U_e^I = \frac{1}{2} K \left(\frac{\Delta V}{V} \right)^2. \quad (2.13)$$

Por outro lado, o volume de material do alvo que participa nesta componente de deformação é um volume cilíndrico que pode ser determinado do seguinte modo:

$$V_e^I = \pi (C_b + v_a)^2 t^2 \alpha_1 d. \quad (2.14)$$

Da manipulação das expressões anteriores, pode ser obtida a fórmula para o cálculo da energia absorvida pela zona confinada (região I). Esta energia pode ser expressa como

$$\psi_e^I = \pi t^2 \rho d v_a^4 \left[\frac{\alpha_1}{2(1 + k_b)^2} \right], \quad (2.15)$$

onde d é a espessura total do alvo e k_b é um parâmetro adimensional definido pela velocidade v_a , e pela velocidade da onda elástica, C_b , isto é

$$k_b = \frac{v_a}{C_b}. \quad (2.16)$$

2.3.2 Zona não-confinada - Região II

A energia absorvida na zona não-confinada (região II) é determinada utilizando um procedimento similar ao anterior cálculo para a região I, com excepção ao cálculo da energia específica e do volume que participa na deformação correspondente, dados pelas expressões

$$U_e^{II} = \frac{1}{2} \frac{\sigma_y^2}{E} \quad (2.17)$$

e

$$V_e^{II} = \pi (C_e + v_a)^2 t^2 \alpha_2 d, \quad (2.18)$$

respectivamente. Assim, a energia total elástica absorvida pela zona não-confinada é dada por

$$\psi_e^{II} = \pi t^2 \rho d v_a^4 \left[\frac{\alpha_2 k_y^2 (1 + k_e)^2}{2k_j^2} \right] \quad (2.19)$$

em que k_j e k_e são parâmetros adimensionais dados pelas expressões [2]

$$k_j = \frac{\rho v_a^2}{\sigma_y}; \quad k_e = \frac{v_a}{C_e}. \quad (2.20)$$

2.4 Energia absorvida por deformação plástica

A energia absorvida por deformação plástica pode ser calculada de forma similar ao demonstrado na subsecção anterior, excepção feita aos parâmetros elásticos, que deverão ser substituídos pelos correspondentes parâmetros plásticos. Adicionalmente, se só a deformação angular plástica for considerada, não é necessário calcular a energia absorvida para as regiões I e II separadamente. A zona plástica do alvo encontra-se esquematicamente representada na figura 2.1(b).

Seguindo o raciocínio da subsecção anterior, torna-se necessário determinar os parâmetros adimensionais k_j e k_p , dados pelas expressões

$$k_j = \frac{\rho v_a^2}{\sigma_y}; \quad k_p = \frac{v_a}{C_p}. \quad (2.21)$$

O módulo plástico E_p , que depende da velocidade da onda plástica, C_p , e da densidade do material alvo, ρ , pode determinar-se como

$$E_p = C_p^2 \rho. \quad (2.22)$$

A deformação plástica é dada por

$$\varepsilon_p = \frac{v_a}{C_p + v_a}. \quad (2.23)$$

O valor da velocidade da onda plástica, C_p , é dado por [2]

$$C_p = \sqrt{\frac{1}{\rho} \left(\frac{\delta \sigma}{\delta \varepsilon} \right)_p}. \quad (2.24)$$

Porém, segundo Johnson (1972) [2], o valor de C_p é aproximadamente constante e igual a

$$C_p = 1.12 v_0. \quad (2.25)$$

A energia plástica absorvida por unidade de volume, pode ser aproximada pela área abaixo da curva bilinear tensão-deformação, ou seja, pode ser calculada recorrendo à seguinte expressão:

$$U_p = \sigma_y \epsilon_p + \frac{1}{2} E_p \epsilon_p^2. \quad (2.26)$$

O volume que participa na deformação plástica é dado por

$$V_p = \pi (C_p + v_a)^2 t^2 d. \quad (2.27)$$

Consequentemente, a energia total absorvida devido à deformação plástica é dada pela expressão:

$$\psi_p^{I,II} = \pi t^2 \rho d v_a^4 \left[\frac{1}{k_j} \left(1 + \frac{1}{k_p} \right) + \frac{1}{2k_p^2} \right]. \quad (2.28)$$

2.5 Energia cinética transferida ao alvo

A energia cinética transmitida ao material do alvo é significativa apenas na zona plástica, tornando-se negligenciável na zona puramente elástica. Uma vez que a velocidade da partícula atribuída ao material do alvo é v_a , a energia cinética transmitida por unidade de volume ao alvo é

$$U_{ke} = \frac{1}{2} \rho v_a^2. \quad (2.29)$$

O volume de material do alvo que participa neste processo de deformação é o mesmo dado na equação (2.2), isto é,

$$V_p = \pi (C_p + v_a)^2 t^2 d \quad (2.30)$$

e, consequentemente, a energia cinética total atribuída ao material do alvo é calculada pela expressão global

$$\psi_{ke}^{I,II} = \frac{1}{2} \pi t^2 \rho d v_a^4 \left(1 + \frac{1}{k_p} \right)^2, \quad (2.31)$$

em que k_p é, mais uma vez, um parâmetro adimensional dado por

$$k_p = \frac{v_a}{C_p}. \quad (2.32)$$

2.6 Índice de desempenho balístico

A energia total absorvida por todos os modos descritos nas secções anteriores é calculada pela soma das respectivas componentes de energia, ou seja,

$$\psi = \psi_e^I + \psi_e^{II} + \psi_p^{I,II} + \psi_{ke}^{I,II}. \quad (2.33)$$

Consequentemente, após manipulação algébrica das expressões globais definidas nos parágrafos anteriores, a energia total absorvida por unidade de área do alvo, $\bar{\psi}$, poderá ser calculada recorrendo à seguinte expressão:

$$\bar{\psi} = \frac{\psi}{\rho d} = \pi t^2 v_a^4 \left[\frac{\alpha_1}{2(1+k_b)^2} + \alpha_2 \frac{(1+k_e)^2 k_\gamma^2}{2k_j^2} + \frac{1}{k_j} \left(1 + \frac{1}{k_p}\right) + \frac{1}{2k_p^2} + \frac{1}{2} \left(1 + \frac{1}{k_p}\right)^2 \right]. \quad (2.34)$$

Os termos dentro de parêntesis rectos presentes na equação (2.34) correspondem exclusivamente às propriedades mecânicas e à velocidade. Assim, estas parcelas são apropriadas e ideais para caracterizar a qualidade, isto é, o desempenho balístico do material do alvo. Consequentemente, o mérito balístico pode ser expresso como [21]

$$\phi = \left[\frac{\alpha_1}{2(1+k_b)^2} + \alpha_2 \frac{(1+k_e)^2 k_\gamma^2}{2k_j^2} + \frac{1}{k_j} \left(1 + \frac{1}{k_p}\right) + \frac{1}{2k_p^2} + \frac{1}{2} \left(1 + \frac{1}{k_p}\right)^2 \right]. \quad (2.35)$$

As primeiras duas parcelas do membro direito da expressão anterior representam as componentes elásticas. As terceira e quarta parcelas representam as componentes plásticas. A última parcela designa a componente de energia cinética. Uma vez que todas as parcelas do membro direito da equação (2.35) são parâmetros adimensionais, também ϕ é um parâmetro adimensional.

2.7 Validação e discussão

De forma a testar a utilidade do índice proposto na Secção anterior, foi considerado o desempenho balístico de dois materiais: a liga de Alumínio AA5083-H116 e o aço Weldox 460 E. Na tabela 2.1 são ilustradas as propriedades físicas e mecânicas destes materiais. Para analisar o desempenho balístico destes materiais, recorreu-se à equação empírica de Thor (1961, 1963) [42], dada por

$$v_s = 10^c h^\alpha m_s^\beta (\sec \theta)^\gamma v_s^\lambda, \quad (2.36)$$

onde v_s é a velocidade de impacto do projectil, h a espessura do alvo em polegadas, m_s a massa do projectil em grãos, θ é o ângulo de inclinação do impacto e c , α , β , γ e λ são constantes do material para a equação de Thor.

Em todos os casos, usam-se resultados que correspondem a uma velocidade de impacto do projectil $v = 150$ m/s. Enquanto os cálculos de α_1 , α_2 , k_e , k_b , k_γ e k_j são simples de obter, tal não acontece no caso de k_p . Preferencialmente, a velocidade da onda plástica deve ser determinada usando a inclinação da curva real tensão-deformação. Porém, se tal não for possível, esta pode ser determinada através da seguinte expressão:

$$\sigma_u^* = \sigma_u \left[1 + \frac{\% \text{alongamento}}{100} \right]. \quad (2.37)$$

Por outro lado, o módulo plástico pode ser determinada recorrendo à expressão

$$E_p = \frac{(\sigma_u^* - \sigma_y)}{\% \text{alongamento}} \times 100. \quad (2.38)$$

Para calcular o módulo volumétrico usou-se a equação padrão

$$K = \frac{E}{3(1-2\gamma)}. \quad (2.39)$$

Tabela 2.1: Propriedades físicas e mecânicas da liga de Alumínio AA5083-H116 e do aço Weldox 460 E.

Propriedades	Alumínio	Aço
	AA5083-H116	Weldox 460 E
Densidade [kg/cm ³]	2660	7850
Tensão de cedência [MPa]	228	460
Tensão de ruptura [MPa]	317	530
Deformação [%]	16	19
Módulo de elasticidade [GPa]	70.3	200
Coefficiente de Poisson	0.33	0.3

2.8 Resultados analíticos

Para o cálculo analítico foi necessário introduzir alguns valores próprios para cada ensaio, entre os quais a velocidade de impacto, v_0 , a tensão de cedência, σ_y , a densidade, ρ , a espessura total do alvo, d , o tempo necessário para anular a velocidade, t , o coeficiente de Poisson, γ , o módulo de elasticidade, E , e a velocidade da onda plástica, C_p (ver tabela 2.1).

Nos parágrafos seguintes são apresentados os resultados analíticos obtidos para os ensaios realizados. Aqui, apenas foram consideradas as simulações realizadas com o projectil de calibre 7.62 mm, para um alvo constituído por aço Weldox 460 E.

Na tabela 2.2 são apresentados alguns dos parâmetros utilizados no cálculo analítico do impacto de um projectil rígido contra um alvo deformável.

Tabela 2.2: Dados utilizados nos cálculos analíticos para o alvo de aço com projectil rígido.

Materiais	Ensaio Ref ^a	Tempo [μ s]	Velocidade	Velocidade da
			do projectil [m/s]	onda plástica [m/s]
Aço Weldox 460 E	PE10V150	125	150	168
	PE8V150	173		
	PE6V150	300		
	PE4V150	350		

Assim, os resultados obtidos para cada espessura de alvo são apresentados na tabela 2.3 e ilustrados no gráfico de barras presente na figura 2.2. Cada grupo de barras diz respeito a um tipo de energia, a saber, ψ_e^I : energia total elástica absorvida na região I; ψ_e^{II} : energia total elástica absorvida na região II; $\psi_p^{I,II}$: energia total devido à deformação plástica; $\psi_{ke}^{I,II}$: energia cinética transmitida ao alvo.

Tabela 2.3: Dados utilizados nos cálculos analíticos para o alvo de aço com projectil rígido.

Ref ^a	ψ_e^I [kJ]	ψ_e^{II} [kJ]	$\psi_p^{I,II}$ [kJ]	$\psi_{ke}^{I,II}$ [kJ]	ψ [kJ]
PE10V150	0.05	3.80	4.92	0.79	9.56
PE8V150	0.07	5.83	7.54	1.20	14.64
PE6V150	0.16	13.15	17.00	2.72	33.03
PE4V150	0.15	11.90	15.40	2.46	29.91

Examinando os resultados ilustrados no gráfico da figura 2.2 é possível observar que, para

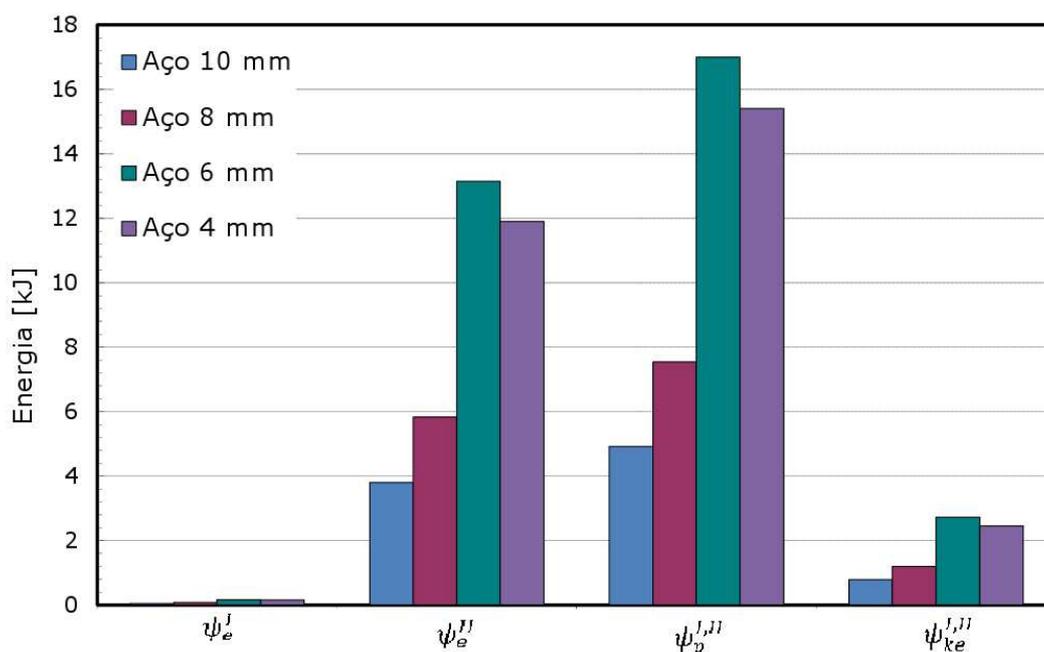


Figura 2.2: Resultados analíticos para as várias componentes de energia absorvida pelo alvo de aço com projectil rígido.

todos os tipos de energia, o alvo que absorveu mais energia foi o de espessura $h = 6$ mm. Por outro lado, o alvo de que absorveu menos energia foi o de espessura $h = 10$ mm. Estes dados levantam alguma incoerência no ponto de vista físico, uma vez que ao aumentarmos a espessura do alvo estaríamos a aumentar a sua capacidade de absorção.

O modelo analítico para o cálculo das energias tem por base o volume participativo na deformação. Este volume tem inerente o parâmetro, t , que é o tempo necessário à estagnação completa do projectil. Nas simulações numéricas, quanto maior a espessura do alvo menor o tempo necessário para o projectil cessar o movimento. Assim, menor será o volume participativo e, conseqüentemente, menor será a energia absorvida pelo alvo. No capítulo 6 será feita uma comparação extensiva entre o modelo analítico e o modelo numérico.

Parte III

Caracterização Mecânica dos
Materiais

Capítulo 3

Procedimentos e Métodos

Realiza-se uma descrição do material em estudo - Aço Weldom 460 E. Apresentam-se os modelos utilizados na descrição do material. Foca-se a atenção para os modelos de comportamento plástico e de dano de Johnson-Cook. Descrevem-se os ensaios realizados na determinação das constantes dos modelos referidos.

3.1 Descrição do material em estudo - Aço Weldom 460 E

A designação Weldom é aplicada a uma classe de aços estruturais, que oferecem elevada resistência e ductilidade. Estes dois parâmetros são de elevada importância para a absorção de energia durante um impacto estrutural. A classe Weldom 460 E apresenta uma combinação otimizada da resistência e ductilidade, sendo por isso escolhida como material alvo em estudo neste trabalho. Devido aos tratamentos termo-mecânicos realizados durante a produção do aço, o Weldom 460 E apresenta uma micro-estrutura de excelência, com grãos de forma irregular distribuídos aleatoriamente. Isto indica que o comportamento macroscópico do Weldom 460 E pode ser assumido como isotrópico.

Neste trabalho será realizado um estudo sobre o comportamento do aço Weldom 460 E quando submetido ao impacto de projéteis balísticos. Esta classe apresenta-se como uma das mais resistentes no mercado. Os principais componentes químicos deste material apresentam-se na tabela 3.1, enquanto na tabela 3.2 são apresentadas as propriedades físicas e mecânicas da liga em estudo, sendo ilustradas as propriedades térmicas na tabela 3.3.

Tabela 3.1: Composição química (% peso) do aço Weldom 460 E [43].

	C	Si	Mn	S	P	Nb	V
Nominal	0.09	0.25	1.40	0.003	0.018	0.030	0.04
Certificada	0.08	0.26	1.40	0.002	0.008	0.028	0.04
	Ti	Cr	Ni	Mo	B	N	Al
Nominal	0.01	—	—	—	—	0.008	0.025
Certificada	0.01	0.02	0.04	0.007	0.00	0.006	0.032

Tabela 3.2: Propriedade mecânicas (valores típicos) do aço Weldox 460 E [43].

	Espessura [mm]	Tensão de cedência [MPa]	Tensão de ruptura [MPa]	Deformação [%]	Dureza [HB]
Nominal	8 – 40	460	530 – 720	19	180
Certificada	6	475	560	26	n.d.
	8	475	575	22	n.d.
	10	504	572	22	n.d.
	12	507	575	22	n.d.
	16	494	569	23	n.d.
	20	480	565	26	n.d.

n.d. - não disponível

Tabela 3.3: Propriedades térmicas do aço Weldox 460 E [43].

Densidade [kg/m ³]	Condutividade [W/mK]	Calor específico [J/kgK]	Coefficiente de expansão térmica [K ⁻¹]	Temperatura de fusão [K]
7850	47	452	1.1×10^{-5}	1800

3.2 Modelo constitutivo

Situações de impacto estrutural possibilitam a ocorrência de eventos como escoamento plástico a elevadas taxas de deformação, aumento localizado de temperatura e fractura do material. Nos processos de simulação numérica, a aproximação usualmente utilizada neste tipo de eventos envolve dois modelos diferentes. Um dos modelos representa as características de escoamento plástico do material, enquanto o outro centra-se nas condições de fractura. Estes dois modelos podem ser acoplados ou desacoplados.

É do conhecimento científico que o escoamento plástico é função da deformação plástica, da taxa de deformação e da temperatura. Outros efeitos podem, também, contribuir para a variação da componente plástica da tensão. Diversos modelos constitutivos com diferentes relações funcionais foram apresentados ao longo dos anos. Alguns deles envolvem inúmeros parâmetros a serem determinados através de ensaios mecânicos. Tais modelos podem providenciar resultados de elevada precisão sob diversas circunstâncias mas, apresentam dificuldades de calibração, especialmente quando os parâmetros físicos envolvidos não permitem uma interpretação a um nível macro-escalar.

Em alternativa, modelos simples envolvendo poucos parâmetros ganharam popularidade no seio das aplicações numéricas. Um dos mais referenciados em problemas de impacto é o modelo de Johnson-Cook (1985) [44]. Este modelo, apresenta-se como uma extensão do modelo de dano reportado por Hancock e Mackenzie (1976) [45]. No modelo de Johnson-Cook a dependência do estado de tensão triaxial considera os efeitos das elevadas taxas de deformação e da temperatura, na fractura de materiais metálicos dúcteis. O dano e a plasticidade são factores de difícil distinção durante um ensaio de tensão daí, ser de grande utilidade a aplicação do modelo de Johnson-Cook.

3.2.1 Modelo de comportamento plástico de Johnson-Cook

Ao que envolve a previsão do comportamento do material do alvo durante a simulação numérica, foi utilizado o modelo constitutivo elasto-viscoplástico apresentado por Johnson e Cook (1985) [44]. A tensão equivalente de von-Mises, $\bar{\sigma}$, é considerada como sendo produto de três características do material, nomeadamente, a deformação plástica do material, a taxa de deformação plástica e

a temperatura necessária para remover dureza ao material. A tensão $\bar{\sigma}$ é assim apresentada como sendo igual a

$$\bar{\sigma} = \left[A + B(\bar{\epsilon}^{pl})^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] (1 - \check{T}^m), \quad (3.1)$$

onde A , B , C , n e m são constantes do material, $\bar{\epsilon}^{pl}$ é a deformação plástica equivalente, $\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}$ é a taxa de deformação plástica equivalente, e \check{T} é a temperatura adimensional definida por

$$\check{T} = (T - T_0) / (T_{fus} - T_0), \quad (3.2)$$

onde T é a temperatura corrente, T_{fus} é a temperatura de fusão do material e T_0 é a temperatura de transição.

O primeiro conjunto de parêntesis da equação (3.1) representa a tensão em função da deformação plástica, para $\dot{\epsilon}_0 = 1s^{-1}$ e $\check{T} = 0$. Os outros parêntesis representam, respectivamente, os efeitos dinâmicos e da temperatura no fluxo de tensão. O aumento de temperatura, sob condições adiabáticas, é calculado como [46]

$$\Delta T = T - T_0 = \int_0^{\bar{\epsilon}^{pl}} X \frac{\bar{\sigma} d\bar{\epsilon}^{pl}}{\rho C_p}, \quad (3.3)$$

onde ρ é a densidade mássica do material, C_p é o calor específico e X é o coeficiente de Taylor-Quinney, que traduz a proporção de trabalho plástico convertido em calor. Assumindo que ρ , C_p e X são constantes, obtemos

$$\Delta T = \frac{X}{\rho C_p} W_p, \quad (3.4)$$

onde

$$W_p = \int_0^{\bar{\epsilon}^{pl}} \bar{\sigma} d\bar{\epsilon}^{pl}. \quad (3.5)$$

3.2.2 Modelo de dano de Johnson-Cook

Focando a atenção na modelação da fractura de um material, é sensato afirmar que a tensão triaxial tem um elevado impacto na ductilidade e na fractura. Diversos estudos experimentais comprovam que um aumento da triaxilidade traduz-se numa redução da ductilidade, dando origem a uma diminuição na deformação em cedência. A triaxilidade é usualmente representada pelo parâmetro adimensional σ^* , que expressa a taxa de tensão triaxial, sendo definido como [47]

$$\sigma^* = \frac{\sigma_H}{\bar{\sigma}} = \frac{1}{3} \frac{(\sigma_x \sigma_y \sigma_z)}{\sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x \sigma_y - \sigma_y \sigma_z - \sigma_z \sigma_x + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)}}, \quad (3.6)$$

onde σ_H é a tensão hidrostática e $\bar{\sigma}$ é a tensão equivalente de von Mises. Para o estado de tensão uniaxial onde σ_x é a única componente não nula, σ_x é igual a $\bar{\sigma}$, originando $\sigma^* = 1/3$.

O modelo de dano de Johnson-Cook (1985) [44] é um modelo acumulativo que tem em conta todo o historial de carga presente, sendo representado pela deformação até à fractura. A deformação até à fractura é expressa em função da taxa de deformação, temperatura e pressão. Hancock e Mackenzie (1976) [45] e Hancock e Brown (1983) [48] demonstraram que a deformação até à fractura é maioritariamente dependente do estado de tensão.

O critério de dano proposto por Johnson e Cook é um caso especial de um critério de ductilidade. Este modelo inclui os efeitos do estado de tensão triaxial, da taxa de deformação

e da temperatura. Tal como o modelo constitutivo anterior, este modelo inclui os efeitos do estado de tensão triaxial, da taxa de deformação e da temperatura. Estes efeitos encontram-se inseridos na expressão da deformação plástica equivalente, $\bar{\epsilon}_f^{pl}$, apresentada na forma

$$\bar{\epsilon}_f^{pl} = [d_1 + d_2 \exp(d_3 \sigma^*)] \left[1 + d_4 \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}_f^{pl}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] (1 + d_5 \check{T}), \quad (3.7)$$

onde d_1 até d_5 são constantes do material [43]. Em termos de utilização do programa comercial de elementos finitos AbaqusTM, são inseridos os valores de $d_1 - d_5$ na definição do modelo de dano de Johnson-Cook. A temperatura adimensional \check{T} é definida como

$$\check{T} \equiv \begin{cases} 0 & \text{para } T < T_0 \\ (T - T_0)/(T_{fus} - T_0) & \text{para } T_0 < T < T_{fus} \\ 1 & \text{para } T > T_{fus} \end{cases} \quad (3.8)$$

onde T é a temperatura corrente, T_{fus} é a temperatura de fusão e T_0 é a temperatura de transição [49].

O dano transmitido a um elemento é definido como [50]

$$d = \sum \frac{\Delta \epsilon}{\bar{\epsilon}_f^{pl}}, \quad (3.9)$$

onde $\Delta \epsilon$ é o incremento da deformação plástica equivalente, $\bar{\epsilon}_f^{pl}$, que ocorre durante um ciclo de integração.

Para uma correcta análise do dano provocado, é necessário introduzir um parâmetro designado como evolução de dano. A evolução de dano aparece relacionada com as deformações ocorridas de forma irreversível, podendo ser encarada como uma função da deformação plástica acumulada. Além disso, diversos estudos experimentais indicam que o dano permanece nulo durante as deslocamentos do material que geram micro-fendas. Assim, poderá existir um limiar de deformação plástica acumulada onde o dano começa a ter influência. Com base em observações como esta, é proposta uma regra de evolução de dano dada como [50]:

$$\dot{d} \equiv \begin{cases} 0 & \text{quando } \epsilon < \epsilon_d \\ \frac{d_c}{\bar{\epsilon}_f^{pl} - \epsilon_d} \dot{\epsilon} & \text{quando } \epsilon \geq \epsilon_d \end{cases} \quad (3.10)$$

onde d_c é o dano crítico, ϵ_d é o limiar de dano e $\bar{\epsilon}_f^{pl}$ é a deformação plástica equivalente. Para a correcta definição da evolução de dano é necessária apenas a introdução do parâmetro d_c no programa de simulação numérica AbaqusTM. Este parâmetro apresenta o valor $d_c = 0.3$, retirado com base na referência [50].

Em resumo, a calibração do modelo de comportamento plástico de Johnson-Cook, equação (3.1), requer a realização de ensaios quase-estáticos, e de testes com diferentes taxas de deformação e temperaturas. Os mesmos ensaios e testes são utilizados para determinar os parâmetros do modelo de dano de Johnson-Cook, equação (3.7). Todos os ensaios apresentados remetem para o trabalho desenvolvido por Boerвик *et al.* (2001) [43].

3.3 Ensaios de caracterização

Como visto anteriormente, para cada um dos fenómenos descritos no modelo constitutivo, é necessário o cálculo de diversas constantes. Estas podem ser identificadas a partir de ensaios uniaxiais relativamente simples. Quatro tipos de ensaios de tensão são exigidos: quase-estáticos

para provetes lisos, quase-estáticos para provetes com entalhe, testes com diferentes taxas de deformação e testes a temperaturas elevadas. Devido à formulação do modelo, onde não é considerado o acoplamento entre os diferentes efeitos, a caracterização do material torna-se simples. De seguida são descritos os ensaios apresentados em [43].

3.3.1 Ensaios quase-estáticos introdutórios

Os ensaios uniaxiais de tensão foram realizados para a temperatura de transição e a uma taxa de deformação de $5 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$. Os provetes utilizados apresentavam uma espessura de 6 mm, sendo ilustrados na figura 3.1(a). O programa experimental combinou nove ensaios, realizados em três direcções distintas ($\alpha = 0^\circ$, $\alpha = 45^\circ$, $\alpha = 90^\circ$), sendo α a orientação dos provetes relativamente à direcção de laminagem do material. Durante os ensaios, foi medida a força na célula de carga e o deslocamento da secção, tendo sido utilizados extensómetros na direcção longitudinal e transversal.

O propósito da realização destes ensaios prende-se com a determinação das constantes elásticas, sendo ainda investigado se o material pode ser considerado isotrópico e homogéneo. As propriedades elásticas foram determinadas a partir das curvas de tensão-deformação apresentadas na figura 3.2. A partir dos dados obtidos, o módulo de elasticidade foi encontrado como sendo aproximado a 200 GPa. O coeficiente de Poisson, dado pelo rácio entre a espessura medida na direcção longitudinal e a espessura medida na direcção transversal, é apresentado com o valor de 0.3.

Conforme indicado na figura 3.2(a), os efeitos da anisotropia no endurecimento por deformação dos provetes revelam-se diminutos. Para retratar a anisotropia na deformação, foi ainda comparado o rácio entre as deformações plásticas na direcção da largura e espessura, conforme representado na figura 3.1(b) [43].

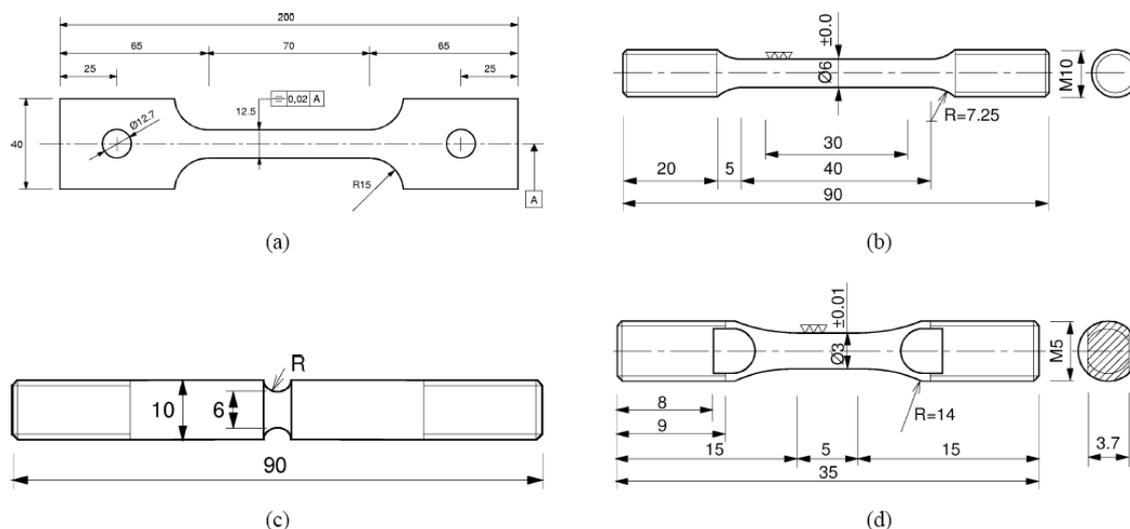


Figura 3.1: Geometria dos provetes utilizados nos ensaios de tensão (medições em milímetros) [43].

3.3.2 Ensaios quase-estáticos: provetes liso e com entalhe

Os ensaios quase-estáticos foram realizados em provetes axissimétricos, para a temperatura de transição com taxa de deformação constante de valor $5 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$. O programa experimental compreendia ambos os provetes (liso e com entalhe), com geometria ilustrada na figura 3.1(b) e

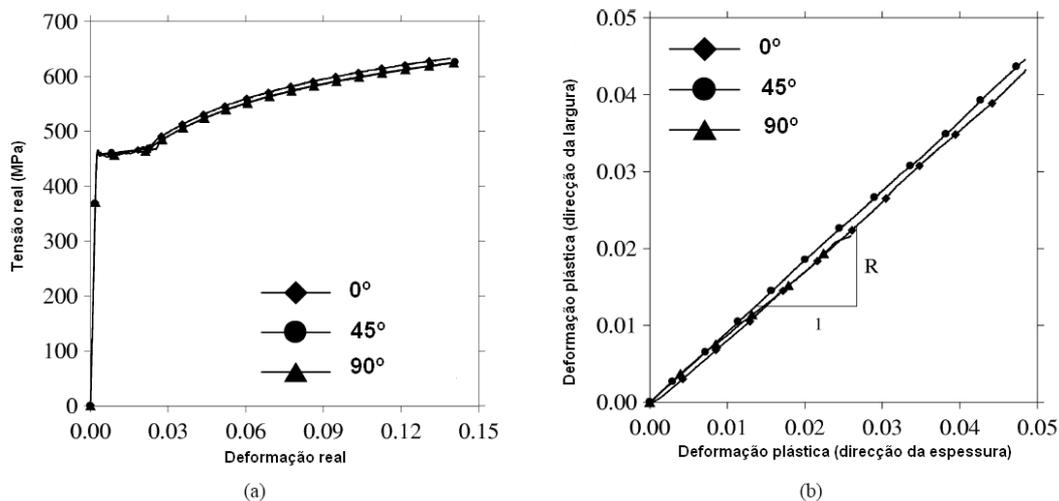


Figura 3.2: Comparação entre (a) curva de tensão real-deformação real e (b) rácios de diferentes deformações plásticas para as diferentes direcções [43].

figura 3.1(c). Aos provetes lisos foi dada uma estrição artificial de 0.01 mm na região central, com o intuito de garantir que a fractura ocorresse nesse ponto [43].

A tensão longitudinal é geralmente medida por um extensómetro, que é removido antes do início da fractura. A curva real da tensão-deformação é então calculada com base nos valores de engenharia medidos, sendo extrapolados para taxas de deformação superiores. Num problema de penetração onde exista elevada deformação plástica, este procedimento torna-se, no entanto, incerto. Soevik (1999) [51] desenvolveu um dispositivo que permite a medição da deformação real directamente da fractura. Este dispositivo é constituído por quatro aparelhos indutivos dispostos em círculo, utilizados no registo da redução de área da secção transversal do modelo [43].

A tensão real é calculada dividindo a carga aplicada ao provete pela área da secção transversal. Na figura 3.3 é possível visualizar a comparação realizada entre a redução de diâmetro e os valores reais e de engenharia registados pelo extensómetro, para uma deformação efectiva de 15%.

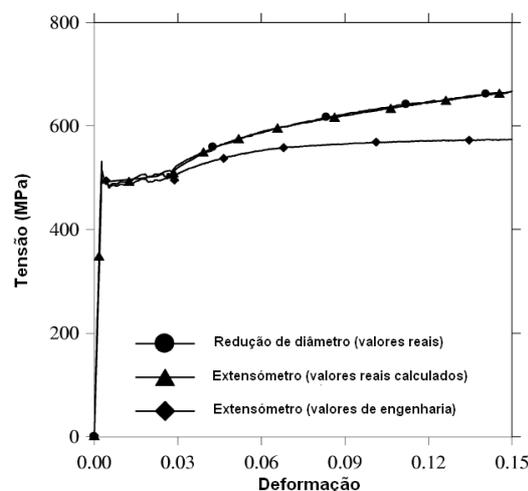


Figura 3.3: Comparação entre as medições do extensómetro e a redução do diâmetro, para um ensaio quase-estático num provete liso [43].

3.3.3 Ensaios dinâmicos

A sensibilidade do aço Weldox 460 E para as diferentes taxas de deformação foi obtida através de ensaios uniaxiais, para a temperatura de transição e taxas de deformação entre 10^{-4} e 10^3 s^{-1} . A grande variação da taxa de deformação aplicada durante os ensaios, forçou a utilização de técnicas experimentais diferentes. Para a realização de ensaios a baixas taxas de deformação (entre 10^{-4} e 10^{-2} s^{-1}) foi utilizado o tensiómetro de Hounsfield. Aqui, as medições dos carregamentos foram realizadas com um dispositivo de medição da deformação e um transdutor de deslocamento indutivo medindo o deslocamento do provete. Para taxas de deformação moderadas, foram realizados ensaios de tensão numa máquina pneumática. Os dados foram obtidos de maneira similar aos ensaios realizados a baixas taxas de deformação. Considerando taxas de deformação elevadas, foi utilizada uma barra de Hopkinson modificada para a realização dos ensaios de tracção [43].

O programa experimental consistiu em 24 ensaios uniaxiais sendo 9 para taxas de deformação baixas, 9 para taxas moderadas e 6 a taxas de deformação elevadas. A geometria dos provetes utilizados encontra-se ilustrada na figura 3.1(d) e as curvas médias de tensão-deformação são ilustradas na figura 3.4(a). Na figura 3.4(b) é demonstrada uma relação entre a tensão efectiva e o logaritmo da taxa de deformação, para diferentes níveis de deformação.

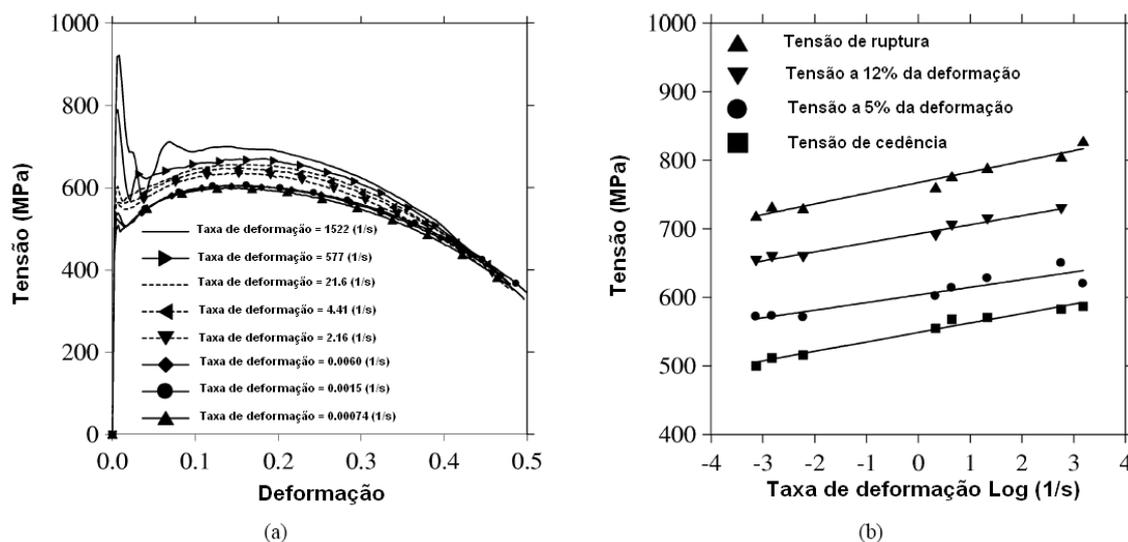


Figura 3.4: (a) Curvas médias de tensão-deformação a diferentes taxas de deformação e (b) tensão efectiva *versus* logaritmo da taxa de deformação a diferentes níveis de deformação [43].

3.3.4 Ensaios de tensão a elevadas temperaturas

Foram realizados ensaios em provetes lisos axissimétricos, numa câmara de temperatura controlada, a elevadas temperaturas e taxa de deformação de $5 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$. Durante os ensaios, foram registadas as cargas, a temperatura e o deslocamento. A deformação longitudinal foi medida com recurso a um extensómetro. Foram utilizados termopares quer para o registo da temperatura da câmara como para o registo da temperatura do provete. No programa experimental foram usadas cinco temperaturas, entre 100 e 500 °C.

A figura 3.5(a) ilustra as curvas de engenharia tensão-deformação, para vários valores de temperatura. A uma temperatura entre 200-300 °C, dá-se um aumento da tensão de cedência, igualando o valor obtido para a temperatura de transição (20 °C). A figura 3.5(b) demonstra um decréscimo da tensão de cedência com o aumento da temperatura. Nesta figura, a tensão

apresenta um pico para temperaturas na ordem dos 300 °C. Esta região é conhecida pelo aumento da dureza do aço carbônico, seguindo-se de uma diminuição da ductilidade [43].

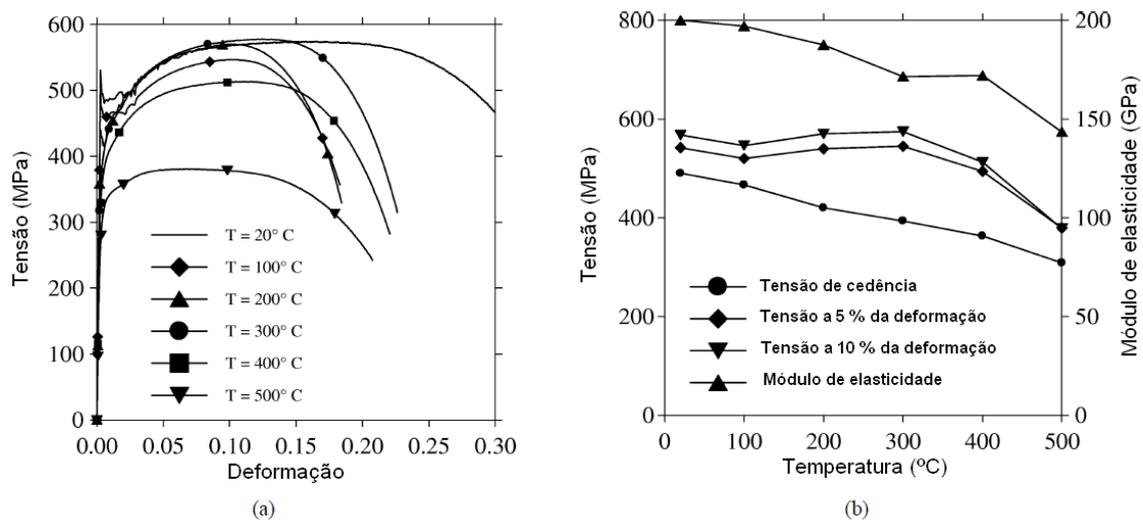


Figura 3.5: (a) Curvas médias de tensão-deformação a diferentes temperaturas e (b) efeito da temperatura nas propriedades de fluxo e na espessura [43].

3.4 Identificação das constantes do material

Para a identificação das constantes do material, segundo o modelo utilizado, foram necessários quatro tipos diferentes de ensaios [43]. Ensaios quase-estáticos foram utilizados na identificação da constante elástica A . Os ensaios realizados nos provetes com entalhe, serviram para a identificação das constantes B , n , d_1 , d_2 e d_3 . Os ensaios dinâmicos permitiram obter o valor da constante viscoplástica C e da constante de fractura d_4 . As restantes constantes, d_5 e m , foram obtidas através dos ensaios de tensão realizados a elevadas temperaturas.

Os coeficientes correspondentes ao modelo de comportamento de Johnson-Cook foram calibrados com o sentido de minimização das diferenças encontradas entre os valores experimentais e os valores provenientes das simulações numéricas, tendo em conta a deformação plástica, a taxa de deformação e a temperatura [43]. Na tabela 3.4 são ilustrados os valores obtidos para as diferentes constantes.

Tabela 3.4: Constantes necessárias à aplicação do modelo constitutivo [43].

A (MPa)	B (MPa)	C	n	m	T_f (°C)
490	807	0.0123	0.73	0.94	1527
d_1	d_2	d_3	d_4	d_5	T_0 (°C)
0.0705	1.732	0.54	0.015	0.0	20

Parte IV

Modelação Numérica

Capítulo 4

Análise pelo Método dos Elementos Finitos

Neste capítulo expõem-se os conceitos básicos da formulação do Método dos Elementos Finitos (MEF), aplicada à mecânica dos meios contínuos. Descrevem-se o programa de simulação numérica, AbaqusTM, e a gama de ensaios realizados.

4.1 Introdução

Nos parágrafos que se seguem apresenta-se uma breve introdução ao Método dos Elementos Finitos, método de análise essencial para a realização de simulações numéricas sobre balística.

Em finais do Século XVIII, o matemático e cientista Gauss propôs, pela primeira vez, a utilização de funções de aproximação para resolver problemas matemáticos, introduzindo um dos conceitos de base para o desenvolvimento do Método dos Elementos Finitos, designado como MEF. No Século seguinte pouco se evoluiu nesta matéria, essencialmente devido à complexidade existente no processamento de equações algébricas. Porém, em meados do Século XX, e devido aos grandes avanços tecnológicos, como por exemplo, o aparecimento do computador digital, foi verificado um desenvolvimento significativo do MEF, permitindo a resolução de sistemas de equações complexos. Devido às grandes necessidades manifestadas pela indústria nuclear, militar e aeroespacial, foi na década de 50 do Século XX que se verificou o desenvolvimento do MEF.

Em 1956 Turner *et al.* [52] publicaram um artigo científico onde propuseram um método de análise estrutural, sendo este método muito idêntico ao MEF. No caso particular do MEF, a publicação mais antiga em que são utilizados os termos "elementos finitos" data de 1960 e foi escrita por Ray Clough, professor da Universidade de Berkely e simultaneamente funcionário da Boeing [53].

Os grandes passos no desenvolvimento do MEF e que o conduziram ao seu formato actual, foram dados em finais da década 60 e início da década 70 do Século XX. Estes passos começaram por abordar elementos finitos mais comuns como eram os triangulares e os tetraédricos, evoluindo mais tarde para outro tipo de elementos como os quadriláteros e os hexaédricos.

4.2 O método dos elementos finitos

Na actualidade, o recurso aos métodos numéricos tornou-se numa ferramenta essencial de realizar qualquer tipo de investigação. Dada a sua rapidez e baixo custo, a realização de simulações numéricas abrange uma vasta gama de ramos das engenharias e áreas de investigação. O Método dos Elementos Finitos é um procedimento numérico que pode ser utilizado na solução de ampla variedade de problemas de engenharia envolvendo análise de tensões, transferência de calor, electromagnetismo, comportamento de fluidos, etc.

Em geral, os problemas de engenharia são modelos matemáticos de situações físicas. Os modelos matemáticos são equações diferenciais com condições de fronteira e parâmetros iniciais definidos. Essas equações são o resultado da aplicação de leis fundamentais para sistemas ou volumes de controle e, dessa forma, representam um balanço de massa, força e energia da estrutura em estudo.

A primeira abordagem ao MEF inicia-se pela modelação geométrica da estrutura a analisar. Essa modelação é conseguida através da utilização de ferramentas de CAD¹. O MEF é um método numérico que procura uma solução aproximada da distribuição de um conjunto de variáveis de um domínio próprio, o que seria difícil de se obter a nível analítico. Essa solução é encontrada através da divisão do domínio em vários elementos, como demonstrado na figura 4.1. Os elementos finitos podem assumir diferentes geometrias como, por exemplo, os tetraedros e hexaedros. Após este processo de divisão, são aplicadas leis da física (princípio dos trabalhos virtuais, particularmente) a cada elemento, obtendo-se as matrizes de rigidez e os vectores de forças internas para cada elemento. Após esta fase, as diversas matrizes de rigidez e vectores de forças internas elementares são agrupadas numa matriz de rigidez e vector de forças internas da estrutura como um todo (assemblagem). A partir da matriz de rigidez e vector de forças internas globais da estrutura, e após a imposição das condições de contorno, o vector de variáveis primárias (solução do problema) pode ser obtido [54].

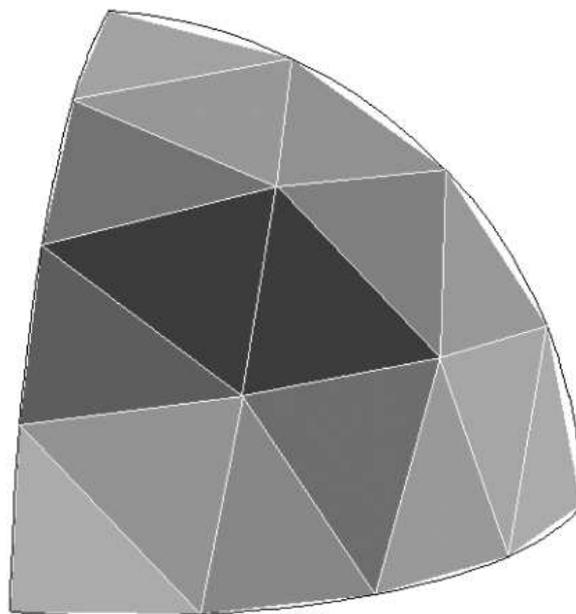


Figura 4.1: Secção hemisférica discretizada em vários elementos casca [55].

A correcta definição dos modelos de comportamento dos materiais é de grande importância para a obtenção de resultados razoáveis. Na área do cálculo estrutural, os modelos de comportamento

¹Do inglês *Computer Aided Design* - Desenho Assistido por Computador.

ou modelos constitutivos apresentam-se em diversos tipos, como exemplo: (i) elástico (linear), em que após a aplicação da carga o material retoma a sua forma inicial; (ii) plástico (não-linear), em que não existe linearidade entre a carga aplicada e a deformação ocorrida, sendo esta deformação permanente; (iii) elasto-plástico, apresentando uma fase inicial com comportamento elástico e outra de comportamento plástico; (iv) viscoelástico e viscoplástico, quando a resposta do material depende do tempo (velocidade).

Para definir completamente o modelo de comportamento de um material torna-se necessária a obtenção de diversas propriedades físicas e mecânicas, como exemplo, o coeficiente de Poisson, o módulo de elasticidade, entre outras. Esta fase de definição antecede a fase de análise e cálculo do problema proposto.

De forma resumida, a análise com base no Método dos Elementos Finitos pode ser dividida em várias etapas:

1. modelação do problema real em análise;
2. geração da malha de elementos finitos;
3. definição do sistema de cargas;
4. definição de condições de fronteira;
5. atribuição de materiais e respectivas propriedades;
6. cálculo numérico;
7. visualização e análise dos resultados.

4.3 Programa de simulação numérica

Abaqus é uma palavra que deriva da palavra grega *Aba-kala-culus*, que significa a memória de solução. O AbaqusTM é um pacote de *software* comercial de análise pelo método dos elementos finitos desenvolvido pela empresa *HKS Inc*, sendo actualmente comercializado pela SIMULIA, uma marca da *Dassault Systemes SA*. O programa AbaqusTM inclui quatro componentes funcionais: os módulos de análise, o módulo de pré-processamento CAE², o módulo de pós-processamento e um módulo de várias utilidades. O programa de simulação numérica AbaqusTM é constituído por três produtos principais: o Abaqus/CAE, o Abaqus/Standard e o Abaqus/Explicit.

É no módulo de pré-processamento (Abaqus/CAE) que o utilizador define as características do problema a analisar. Neste módulo é possível a definição da geometria das estruturas, a atribuição das características do material, a aplicação de carregamentos e das condições de fronteira do problema, a definição do número de etapas de análise e a criação da malha de elementos finitos apropriada.

O Abaqus/CAE oferece um ambiente completo de modelação e visualização para as análises de produtos do AbaqusTM. Com acesso directo aos modelos de CAD, à criação de malhas avançadas bem como à visualização, o Abaqus/CAE tornou-se no ambiente de modelação preferido por vários utilizadores. Este módulo cria um ficheiro binário, com a extensão "*.cae", contendo todas as informações dadas à análise. Para a visualização dos resultados são criados ficheiros com a extensão "*.odb" e "*.fil".

A execução da simulação numérica pode ser realizada através dos módulos Abaqus/Standard ou Abaqus/Explicit. O Abaqus/Standard é uma solução geral que utiliza um esquema de integração

²Do inglês *Computer Aided Engineering* - Engenharia Assistida por Computador.

implícita na resolução da análise de elementos finitos. O Abaqus /Explicit utiliza um esquema de integração explícita na resolução de problemas dinâmicos não-lineares e análises quase-estáticas.

O AbaqusTM dispõe ainda de um pós-processador, Abaqus/Viewer, que opera sobre os ficheiros de saída, possibilitando a interpretação e visualização gráfica dos resultados numéricos obtidos.

As diversas potencialidades do AbaqusTM permitem que problemas complexos de engenharia, envolvendo geometrias complicadas, relações constitutivas não-lineares, ocorrência de grandes deformações e carregamentos dinâmicos transientes, por exemplo, possam ser modelados numericamente.

4.4 Descrição dos ensaios realizados

De forma a testar e validar as diferentes propriedades e modelos implementados no âmbito deste trabalho, foram realizados um conjunto de ensaios numéricos. Estes ensaios tinham como objectivo a análise do desempenho balístico dos alvos, sujeitos a diferentes tipos de ameaça. Foram estudadas as influências da velocidade inicial de impacto e da espessura do alvo, para cada tipo de projectil, bem como os processos de perfuração e penetração do alvo.

Os alvos utilizados neste trabalho apresentavam geometria circular e constante para todas as análises. Dada a simetria existente, e por uma questão de redução do tempo de computação, os ensaios de simulação numérica foram realizados com apenas um quarto do alvo. As simulações numéricas foram efectuadas considerando quatro espessuras distintas para os alvos, a saber, 4, 6, 8 e 10 mm. Para cada espessura do alvo foram realizados vinte e quatro ensaios, *i.e.* quatro tipos de projectil para seis velocidades de impacto distintas. As velocidades escolhidas encontram-se na gama entre 150 a 800 m/s.

De seguida é apresentado o código utilizado na identificação e numeração dos ensaios. Este código é definido do seguinte modo:

XENNVnn,

em que X é uma letra maiúscula que designa o tipo de projectil utilizado (L - projectil de ponta cilíndrica-lisa, H - projectil de ponta hemisférica, C - projectil de ponta cónica e P - projectil de calibre 7.62 mm). A letra E diz respeito a espessura do alvo, sendo acompanhada por NN que será o valor, em milímetros, da espessura de cada alvo. A letra V diz respeito à velocidade inicial de impacto do projectil no alvo. Esta letra é acompanhada das letras nn, que correspondem ao valor da velocidade dada ao ensaio. Este valor é apresentado em metros por segundo. A título de exemplo o ensaio cuja referência é

HE10V800

diz respeito a um ensaio com projectil de ponta hemisférica, para uma espessura do alvo de 10 mm e uma velocidade de impacto de 800 m/s.

As simulações numéricas foram realizadas utilizando o código de elementos finitos AbaqusTM para a versão 6.8. O esquema de solução explícita do código (Abaqus/Explicit) em conjunto com o modelo elasto-viscoplástico de Johnson Cook, foram utilizados no problema de impacto de vários projecteis contra um alvo.

A modelação do alvo e do projectil foi realizada através do pré-processador Abaqus/CAE. Para o alvo foi dado um diâmetro $\phi = 160$ mm, enquanto o projectil apresenta diâmetro $\phi = 8.2$ mm. De seguida, foram introduzidas as propriedades referentes ao aço Weldox 460 E. Estas propriedades encontram-se descritas na tabela 3.4 do capítulo anterior. A modelação constitutiva deste material ocorreu de acordo com os modelos descritos no Capítulo 3, tendo sido introduzidos dois modelos.

Um modelo referente ao comportamento plástico do aço, outro referente ao comportamento de fractura ou cedência.

Ao alvo foram atribuídas as propriedades do aço Weldox 460 E, tendo este sido considerado como um corpo tridimensional deformável. O projectil foi considerado como um corpo tridimensional rígido, identificado por um ponto de referência. A esse ponto de referência foi atribuída uma massa constante, $m=10$ g, correspondendo à massa total de um projectil de 7.62 mm. Foram ainda atribuídas condições de contacto sem atrito entre o projectil e o alvo.

As simulações numéricas foram realizadas tendo em conta diversos aspectos geométricos, entre eles a forma da ponta do projectil. Para esta análise foram utilizados quatro tipos de projecteis. Os projecteis apresentam o mesmo diâmetro $\phi = 8.2$ mm e massa constante de $m=10$ g (figuras 4.2 e 4.3). Assim, para uma dada velocidade inicial, v_0 , a energia cinética é a mesma ($E_{cin}^i = \text{constante}$).

No que concerne às condições de fronteira, sobre o alvo, foi atribuída simetria nas duas faces correspondentes aos planos de simetria geométrica do alvo. Posteriormente, foi adicionada uma condição de encastramento na superfície circular exterior do alvo. Esta condição tem como objectivo impedir o seu movimento de corpo rígido. Na figura 4.4 são ilustradas as condições de fronteira atribuídas ao alvo. Aqui, é visível o encastramento da superfície circular para toda a espessura e as simetrias dadas às faces correspondentes aos planos de simetria do alvo.

Ao projectil foram atribuídas velocidades de impacto na gama de 150 a 800 m/s, restringindo o seu movimento à direcção axial, de forma a garantir um impacto ortogonal.

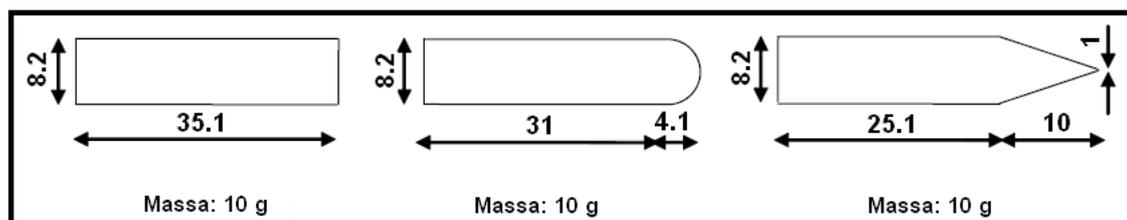


Figura 4.2: Formas da ponta dos primeiros três projecteis utilizados na simulação (medidas em milímetros).

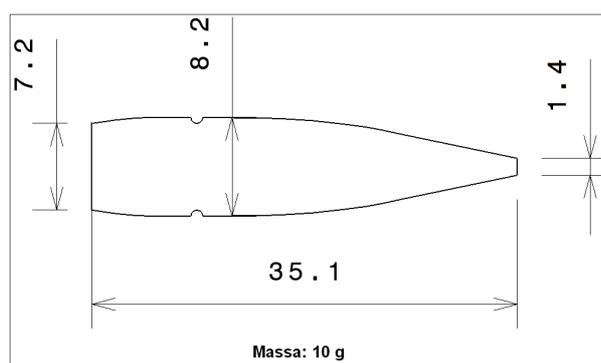


Figura 4.3: Vista em corte do projectil de calibre 7.62 mm (medidas em milímetros).

As malhas de elementos finitos regulares e estruturadas continuam a ser das mais utilizadas no processo de discretização de estruturas pelo método dos elementos finitos. Essas malhas são geralmente precisas e robustas para problemas que envolvem pequenas deformações. Contudo, quando existem elevadas deformações plásticas localizadas, a malha de elementos finitos pode sofrer um aumento de distorção à medida que aumenta a deformação. Malhas com elementos distorcidos tornam-se menos precisas, podendo degradar a qualidade dos resultados bem como

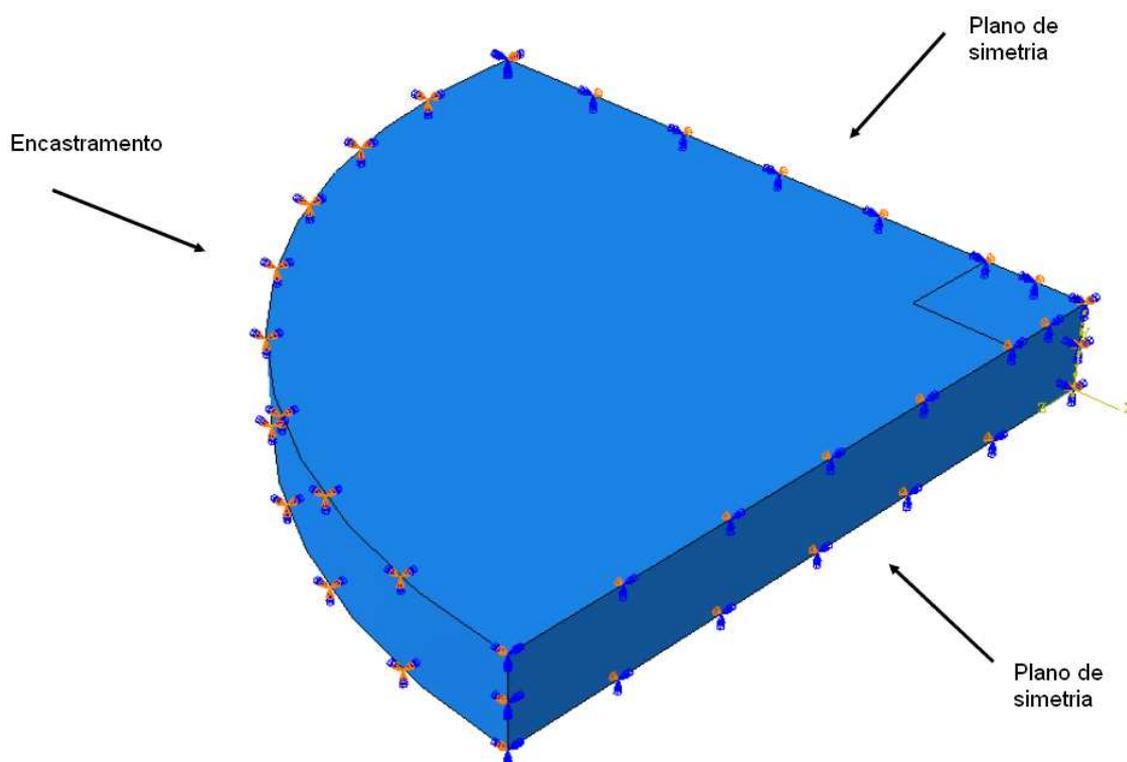


Figura 4.4: Condições de fronteira aplicadas ao alvo em estudo.

introduzir dificuldades numéricas (matrizes mal condicionadas, por exemplo). Neste trabalho será utilizada uma malha de elementos finitos fixa, apresentando um número elevado de elementos e refinamento na zona de maiores gradientes de tensão e deformação, na tentativa de minimização dos erros introduzidos para elevadas taxas de deformação. Num trabalho futuro, serão tidas em conta as simulações numéricas realizadas com malha adaptativa.

A malha de elementos finitos pode apresentar diversas formas, isto é, os elementos podem ser quadriláteros ou triângulos (para geometrias bidimensionais) ou, para geometrias tridimensionais, hexaédricos, tetraédricos ou pentaédricos. Nos ensaios efectuados, foram utilizados dois tipos de malha distintos. Ao alvo foi atribuída uma malha de elementos hexaédricos do tipo C3D8R (elemento tridimensional constituído por oito nós e com integração reduzida). Aos projecteis foi atribuída uma malha de elementos tetraédricos do tipo R3D4 (elemento rígido de quatro nós). Foi considerada uma densidade de malha elevada na zona de impacto do projectil com o alvo (visível na figura 4.5). Na espessura do alvo foram considerados elementos com dimensão de 0.2 mm, valor aproximado ao utilizado por Boervik *et al.* (2002) [56]. Nas figuras 4.6 e 4.7 podem ser observadas as malhas utilizadas no alvo e nos projecteis. Uma caracterização da malha de elementos finitos utilizada em cada simulação numérica, ao nível do número de elementos e do número de nós, aparece evidenciada na tabela 4.1.

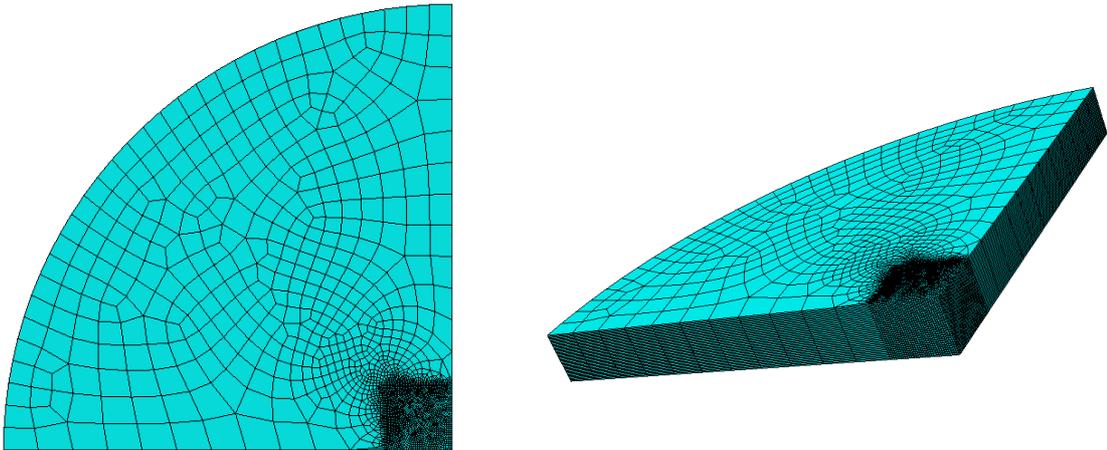


Figura 4.5: Definição da malha utilizada no alvo. De salientar a zona de maior densidade, com largura e comprimento três vezes superior ao diâmetro dos projecteis utilizados.

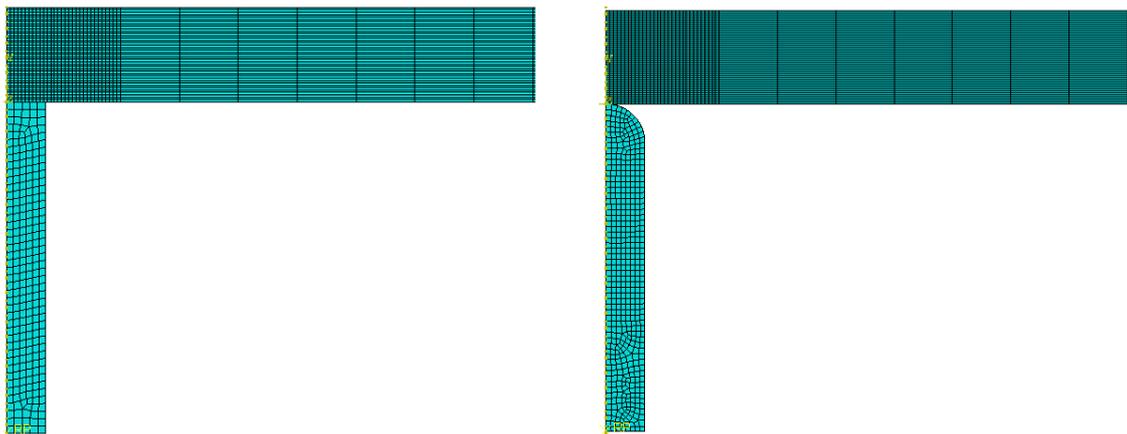


Figura 4.6: Definição das malhas utilizadas durante as simulações numéricas: à esquerda: projectil de ponta cilíndrica; à direita: projectil de ponta hemisférica.

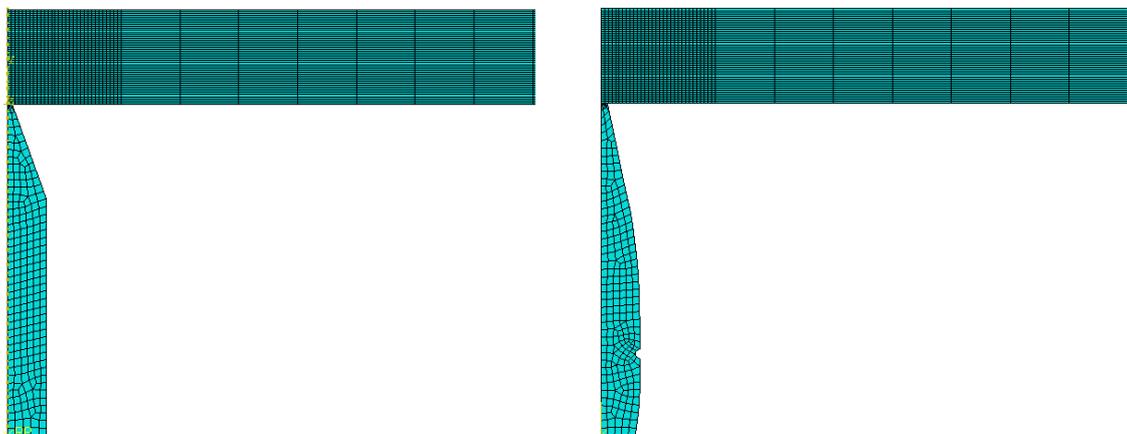


Figura 4.7: Definição das malhas utilizadas durante as simulações numéricas: à esquerda: projectil de ponta cónica; à direita: projectil de calibre 7.62 mm.

Tabela 4.1: Caracterização das malhas de elementos finitos.

Referência	Elementos	Nós
LE10V150 - 800	134100	137547
HE10V150 - 800	135762	139211
CE10V150 - 800	135006	138452
PE10V150 - 800	142806	148637
LE8V150 - 600	108754	112067
HE8V150 - 600	109502	112815
CE8V150 - 600	108739	112056
PE8V150 - 600	114587	119832
LE6V150 - 550	81794	84957
HE6V150 - 550	82543	85706
CE6V150 - 550	81787	84947
PE6V150 - 550	85596	90232
LE4V150 - 500	54434	57448
HE4V150 - 500	55183	58197
CE4V150 - 500	54427	57438
PE4V150 - 500	57107	61140

Capítulo 5

Resultados e Discussão

Procede-se à análise e comparação dos resultados numéricos obtidos pelas simulações realizadas recorrendo ao programa de simulação Abaqus™. Expõem-se os resultados com base nos diversos mecanismos que afectam o processo de penetração e perfuração do alvo. Justificam-se convenientemente os gráficos ilustrados.

5.1 Introdução

Nas secções seguintes apresentam-se e discutem-se os resultados obtidos através da análise numérica. Para esta análise foi considerado que o projectil de ameaça não sofria deformação (corpo rígido) tendo sido introduzidas diversas velocidades de impacto para cada espessura de alvo a analisar. Aqui, foram estudados alguns factores que influenciam o comportamento e resistência do alvo ao impacto. São ilustrados os modos de cedência verificados por simulação numérica nos alvos impactados por diferentes tipos de projecteis, as velocidades residuais dos projecteis, o gradiente de energia do projectil e do alvo e ainda os tempos necessários à penetração e perfuração do alvo.

5.2 Modos de cedência

A primeira consideração após a realização da análise numérica foi a observação da dependência do modo de cedência do alvo em relação ao tipo de projectil utilizado. Para projecteis cilíndricos-lisos, observa-se que o modo de cedência predominante, sob o impacto ortogonal, é a formação, por corte, de uma rolha. A cedência inicia-se decorridos alguns micro-segundos, através da formação de Bandas de Corte Adiabáticas (BCA¹). Estas bandas são originadas devido à geometria singular do projectil. As arestas vivas do projectil induzem à formação e propagação de fendas através da espessura do material. As BCA geram, na última etapa de cedência, a ejeção de uma rolha.

Como reportado por Bonet e Molinari (2002) [57], para velocidades de impacto $V_i < 600$ m/s a espessura da rolha é próxima da espessura inicial do alvo, apresentando diâmetro igual ao do projectil de ameaça. Contudo, para velocidades de impacto elevadas $V_i \geq 600$ m/s, e devido a uma etapa de elevada compressão e elevadas concentrações de deformação plástica no local de impacto,

¹Do inglês *Adiabatic Shear Bands* (ASB)

a espessura da rolha é reduzida, sendo bastante inferior à espessura inicial do alvo. A figura 5.1 ilustra um processo típico de perfuração de um alvo, com espessura $h=10$ mm, impactado por um projétil cilíndrico a uma velocidade de 600 m/s. Aqui, é visível a formação das BCA e a ejeção de uma rolha. Para esta velocidade, o projétil é mais rápido que a propagação das BCA e a espessura da rolha, numericamente obtida, é de 4 mm.

A cedência para um projétil com configuração hemisférica pode dar-se de duas formas. Para velocidades elevadas, a cedência ocorre através da formação de uma garganta², podendo suceder a ejeção de uma rolha de espessura reduzida. Este modo de cedência é governado pelos efeitos de inércia e pelo nível de deformação circunferencial gerada, resultando na fragmentação da zona afectada. Para baixas velocidades, próximas do limite balístico, a cedência ocorre por formação de pétalas, não existindo ejeção de material. Este efeito tem em conta o aumento do escoamento plástico radial, causando um aumento no nível de tensão gerado. Para alvos de espessura fina, este modo de cedência torna-se mais evidente devido à geração de tensões de flexão na superfície livre do alvo.

Na figura 5.2, é possível verificar a formação de uma garganta para velocidades de impacto superiores ao limite balístico. Contudo, não se torna visível a ejeção de material do alvo. Este facto deve-se à erosão numérica dos elementos na parte frontal de impacto do projétil. Para espessuras reduzidas (figura 5.23) é perceptível a flexão causada por este tipo de projétil, gerando um aumento do nível de tensão e levando à formação de pétalas no alvo.

O projétil de ponta cónica é considerado como uma simplificação do modelo padronizado de um projétil de calibre 7.62 mm. Um projétil deste calibre apresenta uma forma ogival, não sendo idêntica à apresentada pelo projétil cónico. Contudo, Dey *et al.* (2004) [58] descobriram, a partir da realização de um número elevado de testes, que um projétil com geometria cónica tem uma capacidade de perfuração similar à do projétil com geometria ogival.

A figura 5.3 ilustra o processo de perfuração de um projétil cónico para uma velocidade de 600 m/s. Pode observar-se pelas imagens que o modo de cedência verificado acontece por alargamento dúctil do furo. Este modo de cedência é característico de materiais dúcteis, materiais que suportam elevadas deformações até à fractura. O ponto de intersecção do cone dos projéteis cónicos e ogivais actua como um ponto de concentração de tensões durante a penetração do alvo. Aqui, o material é deformado plasticamente, garantindo uma diminuição do limite balístico.

Na figura 5.4 é ilustrado o processo de perfuração de um alvo com espessura de 10 mm por um projétil de calibre 7.62 mm. Aqui, são visíveis as semelhanças entre este projétil e o de configuração cónica. Para este projétil a cedência dá-se, de igual forma, por alargamento dúctil do furo, existindo flexão do alvo para as espessuras de 4 e 6 mm (não representadas). Torna-se também observável, para velocidades próximas do limite balístico, que o efeito de flexão é importante devido ao contacto pontual entre alvo-projétil, em comparação com as formas hemisféricas e cilíndricas. De acordo com as simulações realizadas, o modo de cedência permanece o mesmo para a gama de velocidades e espessuras analisadas.

5.3 Velocidade residual e limite balístico

De uma forma geral e como mencionado no Capítulo 1, a velocidade de limite balístico é definida como a média entre o maior valor de velocidade não perfurante e o mínimo valor de velocidade perfurante. Diversas formulações têm sido empregues na definição do limite balístico em função da velocidade inicial de impacto. A mais utilizada é a relação de Recht e Ipson (1963) [38], permitindo definir a velocidade residual em função da velocidade inicial de impacto e da velocidade de limite balístico, sendo apresentada como:

²Do inglês *necking*.

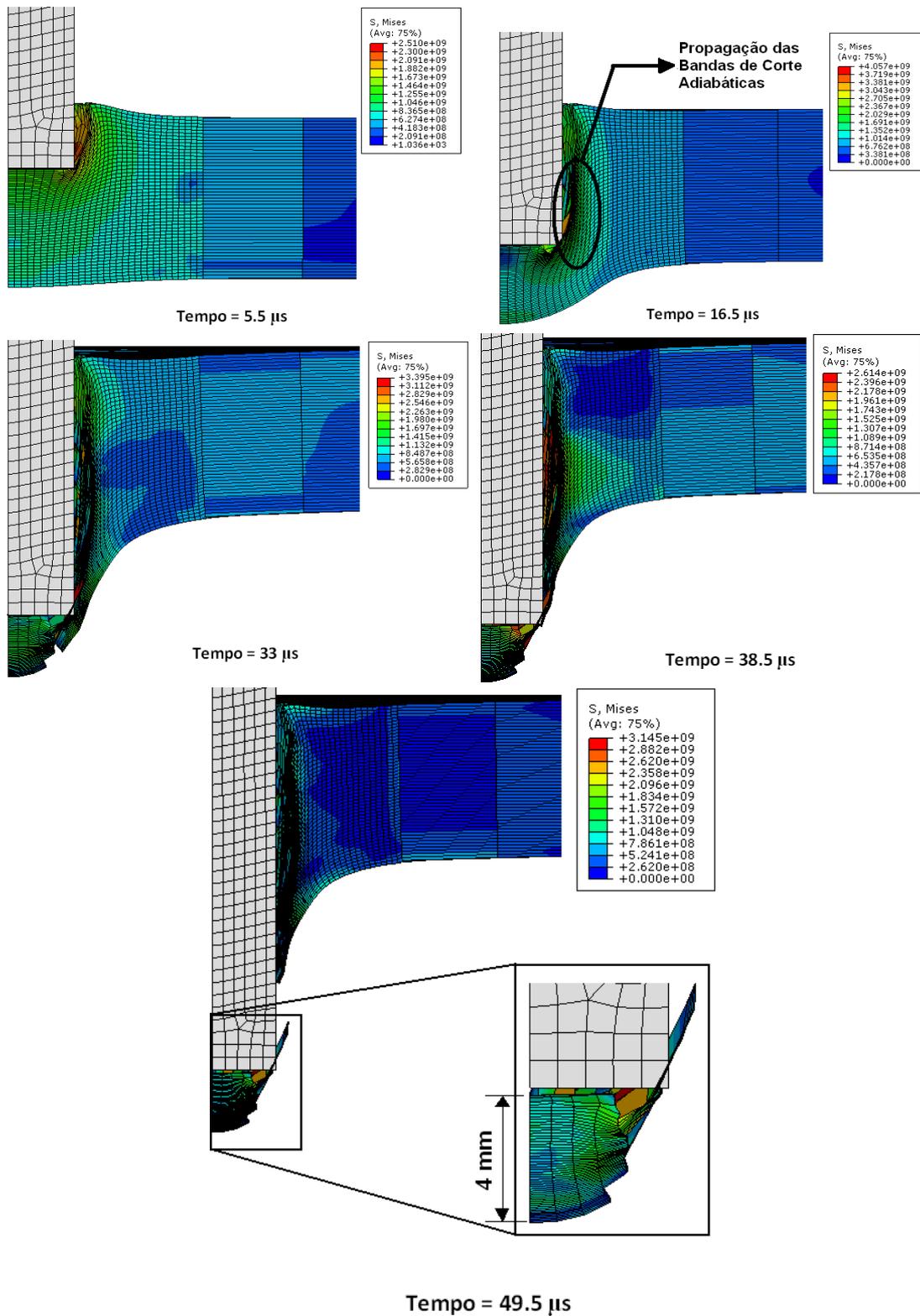


Figura 5.1: Simulação numérica da perfuração de um alvo por um projectil cilíndrico. Ensaio numérico LE10V600.

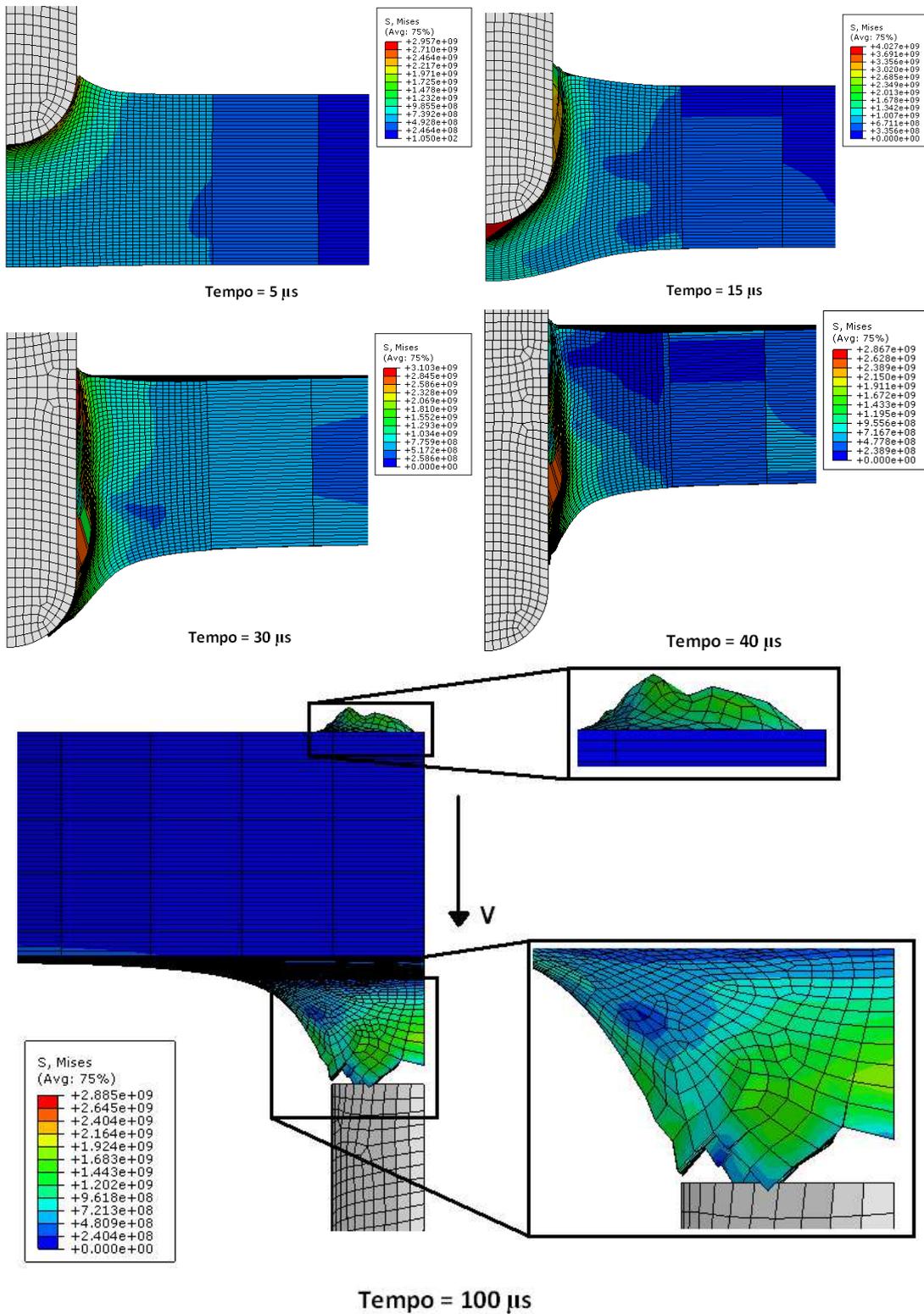


Figura 5.2: Simulação numérica da perfuração de um alvo por um projectil de ponta hemisférica. Ensaio numérico HE10V600.

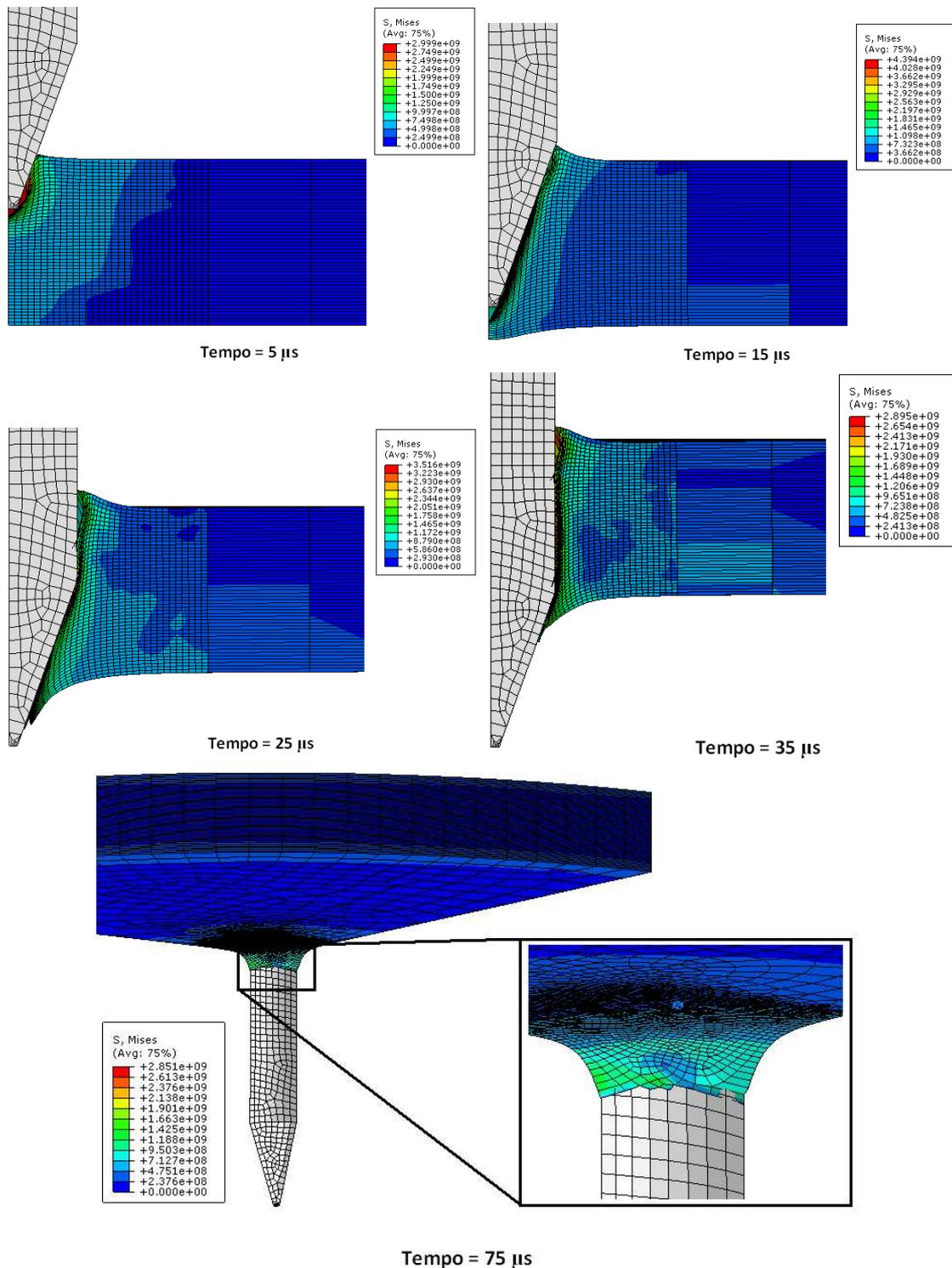


Figura 5.3: Simulação numérica da perfuração de um alvo por um projectil de ponta cónica. Ensaio numérico CE10V600.

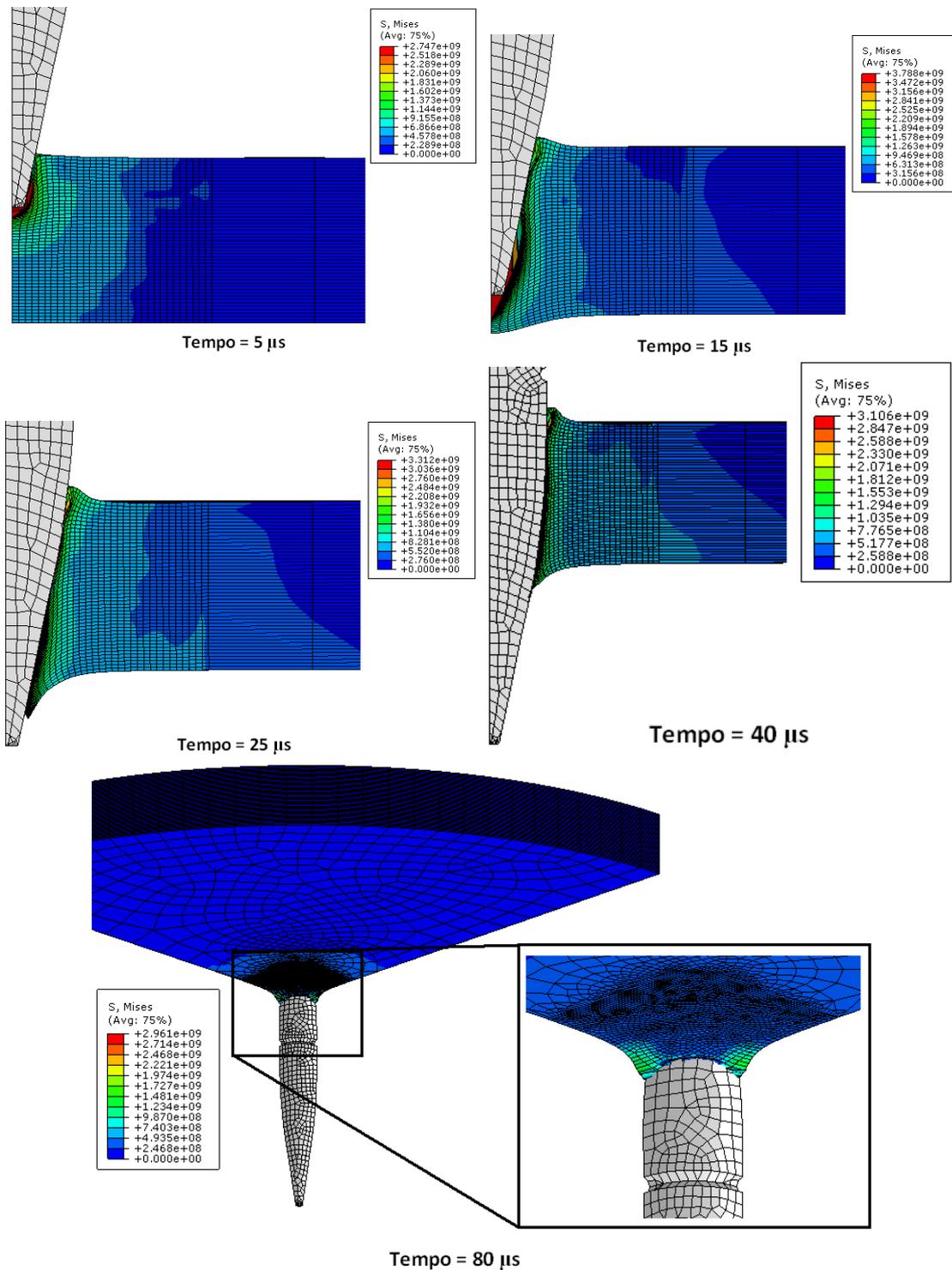


Figura 5.4: Simulação numérica da perfuração de um alvo por um projectil de calibre 7.62 mm. Ensaio numérico PE10V600.

$$\begin{cases} V_r = a[(V_i)^p - (V_{bl})^p]^{1/p}, \text{ com } p = 2 \\ a = \frac{m_p}{m_r + m_p} \end{cases} \quad (5.1)$$

onde a e p são constantes empíricas, m_p e m_r representam a massa do projectil e da rolha, respectivamente, V_i é a velocidade inicial do projectil e V_{bl} é a velocidade de limite balístico. A equação (5.1) apenas é válida para situações onde não ocorra, durante o impacto, deformação plástica do projectil.

Nas tabelas 5.1 a 5.4 são apresentados os diversos resultados obtidos a partir das noventa e seis simulações numéricas realizadas no âmbito deste trabalho. Com base nos resultados das velocidades residual e de impacto do projectil, foi possível obter as diversas velocidades de limite balístico, consoante a espessura do alvo e a forma do projectil (tabela 5.5). Aqui, o método dos mínimos desvios quadráticos foi utilizado no sentido de calibrar os vários valores de velocidade obtidos. Para projecteis de forma cilíndrica, a cedência ocorre pela propagação de bandas de corte adiabáticas, existindo a ejeção de uma rolha ($m_r > 0$), originando um valor de $a < 1$. Para projecteis com configuração cónica e ogival, a cedência ocorre por alargamento dúctil do furo, sem ejeção de uma rolha, originando um valor de $a \approx 1$. Para a forma hemisférica, e como não se torna visível a ejeção de uma rolha, devido à erosão numérica dos elementos, foi considerado um valor de fracção de massa intermédio, situando-se entre os valores do projectil cilíndrico e os valores dos projecteis ogival e cónico.

Na figura 5.5 são ilustrados os valores de velocidade de limite balístico obtidos. Como é visível, o aumento da capacidade de protecção do alvo ocorre de forma linear com o aumento da espessura deste. Se dobrarmos a espessura do alvo, de 4 até 8 mm, a resistência à perfuração é aumentada em aproximadamente 50%, para projecteis cilíndricos e hemisféricos, e 40% para projecteis cónicos e ogivais.

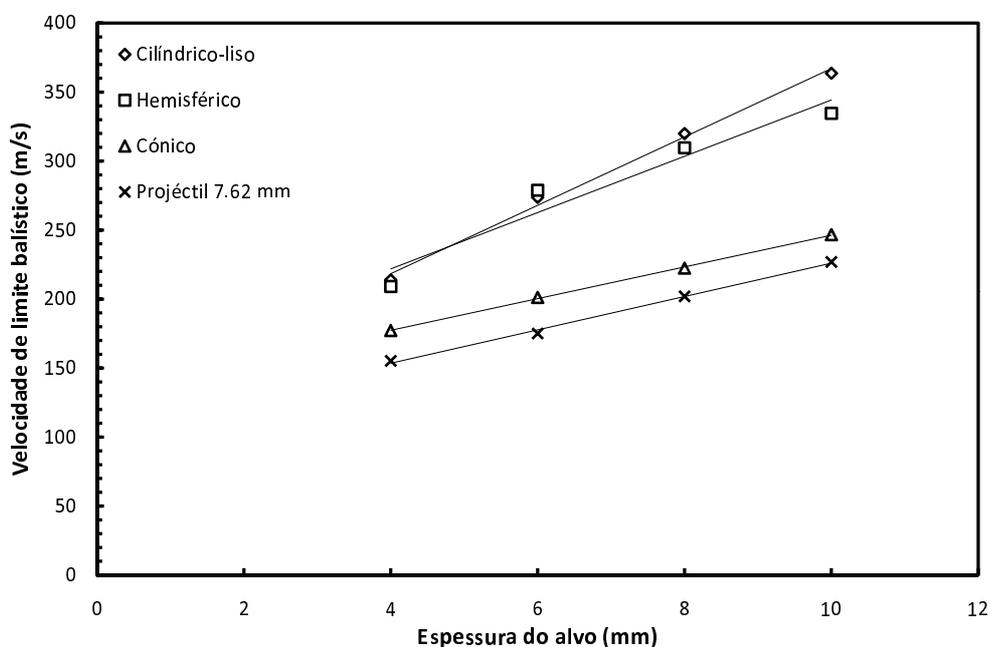


Figura 5.5: Velocidade de limite balístico em função da espessura do alvo.

Tendo em conta as linhas de tendência evidenciadas nos gráficos ilustrativos da velocidade residual (figuras 5.6 a 5.9), algumas conclusões imediatas podem ser retiradas. Em primeiro lugar, é notável que a forma de ponta do projectil afecta significativamente a resistência balística do alvo.

Tabela 5.1: Resultados numéricos obtidos para o impacto dos alvos por projecteis com forma de ponta cilíndrica-lisa.

Espessura do alvo (mm)	V_i (m/s)	V_r (m/s)	t_{pf} (μ s)	E_c^i (J)	E_c^f (J)	E_{abs} (J)	W_p (J)
4	500	460.0	95	1250.0	1086.6	163.4	132.2
	400	347.3	130	800.0	622.5	177.5	148.4
	300	196.2	210	450.0	208.0	242.0	207.9
	250	104.4	345	312.5	64.2	248.3	215.5
	200	0	-	200.0	0	200.0	157.0
	150	0	-	112.5	0	112.5	87.0
6	550	490.3	90	1512.5	1246.8	265.7	223.2
	450	370.2	120	1012.5	709.8	302.7	251.5
	350	218.3	200	612.5	242.6	369.9	296.8
	250	0	-	312.5	0	312.5	256.0
	200	0	-	200.0	0	200.0	167.4
	150	0	-	112.5	0	112.5	89.1
8	600	504.4	96	1800.0	1331.8	468.2	397.5
	500	393.8	119	1250.0	808.6	441.4	370.2
	400	240.2	180	800.0	292.9	507.8	409.1
	300	0	-	450.0	0	450.0	357.9
	250	0	-	312.5	0	312.5	262.5
	150	0	-	112.5	0	112.5	91.4
10	800	679.0	76	3200.0	2414.0	786.0	659.4
	600	448.7	110	1800.0	1054.9	745.1	609.1
	400	192.9	205	800.0	198.5	601.5	480.2
	350	91.7	295	612.5	62.3	550.2	445.7
	300	0	-	450.0	0	450.0	361.2
	150	0	-	112.5	0	112.5	92.2

V_i - velocidade inicial do projectil;
 V_r - velocidade residual do projectil;
 t_{pf} - tempo de perfuração total do alvo;
 E_c^i - energia cinética inicial;
 E_c^f - energia cinética final;
 E_{abs} - energia absorvida pelo alvo;
 W_p - trabalho plástico realizado pelo alvo.

Tabela 5.2: Resultados numéricos obtidos para o impacto dos alvos por projecteis com forma de ponta hemisférica.

Espessura do alvo (mm)	V_i (m/s)	V_r (m/s)	t_{pf} (μ s)	E_c^i (J)	E_c^f (J)	E_{abs} (J)	W_p (J)
4	500	447.8	100	1250.0	1005.0	245.5	194.9
	400	338.6	132	800.0	578.1	221.9	148.7
	300	216.0	207	450.0	242.5	207.5	176.7
	250	141.4	286	312.5	102.8	209.7	177.8
	200	0	-	200.0	0	200.0	165.7
	150	0	-	112.5	0	112.5	90.4
6	550	475.7	100	1512.5	1139.6	372.9	288.2
	450	354.9	133	1012.5	642.2	370.3	297.7
	350	224.0	200	612.5	254.7	357.8	290.9
	250	0	-	312.5	0	312.5	265.4
	200	0	-	200.0	0	200.0	180.5
	150	0	-	112.5	0	112.5	93.5
8	600	502.0	100	1800.0	1275.0	525.0	403.1
	500	394.9	119	1250.0	789.8	460.2	357.5
	400	263.3	171	800.0	350.6	449.4	353.7
	300	0	-	450.0	0	450.0	358.7
	250	0	-	312.5	0	312.5	276.5
	150	0	-	112.5	0	112.5	96.4
10	800	704.7	72	3200.0	2504.4	695.6	527.1
	600	493.9	100	1800.0	1234.8	565.2	431.2
	400	223.3	162	800.0	269.1	530.9	417.4
	350	93.5	330	612.5	55.9	556.6	436.8
	300	0	-	450.0	0	450.0	363.1
	150	0	-	112.5	0	112.5	100.9

Tabela 5.3: Resultados numéricos obtidos para o impacto dos alvos por projecteis com forma de ponta cónica.

Espessura do alvo (mm)	V_i (m/s)	V_r (m/s)	t_{pf} (μs)	E_c^i (J)	E_c^f (J)	E_{abs} (J)	W_p (J)
4	500	467.3	90	1250.0	1094.1	155.9	121.6
	400	357.4	120	800.0	641.0	159.0	136.1
	300	241.2	176	450.0	294.5	155.5	132.1
	250	176.9	240	312.5	157.1	155.4	131.2
	200	94.4	360	200.0	49.9	150.1	129.0
	150	0	-	112.5	0	112.5	94.8
6	550	511.1	85	1512.5	1309.7	202.8	179.2
	450	401.2	112	1012.5	809.1	203.4	158.6
	350	286.0	150	612.5	410.7	201.8	152.3
	250	145.7	273	312.5	113.9	198.6	165.0
	200	25.3	370	200.0	6	200.0	159.1
	150	0	-	112.5	0	112.5	86.4
8	600	554.5	85	1800.0	1543.3	256.7	185.1
	500	445.7	105	1250.0	998.5	251.5	189.1
	400	330.9	136	800.0	551.4	248.6	188.2
	300	200.8	208	450.0	204.7	245.3	188.8
	250	119.9	332	312.5	75.4	237.1	181.7
	150	0	-	112.5	0	112.5	86.8
10	800	756.8	64	3200.0	2872.5	327.5	235.9
	600	542.6	90	1800.0	1478.5	321.5	236.3
	400	313.4	138	800.0	496.6	303.4	230.0
	350	247.3	176	612.5	312.5	300.0	228.6
	300	175.4	230	450.0	157.5	292.5	221.9
	150	0	-	112.5	0	112.5	86.6

Tabela 5.4: Resultados numéricos obtidos para o impacto dos alvos por projecteis de calibre 7.62 mm.

Espessura do alvo (mm)	V_i (m/s)	V_r (m/s)	t_{pf} (μs)	E_c^i (J)	E_c^f (J)	E_{abs} (J)	W_p (J)
4	500	471.6	90	1250.0	1114.3	135.7	94.4
	400	365.9	114	800.0	671.1	128.9	96.5
	300	252.6	160	450.0	321.2	128.8	98.8
	250	196.8	192	312.5	194.5	118.0	85.1
	200	132.8	270	200.0	89.8	110.2	82.1
	150	0	-	112.5	0	112.5	88.6
6	550	514.4	85	1512.5	1327.6	184.9	127.2
	450	408.6	104	1012.5	838.3	174.2	116.7
	350	303.4	140	612.5	461.9	150.6	109.3
	250	179.2	221	312.5	162.5	150.0	110.0
	200	94.5	330	200.0	46.6	200.0	111.2
	150	0	-	112.5	0	112.5	87.2
8	600	558.1	78	1800.0	1561.8	238.2	167.3
	500	452.3	99	1250.0	1036.3	213.7	158.7
	400	342.3	128	800.0	589.1	210.9	151.2
	300	222.8	187	450.0	250.5	199.5	144.4
	250	152.9	255	312.5	119.3	193.2	142.0
	150	0	-	112.5	0	112.5	86.4
10	800	760.0	65	3200.0	2894.8	305.2	210.1
	600	548.6	85	1800.0	1510.1	289.9	201.7
	400	329.1	132	800.0	547.4	252.6	185.4
	350	265.6	165	612.5	355.8	256.7	187.1
	300	198.4	200	450.0	198.5	251.5	181.3
	150	0	-	112.5	0	112.5	83.9

Tabela 5.5: Definição da velocidade de limite balístico para diferentes espessuras do alvo e diferentes tipos de projectil.

Espessura do alvo (mm)	Cilíndrico-liso V_{bl} (m/s)	Hemisférico V_{bl} (m/s)	Cónico V_{bl} (m/s)	Projectil 7.62 mm V_{bl} (m/s)
4	213.8	209.0	177.1	155.2
6	273.6	278.8	201.1	175.0
8	319.8	309.6	223.3	201.9
10	363.5	334.6	246.6	226.8

Projecteis com configurações cónicas e ogivais perfuram mais eficazmente o alvo, apresentando velocidades residuais superiores. As linhas de tendência, para este tipo de projecteis, apresentam valores superiores em comparação com as restantes, sendo quase paralelas à linha de velocidade residual, *i.e.* à linha de resposta assintótica para um alvo de espessura zero.

Com o aumento da espessura do alvo, nomeadamente entre uma espessura de 10 mm e as restantes, irá existir uma redução da velocidade do projectil. Este aumento de espessura condiciona a capacidade de penetração do projectil, induzindo neste um maior consumo de energia no processo de perfuração. Tal consumo origina, no projectil, uma energia cinética final reduzida, causando a diminuição da velocidade residual deste.

Para velocidades de impacto e espessuras do alvo inferiores, os projecteis cilíndricos apresentam eficácia inferior no processo de perfuração do alvo. Contudo, com o aumento da espessura e velocidade de impacto os projecteis de configuração hemisférica irão adquirir uma menor eficácia.

Foi observado que à medida que a velocidade do projectil aumenta a velocidade perdida diminui e a velocidade residual aproxima-se da velocidade de impacto para todos os projecteis. Essa velocidade perdida contudo, aumenta com a espessura do alvo envolvido. O inverso é também verificado para velocidades de impacto próximas do limite balístico.

Na figura 5.10 são ilustradas curvas de distância-tempo e velocidade-tempo dos projecteis, baseadas na análise dos resultados numéricos obtidos. São detectadas diferenças significativas no comportamento durante a penetração. Os projecteis com configuração cilíndrica e hemisférica apresentam uma queda acentuada na velocidade durante o impacto, indicando a elevada força existente na interface entre alvo-projectil. O declive da velocidade é menos acentuado para os restantes projecteis, em particular, para o projectil de calibre 7.62 mm. O tempo de perfuração neste caso é inferior ao apresentado pelos projecteis anteriores.

5.4 Energia

Esta Secção revela os resultados da variação da energia cinética e do trabalho de deformação plástica ao longo de um impacto. Aqui, ilustram-se os gráficos da variação da energia do projectil para várias espessuras de alvo. Nesta análise foi considerada uma velocidade penetrante de 150 m/s, garantindo a não perfuração do alvo para todas as espessuras. Um simples balanço de energia, dado como $\Delta E = 1/2 m_p (V_i^2 - V_r^2) = E_c^i - E_c^f$, indica que alguma da energia cinética foi perdida durante a análise. Pequenas quantidades de energia são utilizadas pelo algoritmo de contacto, mas foram consideradas como negligenciáveis nestas simulações. No entanto, em simulações onde o número de elementos eliminados seja elevado é necessário ter em conta quer as perdas de energia quer as perdas de massa.

A capacidade de absorção de energia de um alvo é influenciada por diversos parâmetros, como a energia de impacto do projectil, a sua forma, o seu modo de cedência, assim como a sua espessura.

Nas figuras 5.11 a 5.14 encontram-se ilustradas as variações de energia consoante a espessura do alvo e para cada tipo de projectil. É observável que, conforme esperado, a espessura do alvo

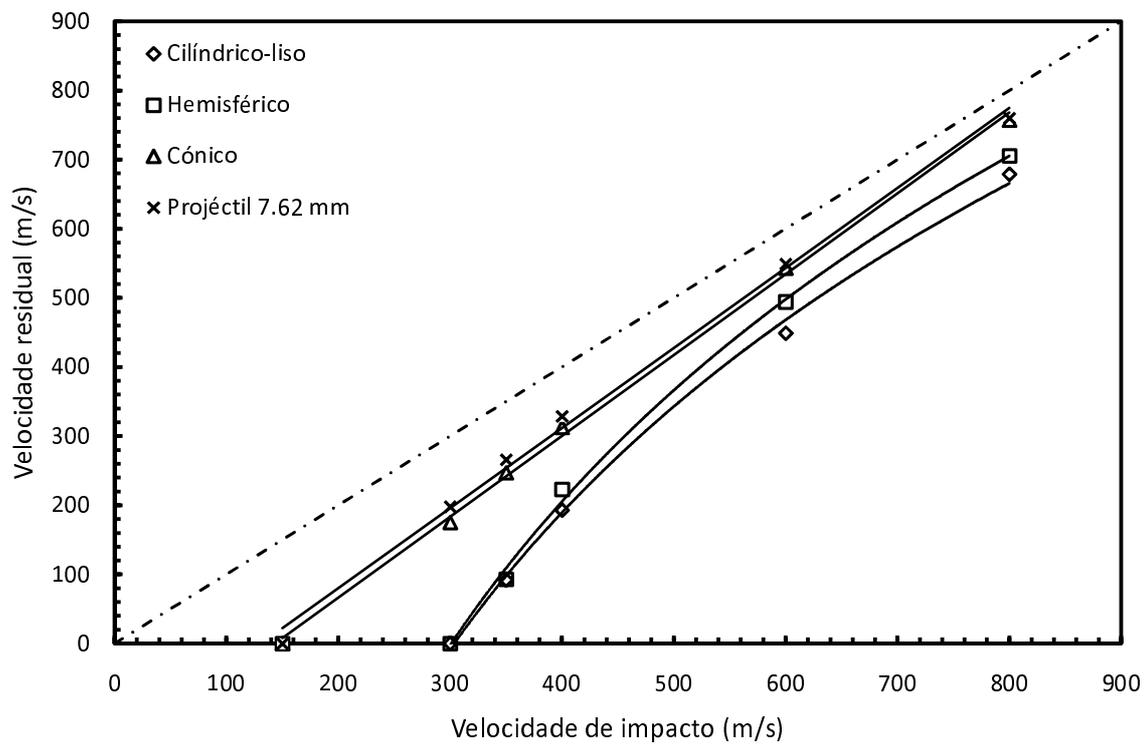


Figura 5.6: Valores numéricos da velocidade residual para cada velocidade inicial de impacto. Os resultados referem-se ao alvo de espessura 10 mm.

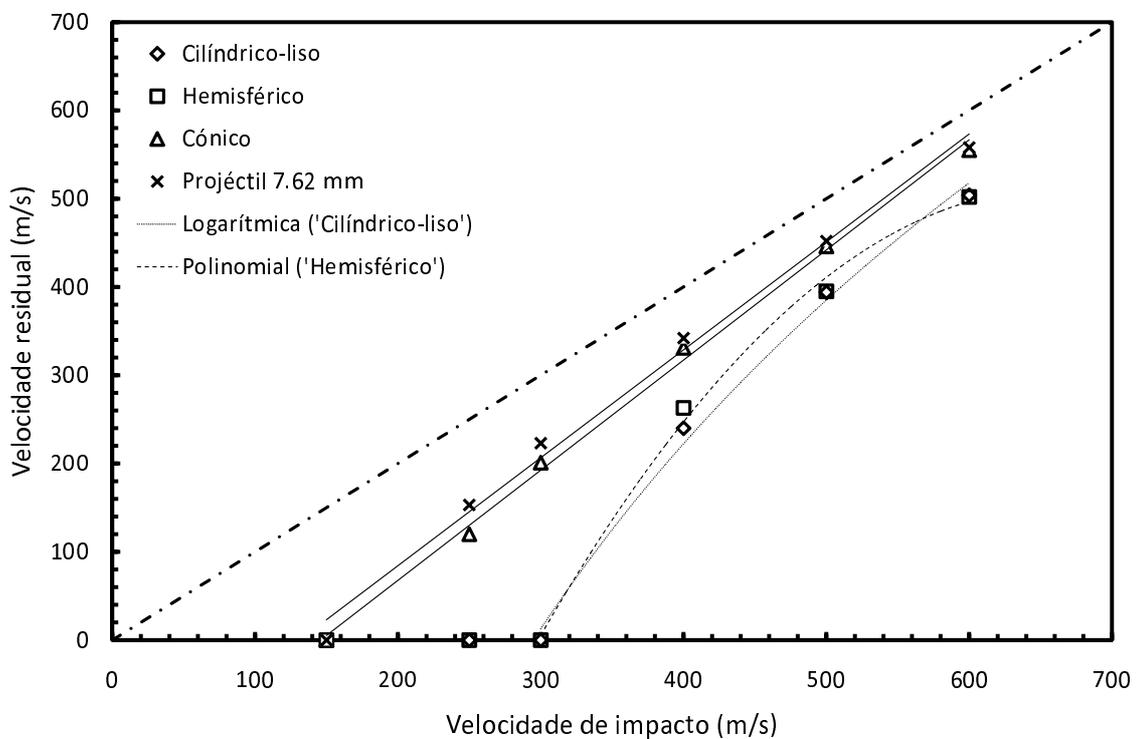


Figura 5.7: Valores numéricos da velocidade residual para cada velocidade inicial de impacto. Os resultados referem-se ao alvo de espessura 8 mm.

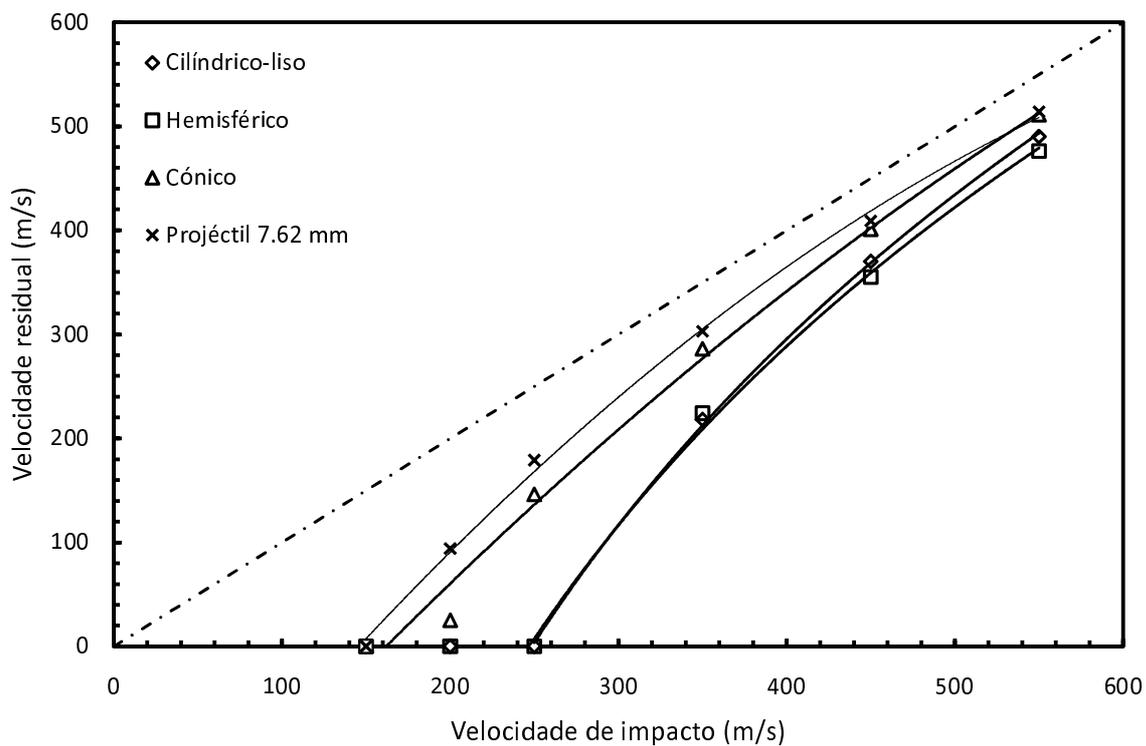


Figura 5.8: Valores numéricos da velocidade residual para cada velocidade inicial de impacto. Os resultados referem-se ao alvo de espessura 6 mm.

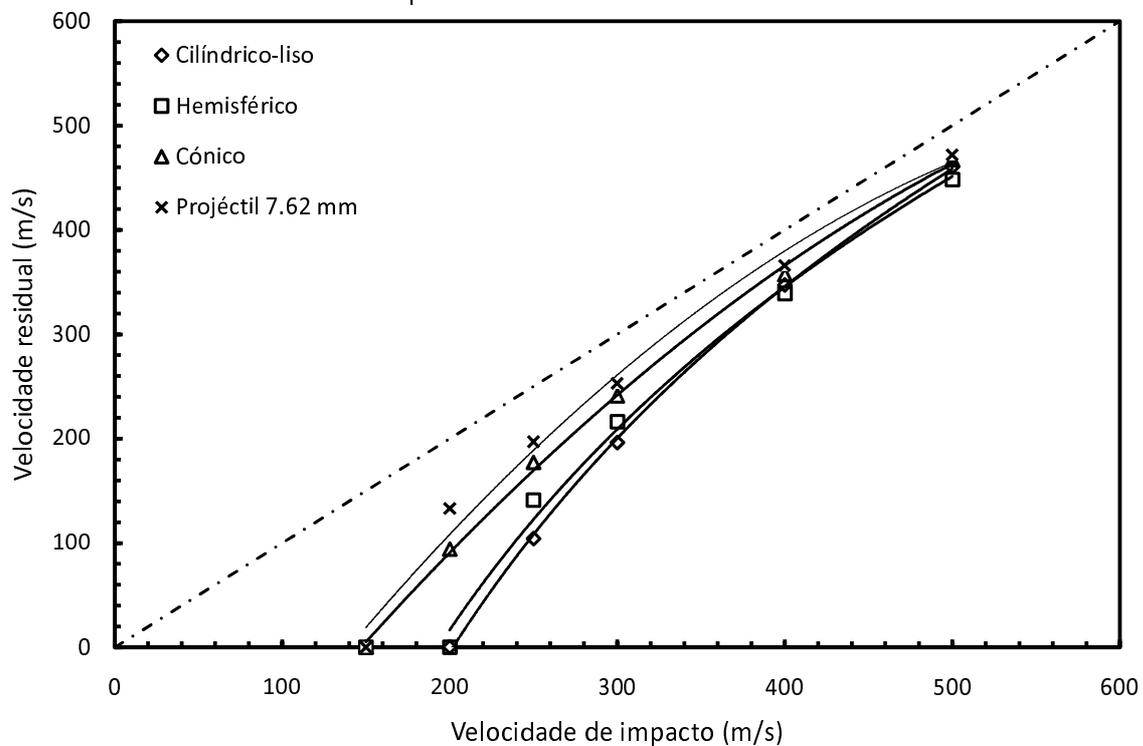


Figura 5.9: Valores numéricos da velocidade residual para cada velocidade inicial de impacto. Os resultados referem-se ao alvo de espessura 4 mm.

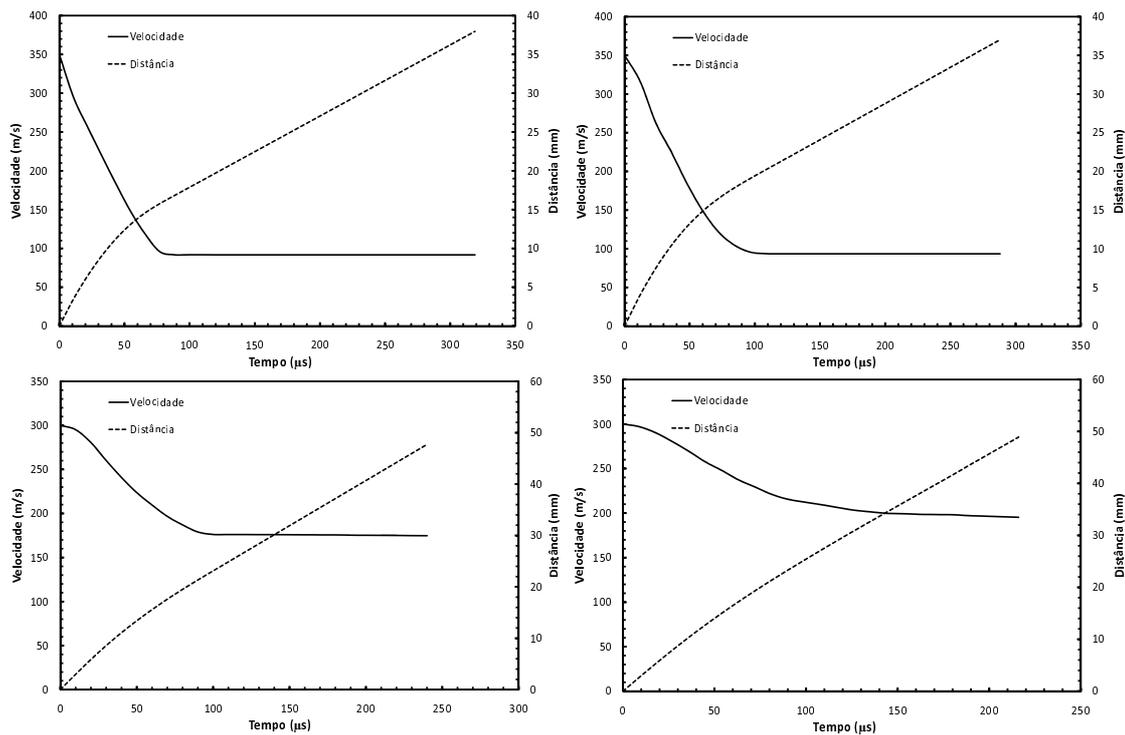


Figura 5.10: Evolução da distância percorrida pelo projectil e da respectiva velocidade com o tempo. Da esquerda para a direita e de cima para baixo, ensaio LE10V350; ensaio HE10V350; ensaio CE10V350; ensaio PE10V350.

influencia a capacidade de penetração do projectil. Para espessuras mais elevadas, maior será a resistência balística oferecida pelo alvo, originando um maior decréscimo de energia do projectil para um menor tempo de penetração. Para o projectil com configuração cilíndrica (figura 5.11), é visível um decréscimo da energia de forma linear. Aqui, importa analisar o ângulo formado entre a recta de declive linear e o eixo vertical. Quanto menor for o ângulo formado maior será capacidade de absorção de energia do alvo. Analisando os restantes projecteis, nota-se que o decréscimo ocorre de forma logarítmica, originando uma diminuição na capacidade de protecção do alvo.

As figuras 5.15 a 5.18 ilustram a variação da energia consoante o tipo de projectil para cada espessura de alvo. Aqui, observa-se que o tipo de projectil condiciona a energia absorvida pelo alvo. Para projecteis com configuração cilíndrica (liso), torna-se evidente um declive mais acentuado de energia, atingindo o valor nulo para um período de tempo inferior. Como enunciado na análise das figuras anteriores, o ângulo formado entre o declive da recta e o eixo vertical é ilustrativo da resistência balística oferecida pelo alvo. O projectil de configuração cilíndrica (liso) é aquele que apresenta menor ângulo, ou seja, causa maior absorção de energia por parte do alvo para um menor tempo de penetração. Por outro lado, para o projectil de configuração ogival o ângulo apresentado é maior, penetrando o alvo de forma mais eficaz, com menor perda de energia para igual período de tempo.

A energia cinética convertida em trabalho plástico para o alvo, consoante o tipo de projectil de ameaça, é dada nas tabelas anteriores 5.1 a 5.4. Nesta Secção, ilustram-se os gráficos referentes à variação do trabalho plástico com a velocidade de impacto (figuras 5.19 a 5.22). De um modo geral, da análise dessas figuras pode verificar-se um aumento do trabalho plástico com o aumento da velocidade de impacto. Para projecteis cilíndricos e hemisféricos este aumento é mais acentuado em comparação com os restantes projecteis. Contudo, considerando espessuras de alvo menores (4 e 6 mm), este aumento relativo diminui. No caso dos projecteis cilíndricos e hemisféricos, para

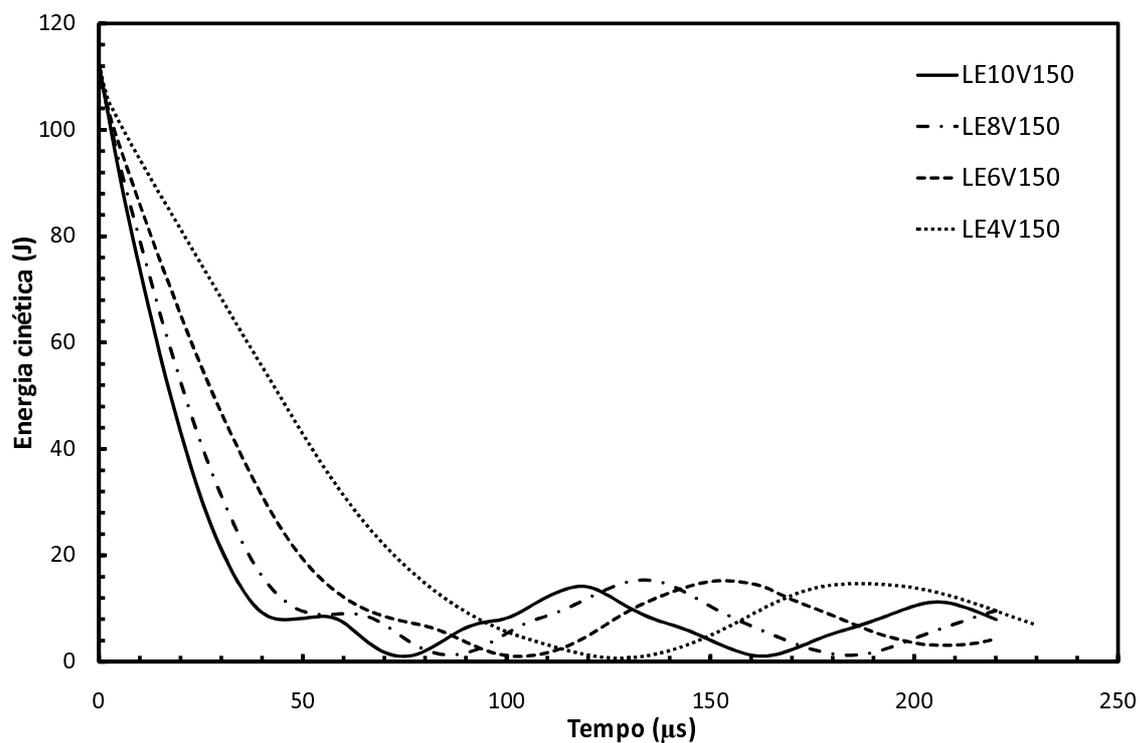


Figura 5.11: Variação da energia cinética do projectil consoante a espessura do alvo, para projecteis com configuração cilíndrica.

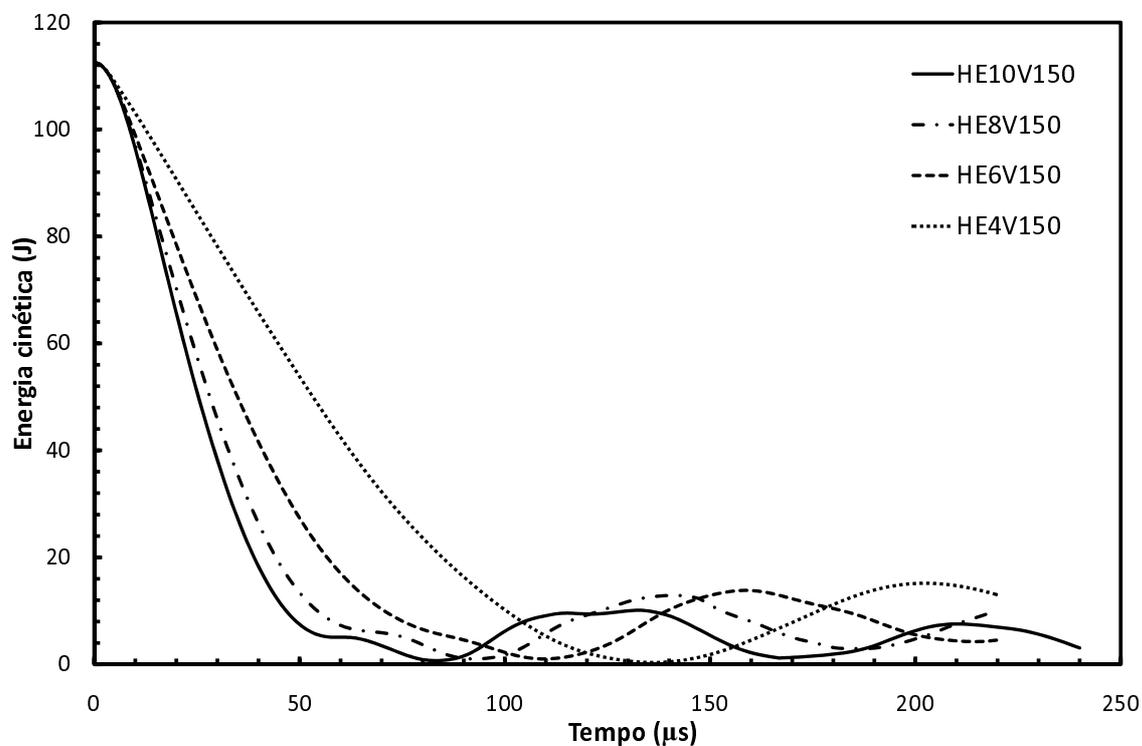


Figura 5.12: Variação da energia cinética do projectil consoante a espessura do alvo, para projecteis com configuração hemisférica.

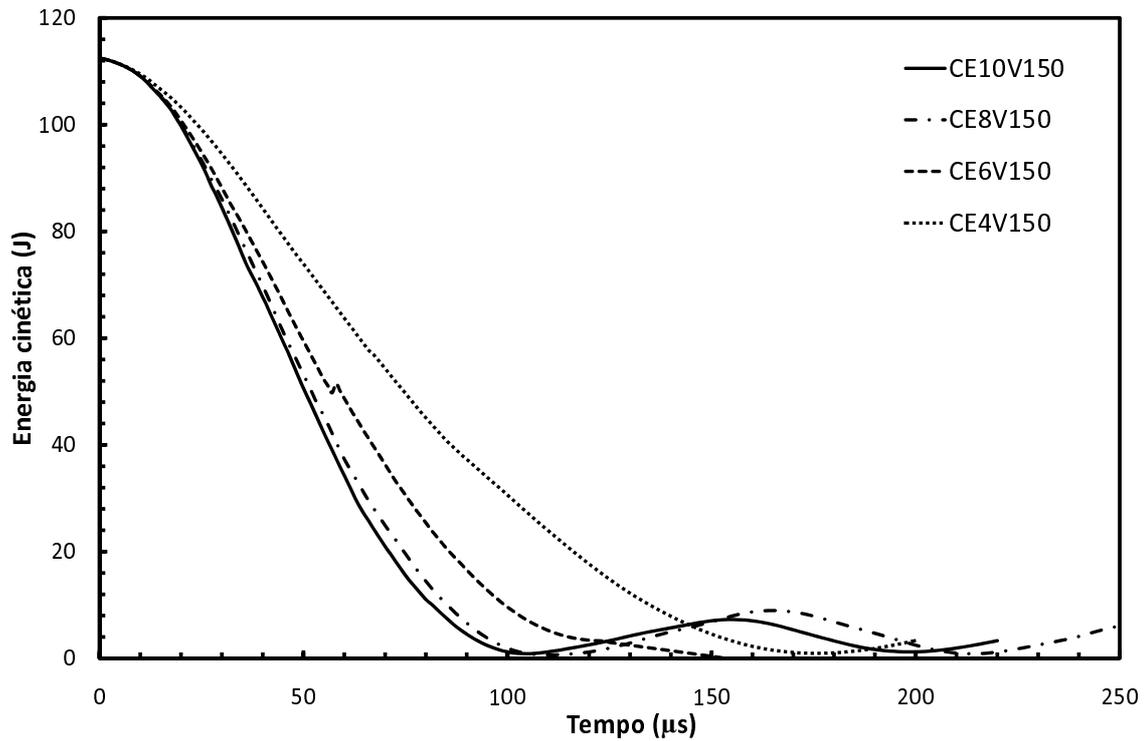


Figura 5.13: Variação da energia cinética do projétil consoante a espessura do alvo, para projéteis com configuração cónica.

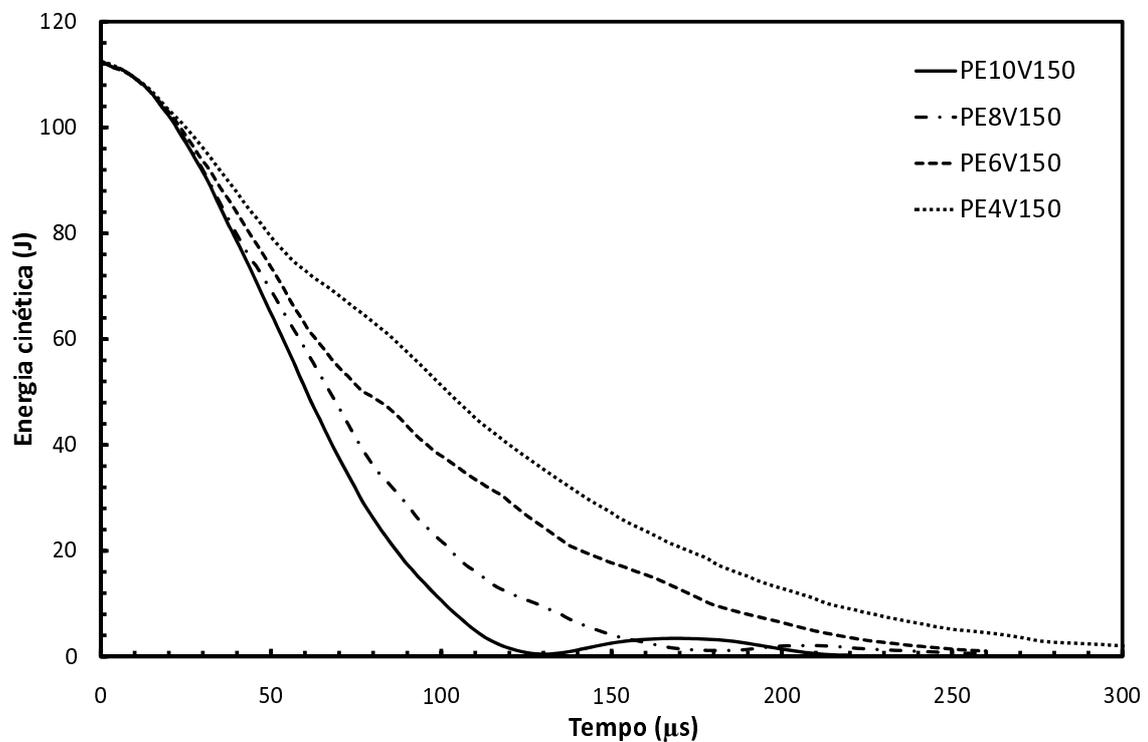


Figura 5.14: Variação da energia cinética do projétil consoante a espessura do alvo, para projéteis de calibre 7.62 mm.

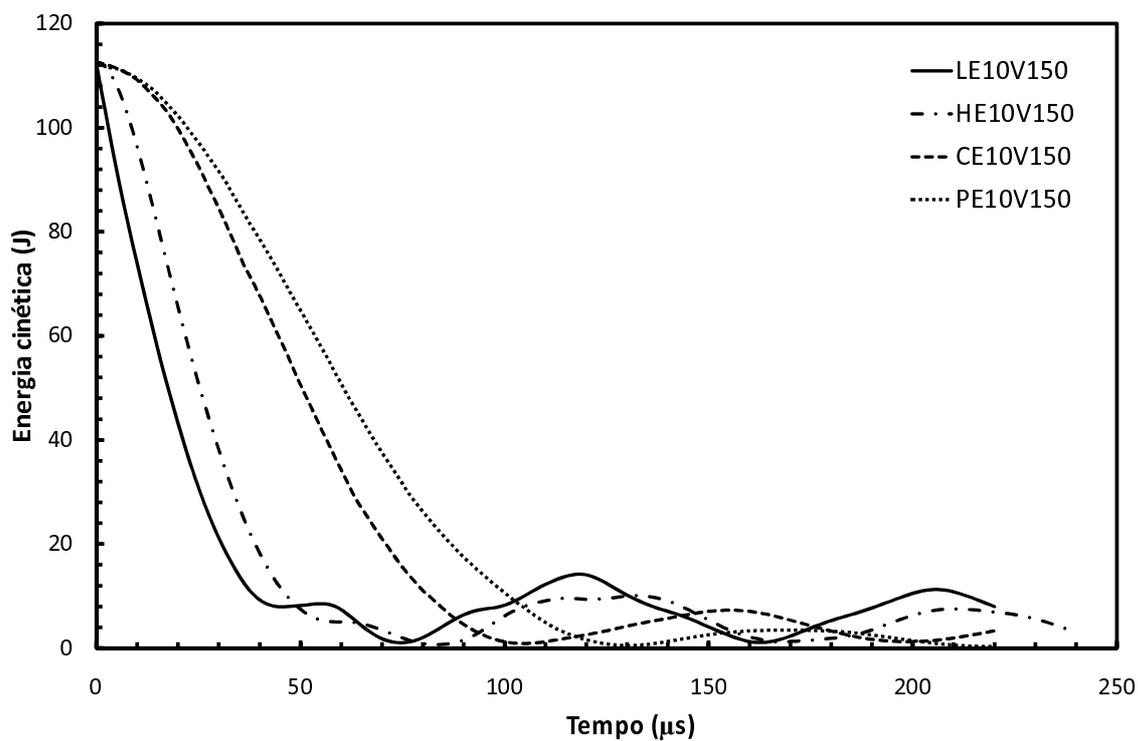


Figura 5.15: Variação da energia cinética de todos os tipos de projéteis, para alvos de espessura 10 mm.

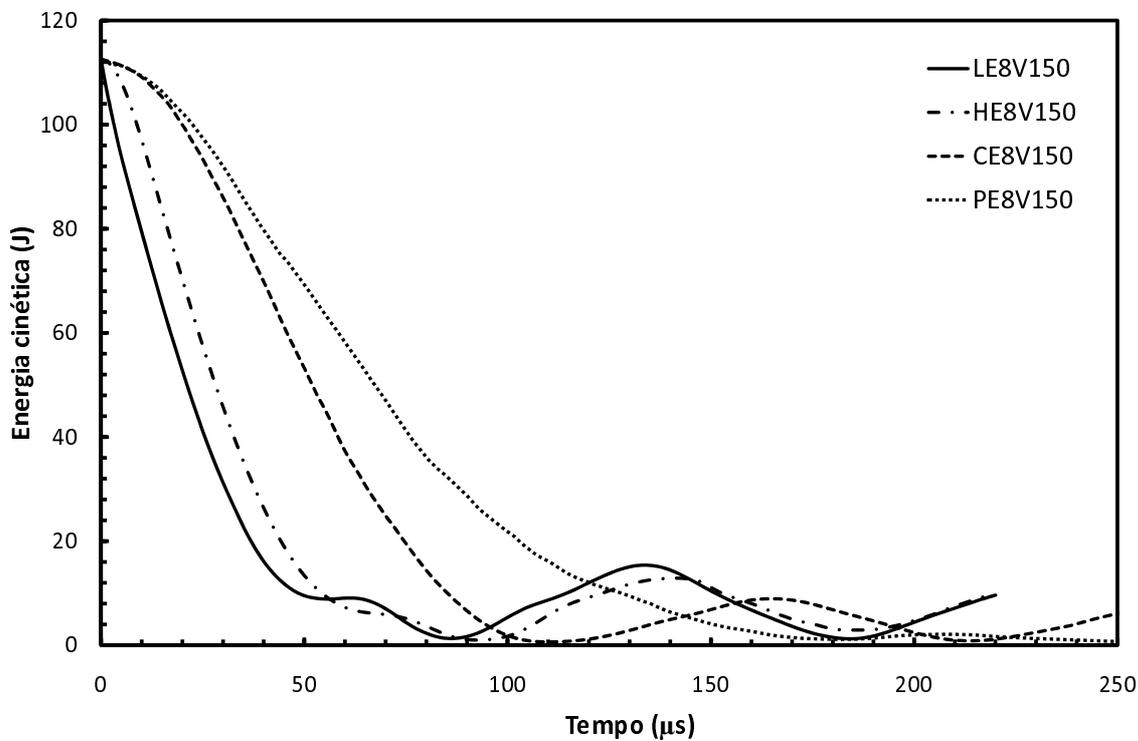


Figura 5.16: Variação da energia cinética de todos os tipos de projéteis, para alvos de espessura 8 mm.

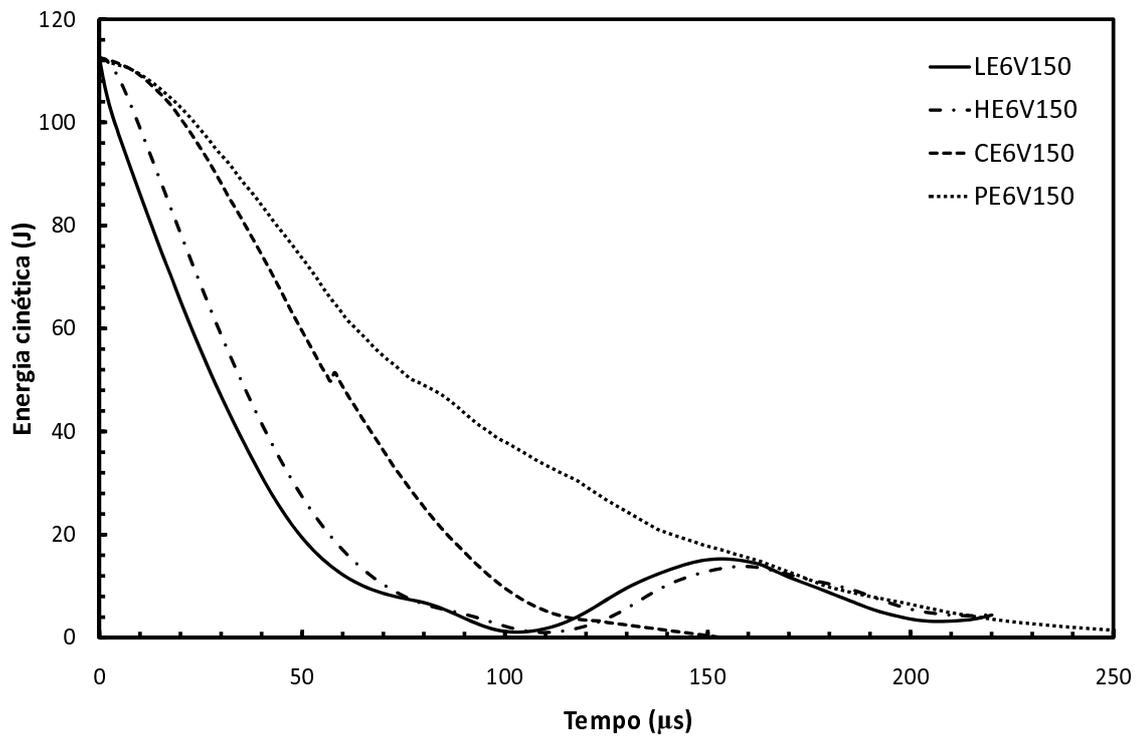


Figura 5.17: Variação da energia cinética de todos os tipos de projéteis, para alvos de espessura 6 mm.

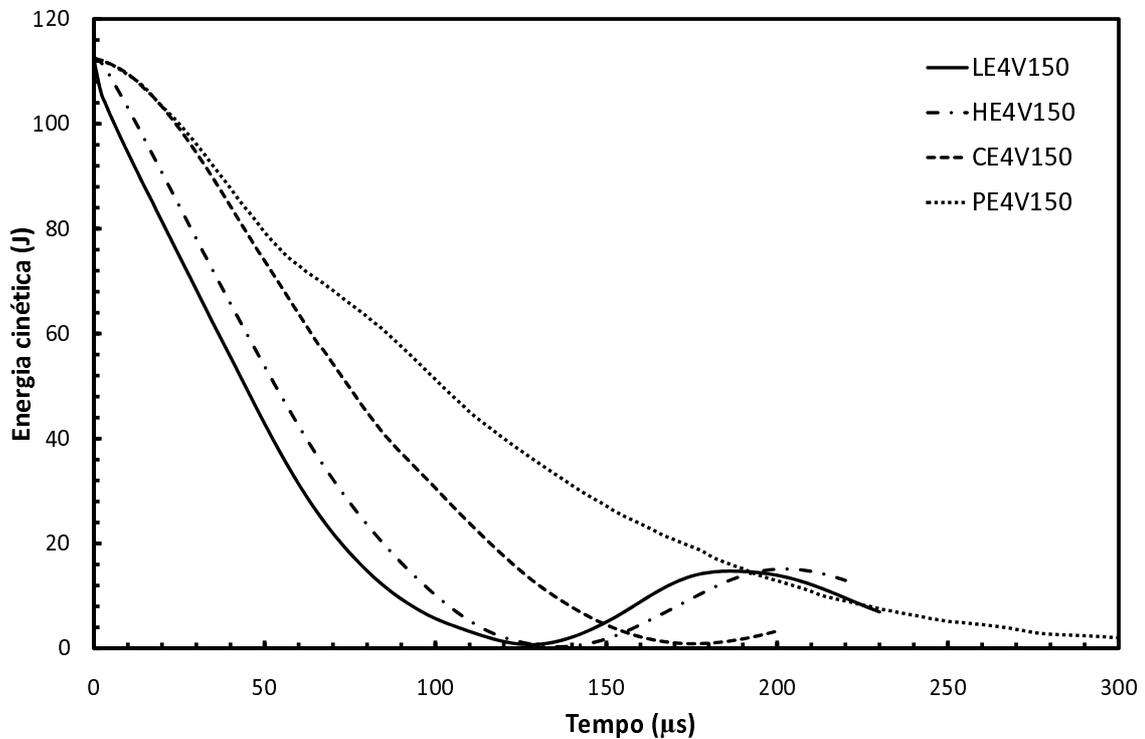


Figura 5.18: Variação da energia cinética de todos os tipos de projéteis, para alvos de espessura 4 mm.

essas espessuras de alvo, este ligeiro aumento com a velocidade de impacto torna-se oscilante, enquanto que para projecteis cónicos e ogivais este aumento é praticamente imperceptível. De modo a analisar estas oscilações, ilustram-se nas figuras 5.23 a 5.26 as deformadas dos alvos de espessura 4 mm para o impacto de projecteis cilíndricos e hemisféricos a velocidades de 250 e 400 m/s.

Realizando uma análise pormenorizada ao gráfico da figura 5.22, tornam-se evidentes as oscilações de nível de trabalho plástico para projecteis com configuração cilíndrica e hemisférica. Conjugando a análise do gráfico referido com as figuras 5.23 a 5.26 é possível evidenciar a influência da velocidade de impacto na quantidade de trabalho plástico realizado pelos alvos. Torna-se igualmente evidente que para velocidades de impacto inferiores (250 m/s) a deformação de flexão do alvo é superior, sendo facilmente visível no impacto com projecteis cilíndricos. Como reportado na Secção 5.2, a cedência de alvos metálicos de espessura fina (4 mm) ao impacto de projecteis com configuração hemisférica ocorre através da formação de pétalas. Para esta espessura de alvo, os modos de cedência para cada forma da ponta do projectil (cilíndrica e hemisférica) mantêm praticamente as mesmas características (formação de rolhas e pétalas), independentemente das suas velocidades (250 e 400 m/s), o que de certa forma inviabiliza a hipótese da mudança do modo de cedência ser a causadora da variação do trabalho plástico.

Considerando novamente a análise do gráfico ilustrado na figura 5.22, verifica-se que para projecteis com configuração cilíndrica (lisa) e hemisférica o trabalho plástico absorvido pelo alvo é função da velocidade de impacto, apresentando um máximo local perceptível para uma velocidade intermédia de 250 m/s. Para velocidades superiores, o decréscimo do trabalho plástico absorvido pelo alvo pode ser explicado pelo facto do fenómeno de deformação plástica ser extremamente transitório, originando deformação localizada e uma zona de deformação plástica mais restrita que a baixas velocidades. Para uma análise tendo em conta a forma da ponta do projectil, pode verificar-se que à medida que a forma da ponta do projectil tende para uma configuração cónica e ogival, abandonando as formas que tendem a "rasgar" mais material (cilíndrica-lisa e hemisférica), as curvas de trabalho plástico apresentam-se praticamente constantes, *i.e.*, o trabalho plástico deixa de depender da velocidade de impacto.

5.5 Tempo de perfuração

O tempo de perfuração de um alvo diz respeito ao espaço temporal necessário para que o projectil adquira uma velocidade residual final. A perfuração do alvo dá-se de duas etapas: a primeira corresponde à penetração completa do alvo, sendo caracterizada pela cedência do material do alvo; a segunda corresponde à fase em que o projectil consegue trespassar por completo o alvo, adquirindo uma velocidade residual.

Para analisar o processo de perfuração, encontram-se ilustrados os diversos tempos de perfuração em função da velocidade de impacto, isto para cada uma das espessuras em análise. Nas figuras 5.27 a 5.30 é possível visualizar a tendência demonstrada por todos os gráficos. Aqui, o tempo de perfuração diminui com o aumento da velocidade de impacto. Esta diminuição tende para um patamar próximo dos 100 μ s. Os gráficos ilustrados evidenciam outro facto anteriormente referido, *i.e.*, para os projecteis de calibre 7.62 mm, o tempo de perfuração do alvo é inferior. Este tempo deve-se em grande parte ao modo de cedência do alvo causado por este tipo de projecteis. Aqui, o alvo sofre alargamento dúctil do furo, garantindo maior eficácia no processo de penetração.

Da análise dos gráficos anteriormente referidos, podemos concluir que o tempo de perfuração é influenciado pela velocidade de impacto do projectil no alvo. Contudo, este tempo irá seguir uma tendência para um patamar próximo dos 100 μ s, não ocorrendo diminuições de tempo acentuadas para velocidades de impacto muito superiores às aqui analisadas.

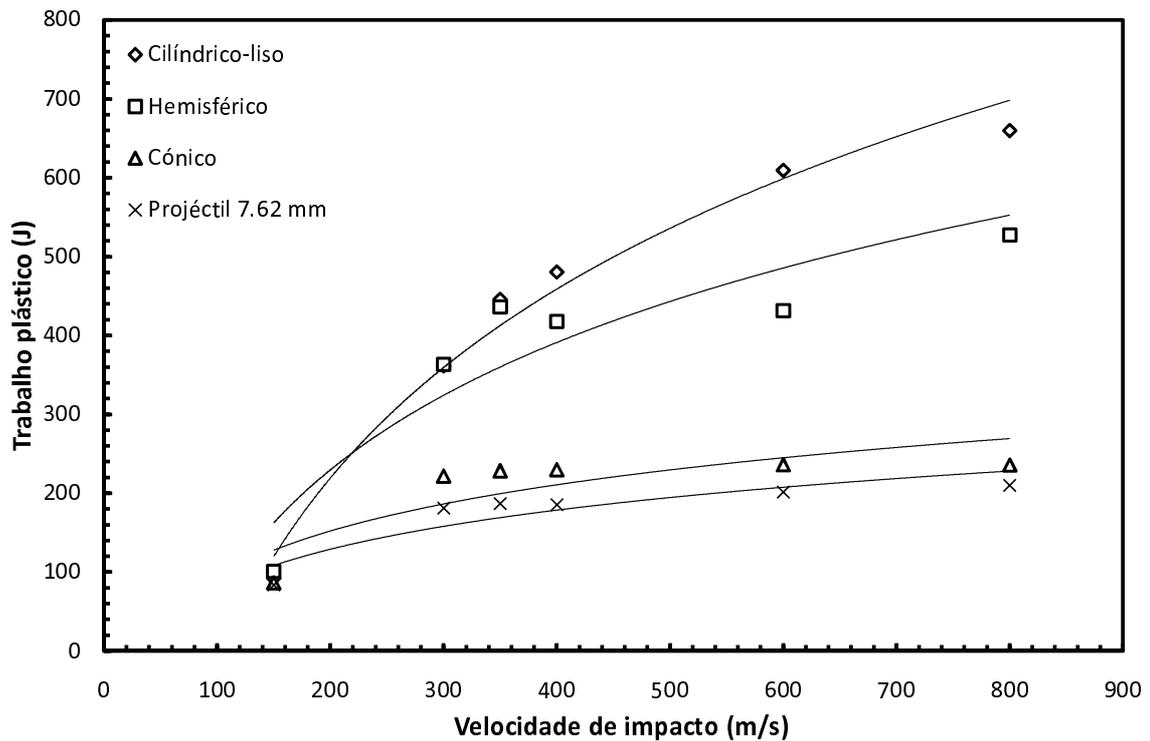


Figura 5.19: Energia cinética convertida em trabalho plástico em função da velocidade de impacto para uma espessura de alvo de 10 mm.

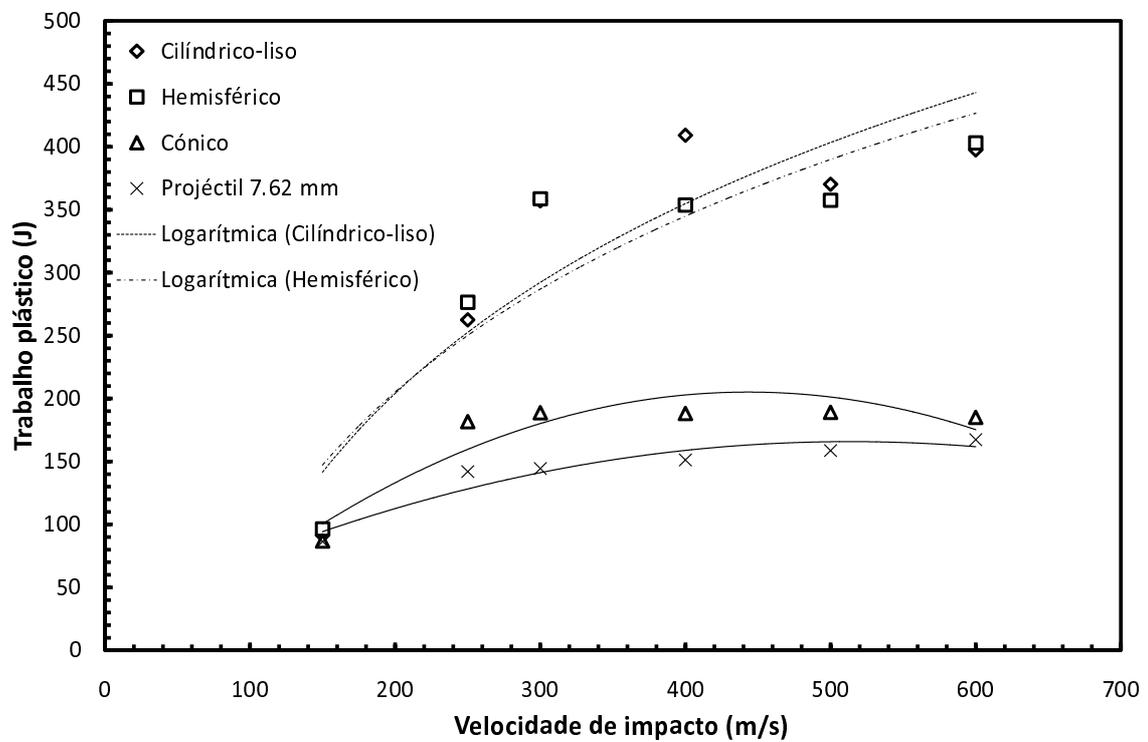


Figura 5.20: Energia cinética convertida em trabalho plástico em função da velocidade de impacto para uma espessura de alvo de 8 mm.

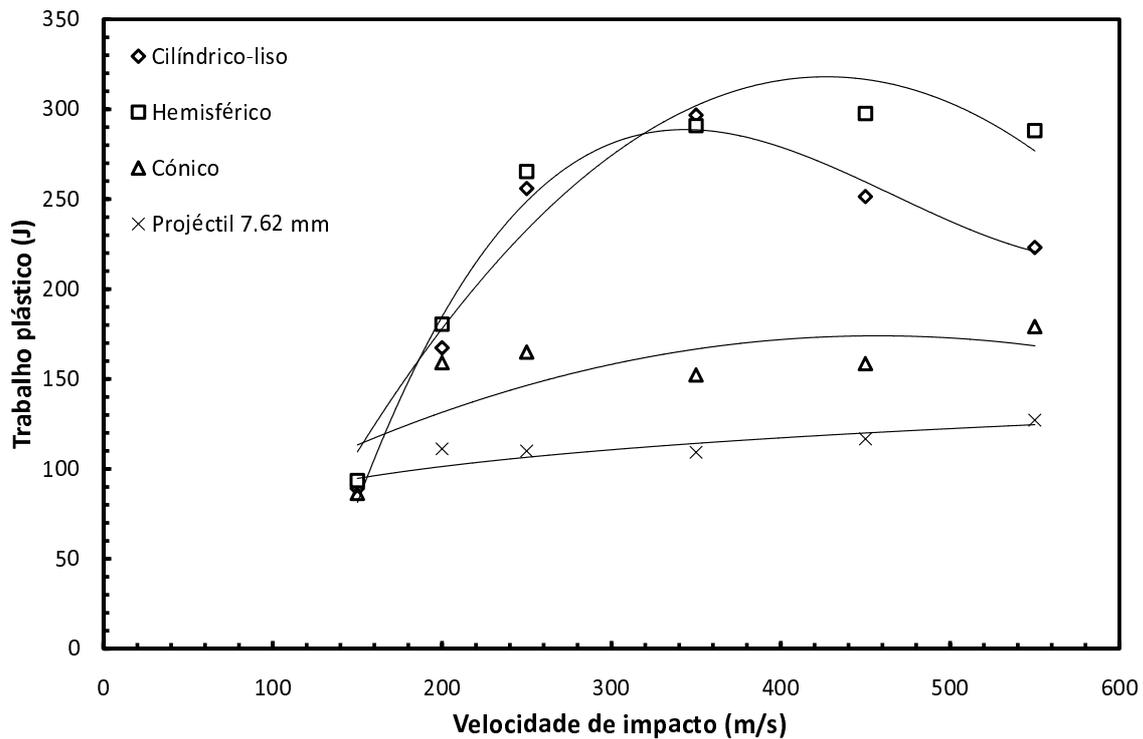


Figura 5.21: Energia cinética convertida em trabalho plástico em função da velocidade de impacto para uma espessura de alvo de 6 mm.

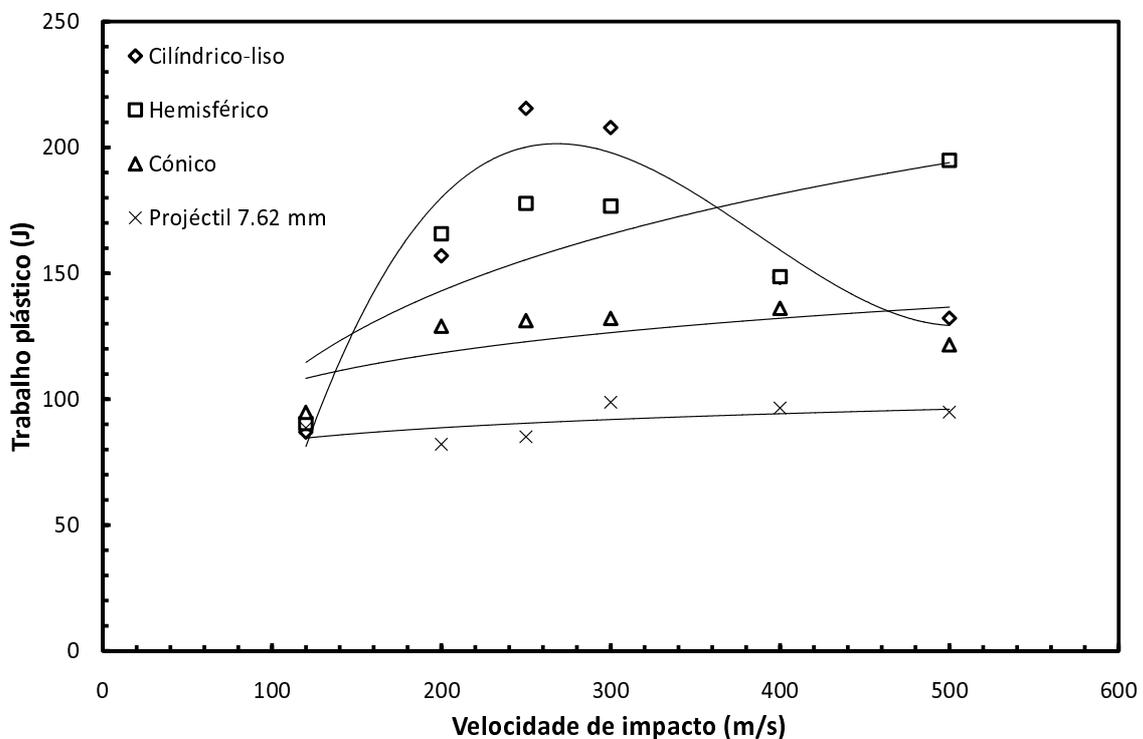


Figura 5.22: Energia cinética convertida em trabalho plástico em função da velocidade de impacto para uma espessura de alvo de 4 mm.

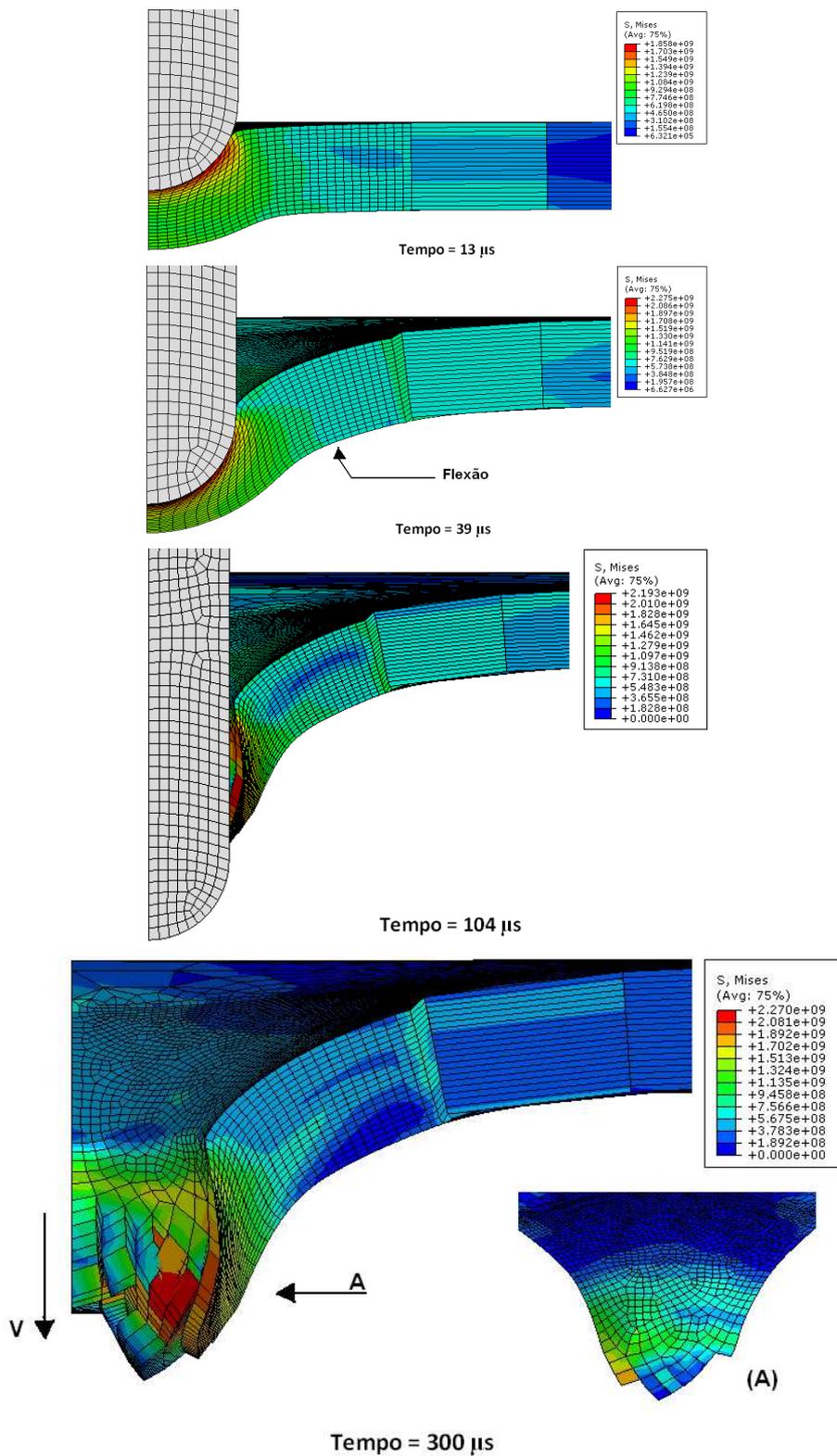


Figura 5.23: Simulação numérica da perfuração de um alvo por um projectil de ponta hemisférica. Ensaio numérico HE4V250.

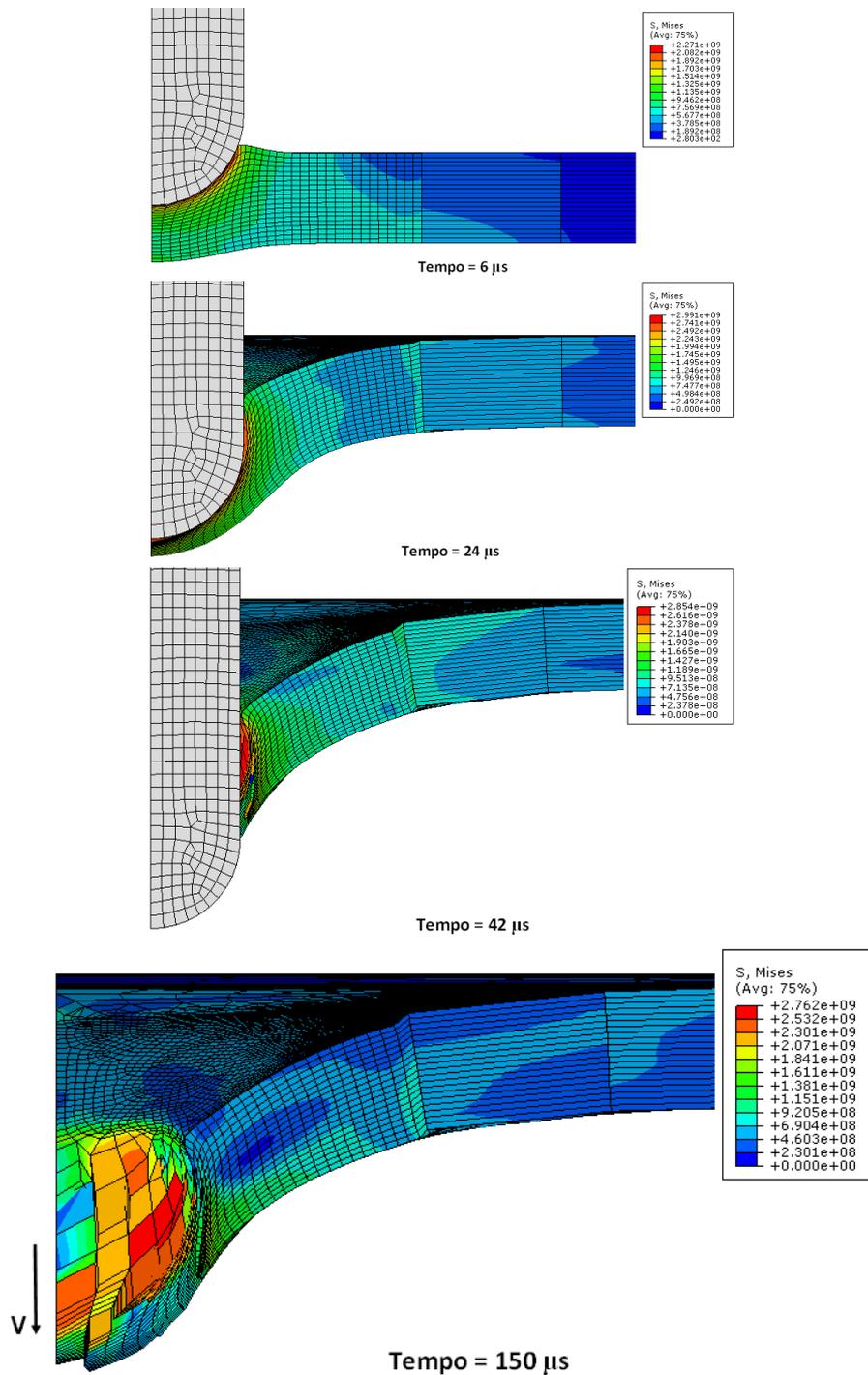


Figura 5.24: Simulação numérica da perfuração de um alvo por um projectil de ponta hemisférica. Ensaio numérico HE4V400.

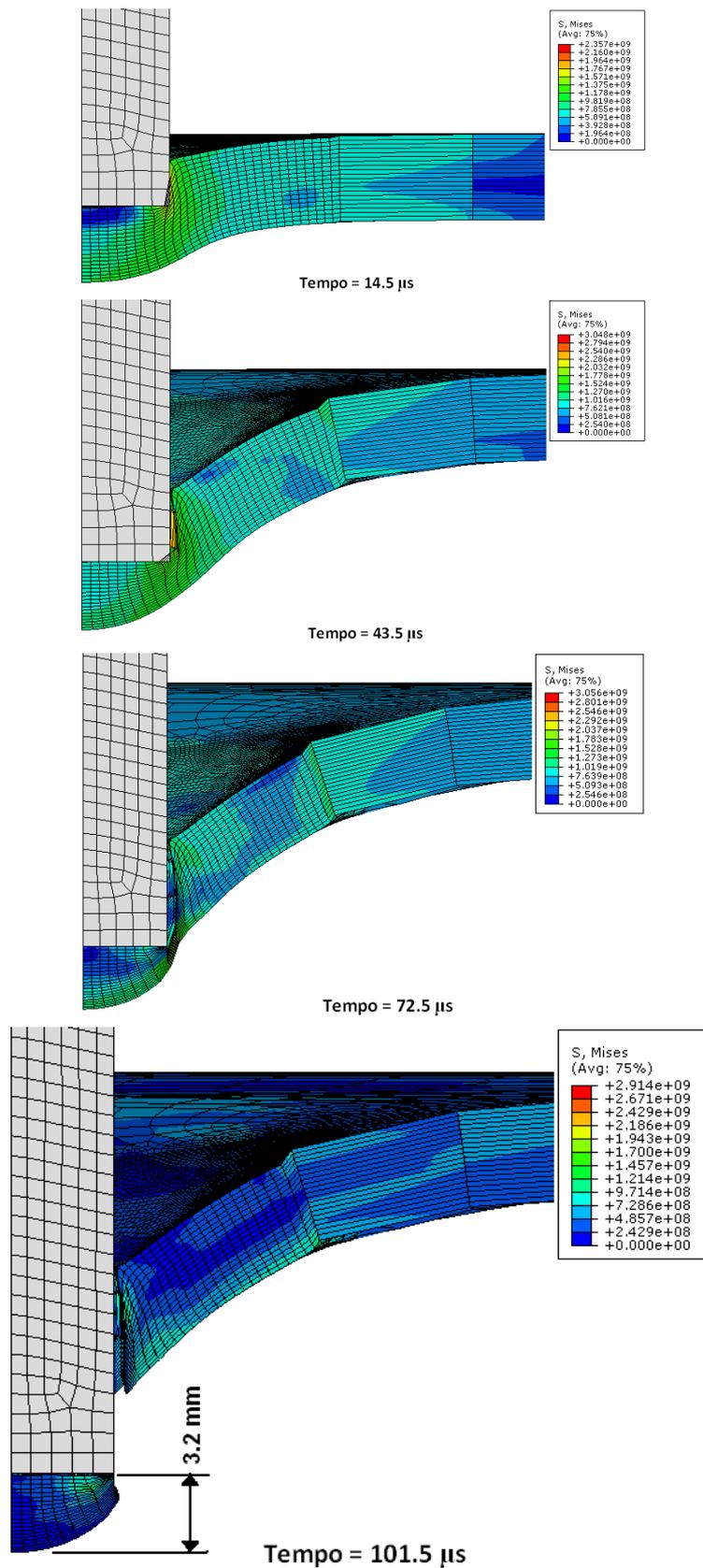


Figura 5.25: Simulação numérica da perfuração de um alvo por um projectil cilíndrico. Ensaio numérico LE4V250.

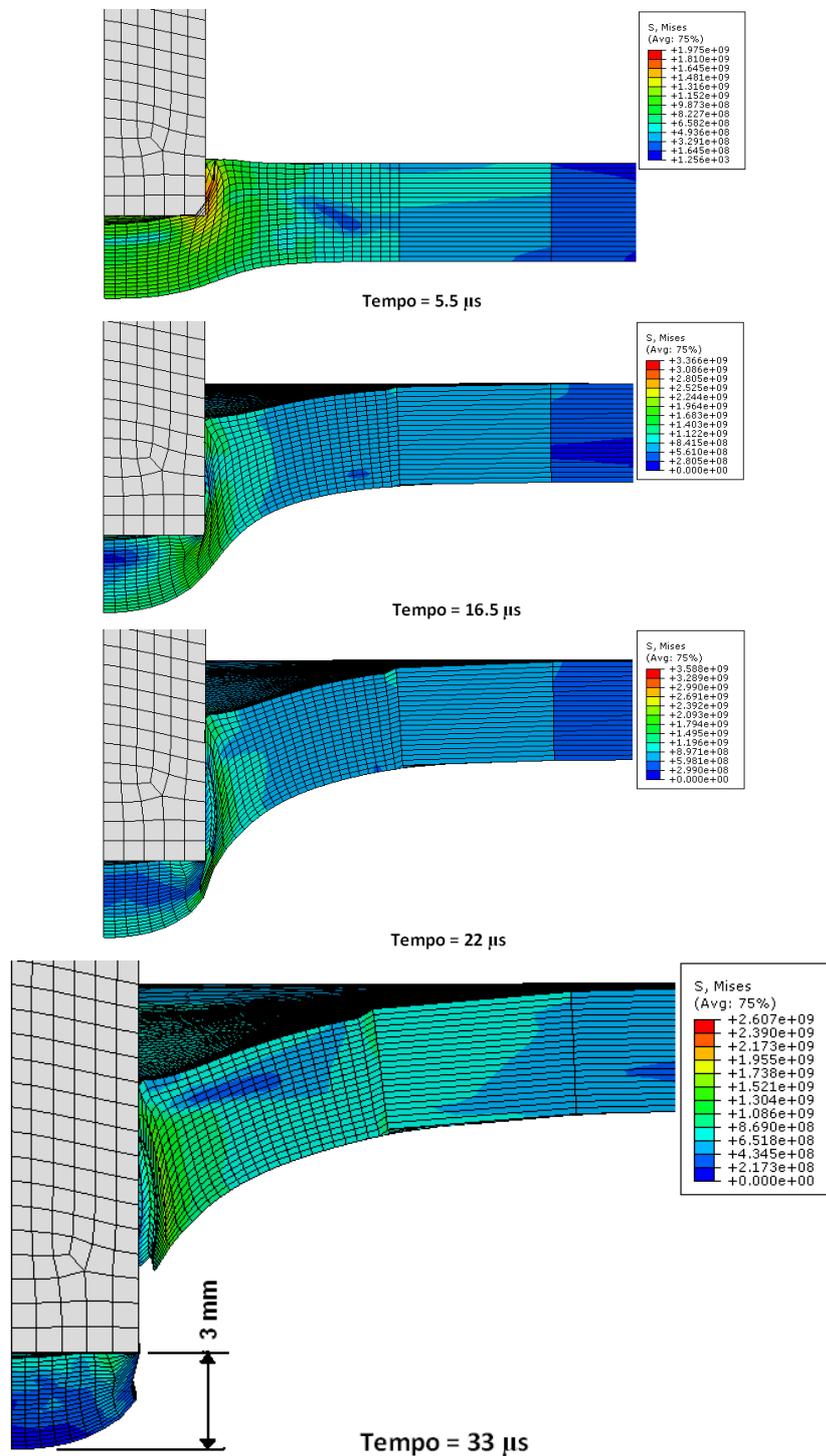


Figura 5.26: Simulação numérica da perfuração de um alvo por um projectil cilíndrico. Ensaio numérico LE4V4000.

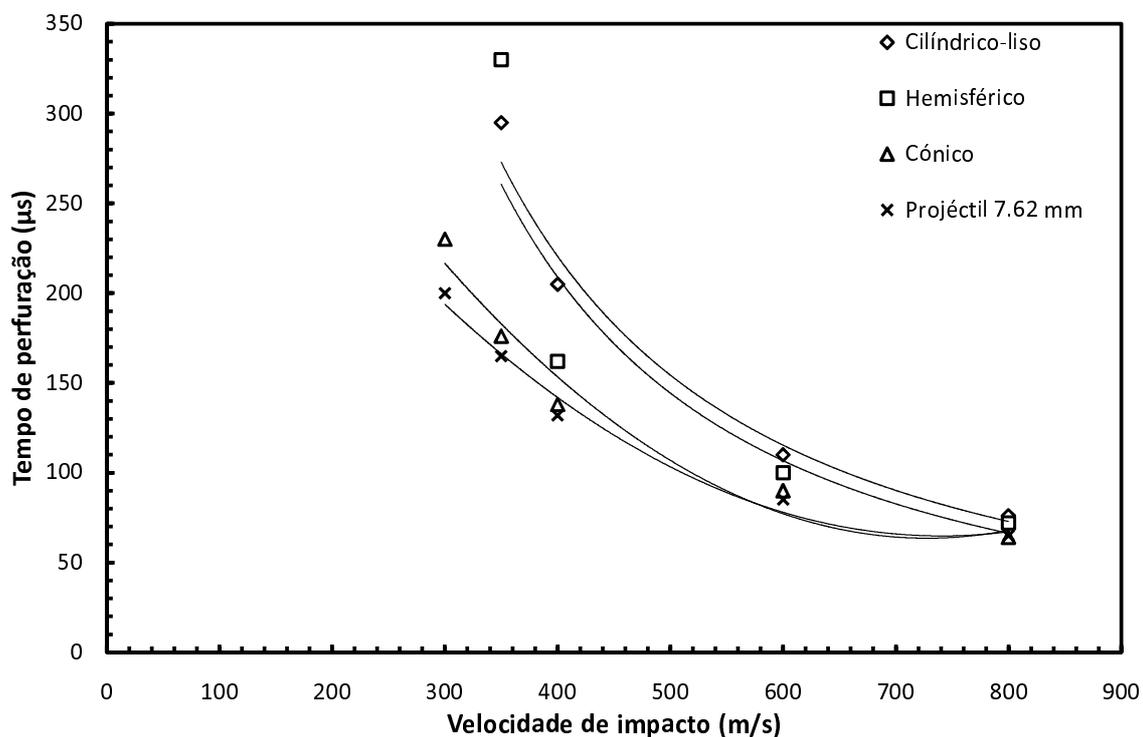


Figura 5.27: Tempo de perfuração do alvo em função da velocidade de impacto do projétil para a espessura de 10 mm.

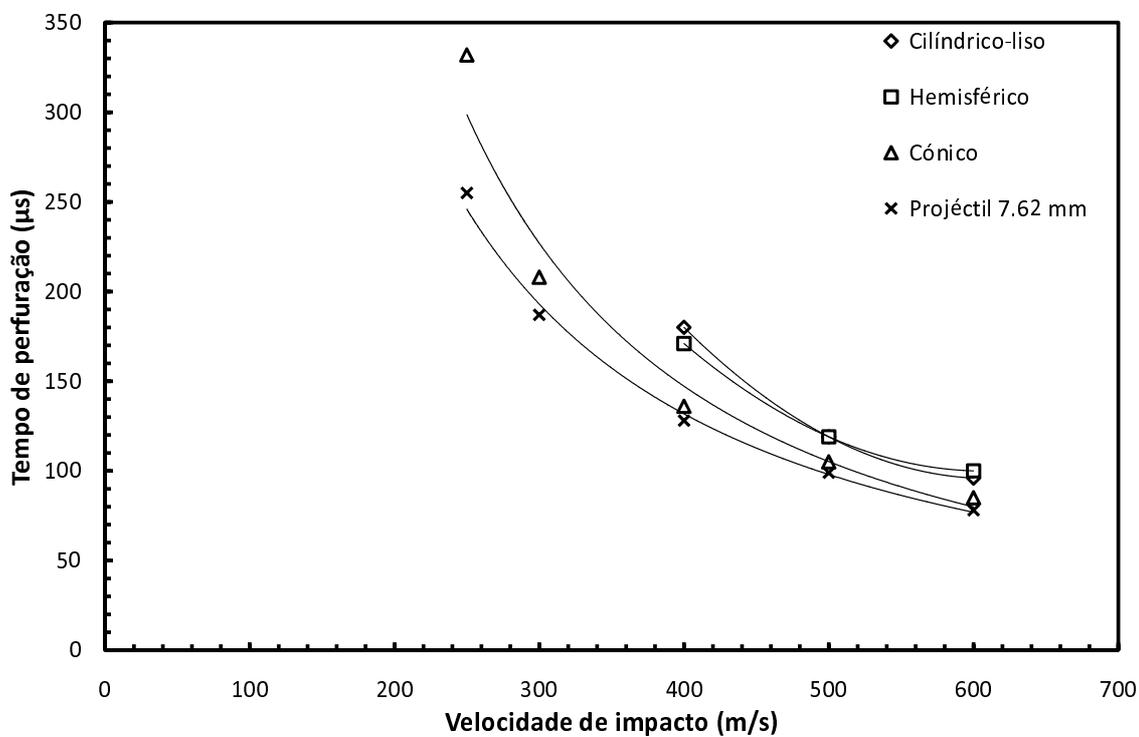


Figura 5.28: Tempo de perfuração do alvo em função da velocidade de impacto do projétil para a espessura de 8 mm.

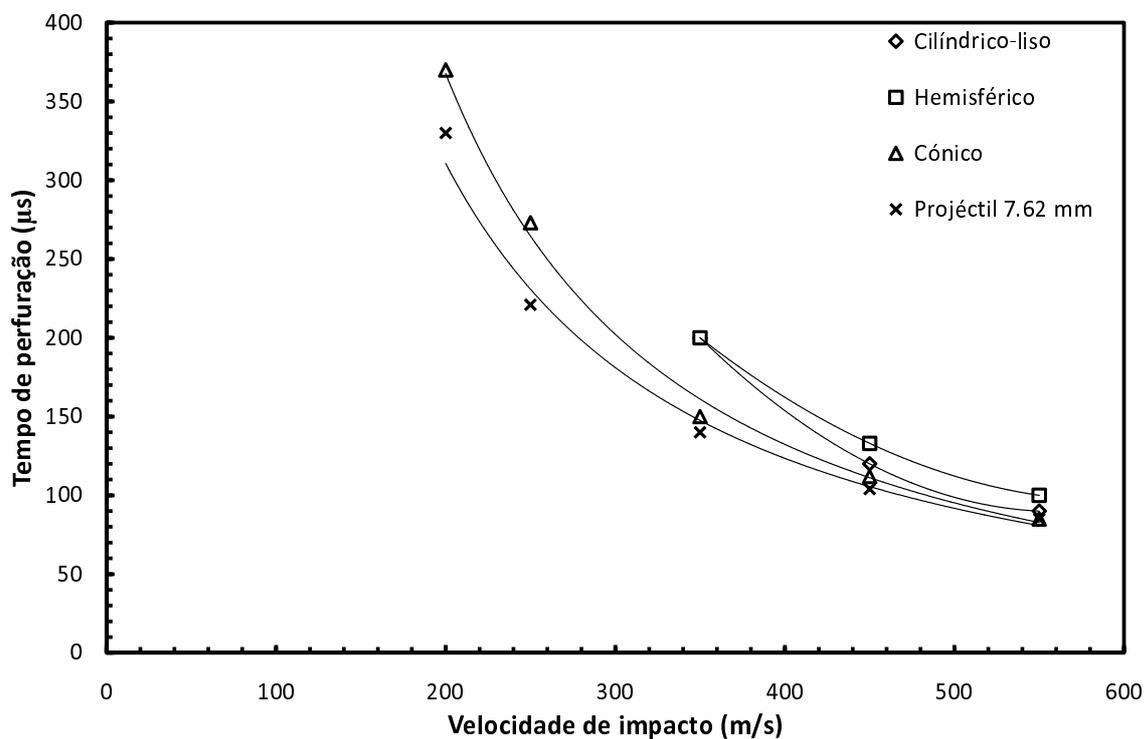


Figura 5.29: Tempo de perfuração do alvo em função da velocidade de impacto do projétil para a espessura de 6 mm.

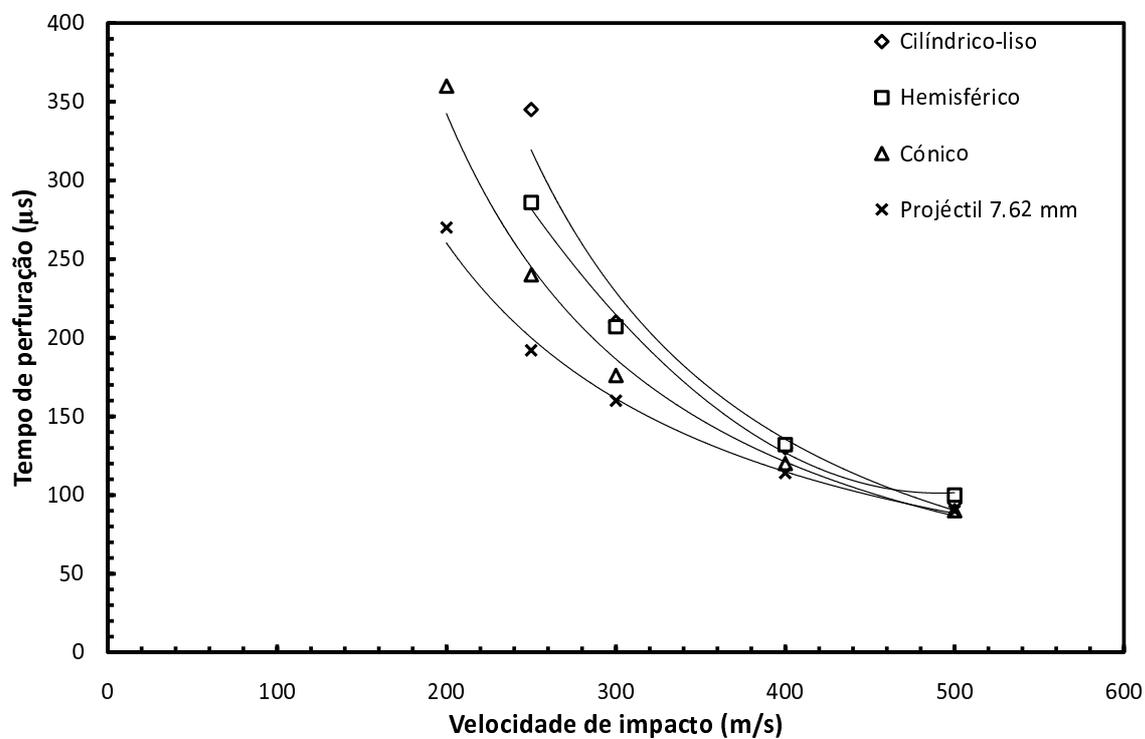


Figura 5.30: Tempo de perfuração do alvo em função da velocidade de impacto do projétil para a espessura de 4 mm.

Parte V

Discussão e Conclusões

Capítulo 6

Discussão e Conclusões Gerais

Neste capítulo final realiza-se a comparação entre os resultados obtidos numericamente e os resultados provenientes do modelo analítico. Descrevem-se as principais conclusões do trabalho que aqui se apresenta. Para terminar indicam-se algumas perspectivas de desenvolvimento de trabalho futuro.

6.1 Comparações entre o Modelo Numérico e Analítico

Na tabela 6.1 encontram-se os resultados analíticos e numéricos do impacto de um projectil de calibre 7.62 mm para várias espessuras de alvo e velocidade de impacto de 150 m/s. Observa-se que as fracções α_1 e α_2 se mantêm inalteradas para os diferentes tipos de ensaio. Para os ensaios numéricos, o mesmo não se sucede, existindo um valor distinto dos restantes. Aqui, verificamos que a espessura do alvo influencia a percentagem de penetração do projectil. Para a espessura de 10 mm, numericamente, o projectil não sofre penetração completa. Para as restantes espessuras o valor de percentagem de penetração mostra eficácia total do projectil na penetração do alvo.

Analiticamente, observa-se que, para as duas regiões em análise, a percentagem de penetração se mantém inalterada ao longo da espessura. A fracção α_1 apresenta valor constante de 58.5%, enquanto α_2 apresenta valor de 41.5%. Este facto vai contra os resultados verificados numericamente, quer ao nível da variação do valor consoante a espessura quer ao nível da percentagem verificada. Dado que o modelo analítico proposto não tem em conta as dimensões do alvo (exemplo: espessura do alvo), centrando-se apenas nas propriedades mecânicas do material e na velocidade inicial de impacto, isto poderá explicar o facto de não ter ocorrido variações ao nível das percentagens de penetração do alvo nas diferentes regiões.

Numericamente, é notável a diferença ocorrida na percentagem de penetração do alvo de uma espessura $h = 10$ mm para as restantes espessuras. Para esta espessura, o alvo conseguiu cessar o movimento do projectil antes da penetração completa. Para as restantes espessuras, o alvo apenas garantiu que não se regista perfuração completa. O projectil, neste caso, penetrou completamente o alvo, no entanto, não conseguiu trespassá-lo (velocidade residual nula). Nas restantes simulações, *i.e.*, simulações para as restantes formas de projectil e diferentes velocidades de impacto, a tendência é a mesma. A percentagem de penetração do alvo aumenta com a diminuição da espessura deste.

Na figura 6.1, é ilustrada a penetração existente para as várias espessuras de alvo e formas de projectil, para uma velocidade de impacto de 150 m/s. Aqui, é visível a discrepância existente entre os resultados analíticos e numéricos. Da ilustração, apenas se pode dizer que para o alvo

de 6 mm e projectil de ponta hemisférica existe boa concordância entre os resultados analíticos e numéricos. Contudo, os restantes valores mostram-se distantes do valor analítico.

No que concerne à análise de energia absorvida, a tabela 6.2 ilustra os diferentes valores de energia absorvidos para as várias espessuras do alvo, tendo em conta o projectil de calibre 7.62 mm. Aqui, facilmente se observa que os valores analíticos e numéricos não estão em concordância. Os valores analíticos apresentam-se cerca de três ordens de grandeza acima comparativamente com os resultados numéricos. Os resultados numéricos apresentam um valor constante de energia absorvida para todas as espessuras demonstradas. Uma explicação possível para a discrepância entre os resultados obtidos pela via analítica e por meio de simulação numérica pode dever-se ao facto do projectil não perfurar completamente o alvo, não adquirindo velocidade residual, consequentemente energia final.

No entanto, e dentro das limitações de ambos os modelos, pode-se admitir que o modelo utilizado na simulação numérica é mais realista que o modelo analítico, visto que o primeiro é influenciado pela espessura do alvo, enquanto o modelo analítico apenas depende das propriedades do material do alvo no cálculo da percentagem de penetração. Para a variável energia absorvida, verifica-se ainda que o modelo analítico é pouco irrealista, não considerando a massa do projectil de ameaça, logo, a energia cinética inicial do impacto.

Tabela 6.1: Resultados analíticos e numéricos da profundidade de penetração relativa (DoP) e mérito balístico.

Ref ^a	Ensaio analíticos		Ensaio numéricos	Mérito balístico
	α_1	α_2	(% penetração)	ϕ
	PE10V150	58.5	41.5	91.1
PE8V150	58.5	41.5	100.0	57.37
PE6V150	58.5	41.5	100.0	57.37
PE4V150	58.5	41.5	100.0	57.37

Tabela 6.2: Resultados analíticos e numéricos da energia total absorvida pelo alvo.

Ref ^a	Analítica	Numérica
	ψ [kJ]	E_{abs} [kJ]
PE10V150	9.56	112.5×10^{-3}
PE8V150	14.64	112.5×10^{-3}
PE6V150	33.03	112.5×10^{-3}
PE4V150	29.91	112.5×10^{-3}

6.2 Conclusões gerais

Neste trabalho estudaram-se alguns dos parâmetros mais importantes na análise do impacto de um projectil contra um alvo metálico. Nesse contexto, foi analisada a influência da espessura do alvo e da forma da ponta do projectil na determinação da velocidade de limite balístico, da velocidade residual do projectil, da deformação máxima do alvo, do tempo de perfuração e finalmente, da absorção de energia.

Neste estudo foi mostrada, através de simulações numéricas, a influência da forma da ponta do projectil no modo de cedência gerado pelo alvo. Com projecteis cilíndricos, o modo de cedência ocorre pela propagação de bandas de corte adiabáticas induzindo a ejeção de uma rolha no

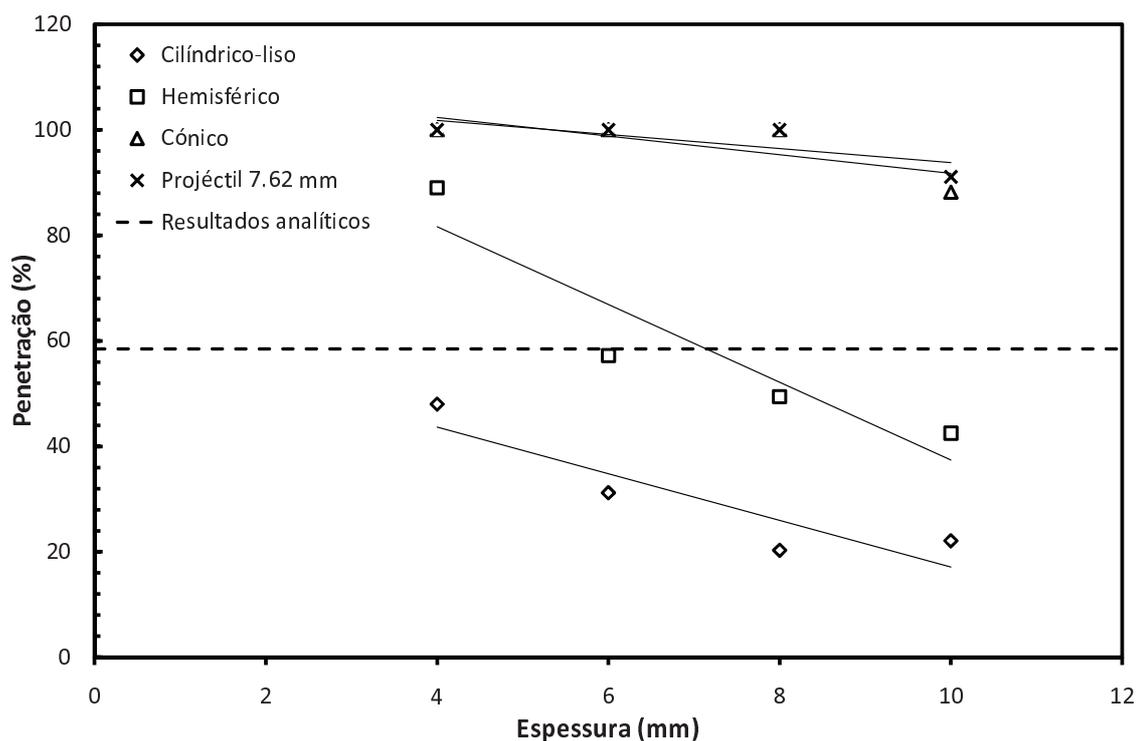


Figura 6.1: Percentagens de penetração em função da espessura do alvo, para cada tipo de projétil e para uma velocidade de impacto de 150 m/s.

estágio final. Projéteis cónicos e ogivais produzem um estado de compressão radial permanente e alargamento dúctil do furo. Projéteis hemisféricos apresentam modos diferentes consoante a velocidade de impacto. Para velocidades elevadas, a cedência ocorre pela formação de uma garganta. Para velocidades próximas do limite balístico, a cedência desenvolve-se pela formação de pétalas. Verificou-se, ainda, que os diversos modos de cedência não sofrem alteração com a espessura do alvo sendo, apenas, influenciados pela forma do projétil de ameaça.

Observou-se que a energia cinética convertida em trabalho plástico está relacionada com o modo de cedência produzido por cada forma da ponta do projétil, e com o efeito de sensibilidade da taxa de deformação usada na definição do comportamento do material do alvo. Notou-se, ainda, que o limite balístico do alvo é severamente afectado pela forma da ponta do projétil sob as condições de impacto ilustradas. Pode concluir-se que a espessura do alvo e a forma da ponta do projétil têm influência no limite balístico, sendo observável um aumento do limite balístico com o aumento da espessura. Para uma espessura de 10 mm, projéteis cilíndricos e hemisféricos apresentam velocidades de limite balístico próximas de 210 m/s. Já para projéteis cónicos e ogivais esta velocidade é inferior, tomando valores de 177.1 m/s e 155.2 m/s, respectivamente. As diferenças nas velocidades de limite balístico são atribuídas à diferença ocorrida na energia absorvida e no modo de cedência do alvo.

Relativamente à variação da velocidade residual de um projétil, esta é francamente influenciada pela forma da ponta do projétil. Para projéteis cilíndricos e hemisféricos a velocidade residual tende a coincidir à medida que a velocidade de impacto aumenta. A curva de velocidade residual para projéteis ogivais (projétil de calibre 7.62 mm) excede as outras duas, ficando quase paralela à linha de velocidade residual assintótica. Pode concluir-se, também, que a espessura do alvo influencia a velocidade residual do projétil, verificando-se que o aumento da espessura do alvo causa um aumento da capacidade de protecção deste, dificultando assim a passagem do projétil.

A dificuldade imposta pelo alvo faz aumentar o consumo de energia despendido pelo projectil, originando uma diminuição da velocidade de saída do mesmo.

Finalmente, uma questão importante neste trabalho de investigação foi a discrepância encontrada entre o modelo analítico e numérico. A origem desta discrepância pode ser explicada com base na formulação do modelo analítico. Este modelo não tem em conta um factor importante na análise, a variação da espessura do alvo. Esta variação de espessura origina diferentes capacidades de protecção dos alvos, dando origem a uma variação nas percentagens de perfuração do alvo pelo projectil.

6.3 Trabalhos futuros

Neste trabalho foi estudado o comportamento de um alvo metálico no impacto de quatro projecteis com formas distintas. Os resultados obtidos representam o início de um longo caminho que terá que percorrer-se até ao desenvolvimento de sistemas numéricos capazes de caracterizar, de forma fiável, os acontecimentos de um impacto balístico. É neste contexto que se sugerem e propõem-se os seguintes trabalhos futuros:

- desenvolvimento e validação de ferramentas numéricas para simulação do impacto considerando o projectil deformável;
- utilização de novos materiais constituintes do alvo, visando a análise de uma maior gama de materiais metálicos capazes de fornecerem protecção;
- utilização e validação dos modelos de simulação numérica com a utilização de malhas adaptativas;
- desenvolvimento de modelos analíticos capazes de descrever, de forma rigorosa, a profundidade de penetração de um projectil num alvo;
- estudo e eventual implementação de modelos de dano mais complexos e compatíveis com a descrição de elevadas taxas de deformação.

Lista de Figuras

1.1	Ciclo balístico de disparo de um cartucho [34].	8
1.2	Forças actuantes num projectil, imediatamente após ao disparo.	9
1.3	Comportamento de um projectil consoante o grau de estabilidade. (A) instável, (B) estabilidade intermédia, (C) estável [34].	9
1.4	Sistemas de protecção pessoal.	10
1.5	Exemplos de projecteis [35].	11
1.6	Formas genéricas de projecteis: imagem modificada relativamente à previamente apresentada por Langseth (1988) [36].	11
1.7	Modos de cedência de alvos planos: (a) fractura devida à onda de tensão inicial; (b) fractura radial; (c) <i>spalling</i> ; (d) formação de uma rolha; (e) formação das pétalas (frontal); (f) formação das pétalas (oposta); (g) fragmentação; (h) alargamento dúctil do furo [37].	14
1.8	Ilustração dos cartuchos de calibre 7.62 mm: (a) cartucho soviético 7.62 × 39 mm e (b) cartucho 7.62 × 51 mm NATO.	15
1.9	Figura ilustrativa de vários projecteis de calibre 7.62 mm	15
2.1	Diagrama esquemático do mecanismo de penetração assumido no modelo: (a) regiões confinada (I) e não-confinada (II) e (b) zonas elástica e plástica. Imagem modificada da original publicada por Srivathsa e Ramakrishnan (1999) [39].	20
2.2	Resultados analíticos para as várias componentes de energia absorvida pelo alvo de aço com projectil rígido.	27
3.1	Geometria dos provetes utilizados nos ensaios de tensão (medições em milímetros) [43].	35
3.2	Comparação entre (a) curva de tensão real-deformação real e (b) rácios de diferentes deformações plásticas para as diferentes direcções [43].	36
3.3	Comparação entre as medições do extensómetro e a redução do diâmetro, para um ensaio quase-estático num provete liso [43].	36
3.4	(a) Curvas médias de tensão-deformação a diferentes taxas de deformação e (b) tensão efectiva <i>versus</i> logaritmo da taxa de deformação a diferentes níveis de deformação [43].	37
3.5	(a) Curvas médias de tensão-deformação a diferentes temperaturas e (b) efeito da temperatura nas propriedades de fluxo e na espessura [43].	38
4.1	Secção hemisférica discretizada em vários elementos casca [55].	42
4.2	Formas da ponta dos primeiros três projecteis utilizados na simulação (medidas em milímetros).	45
4.3	Vista em corte do projectil de calibre 7.62 mm (medidas em milímetros).	45
4.4	Condições de fronteira aplicadas ao alvo em estudo.	46

4.5	Definição da malha utilizada no alvo. De salientar a zona de maior densidade, com largura e comprimento três vezes superior ao diâmetro dos projecteis utilizados.	47
4.6	Definição das malhas utilizadas durante as simulações numéricas: à esquerda: projectil de ponta cilíndrica; à direita: projectil de ponta hemisférica.	47
4.7	Definição das malhas utilizadas durante as simulações numéricas: à esquerda: projectil de ponta cónica; à direita: projectil de calibre 7.62 mm.	47
5.1	Simulação numérica da perfuração de um alvo por um projectil cilíndrico. Ensaio numérico LE10V600.	51
5.2	Simulação numérica da perfuração de um alvo por um projectil de ponta hemisférica. Ensaio numérico HE10V600.	52
5.3	Simulação numérica da perfuração de um alvo por um projectil de ponta cónica. Ensaio numérico CE10V600.	53
5.4	Simulação numérica da perfuração de um alvo por um projectil de calibre 7.62 mm. Ensaio numérico PE10V600.	54
5.5	Velocidade de limite balístico em função da espessura do alvo.	55
5.6	Valores numéricos da velocidade residual para cada velocidade inicial de impacto. Os resultados referem-se ao alvo de espessura 10 mm.	61
5.7	Valores numéricos da velocidade residual para cada velocidade inicial de impacto. Os resultados referem-se ao alvo de espessura 8 mm.	61
5.8	Valores numéricos da velocidade residual para cada velocidade inicial de impacto. Os resultados referem-se ao alvo de espessura 6 mm.	62
5.9	Valores numéricos da velocidade residual para cada velocidade inicial de impacto. Os resultados referem-se ao alvo de espessura 4 mm.	62
5.10	Evolução da distância percorrida pelo projectil e da respectiva velocidade com o tempo. Da esquerda para a direita e de cima para baixo, ensaio LE10V350; ensaio HE10V350; ensaio CE10V350; ensaio PE10V350.	63
5.11	Variação da energia cinética do projectil consoante a espessura do alvo, para projecteis com configuração cilíndrica.	64
5.12	Variação da energia cinética do projectil consoante a espessura do alvo, para projecteis com configuração hemisférica.	64
5.13	Variação da energia cinética do projectil consoante a espessura do alvo, para projecteis com configuração cónica.	65
5.14	Variação da energia cinética do projectil consoante a espessura do alvo, para projecteis de calibre 7.62 mm.	65
5.15	Variação da energia cinética de todos os tipos de projecteis, para alvos de espessura 10 mm.	66
5.16	Variação da energia cinética de todos os tipos de projecteis, para alvos de espessura 8 mm.	66
5.17	Variação da energia cinética de todos os tipos de projecteis, para alvos de espessura 6 mm.	67
5.18	Variação da energia cinética de todos os tipos de projecteis, para alvos de espessura 4 mm.	67
5.19	Energia cinética convertida em trabalho plástico em função da velocidade de impacto para uma espessura de alvo de 10 mm.	69
5.20	Energia cinética convertida em trabalho plástico em função da velocidade de impacto para uma espessura de alvo de 8 mm.	69
5.21	Energia cinética convertida em trabalho plástico em função da velocidade de impacto para uma espessura de alvo de 6 mm.	70

5.22	Energia cinética convertida em trabalho plástico em função da velocidade de impacto para uma espessura de alvo de 4 mm.	70
5.23	Simulação numérica da perfuração de um alvo por um projétil de ponta hemisférica. Ensaio numérico HE4V250.	71
5.24	Simulação numérica da perfuração de um alvo por um projétil de ponta hemisférica. Ensaio numérico HE4V400.	72
5.25	Simulação numérica da perfuração de um alvo por um projétil cilíndrico. Ensaio numérico LE4V250.	73
5.26	Simulação numérica da perfuração de um alvo por um projétil cilíndrico. Ensaio numérico LE4V4000.	74
5.27	Tempo de perfuração do alvo em função da velocidade de impacto do projétil para a espessura de 10 mm.	75
5.28	Tempo de perfuração do alvo em função da velocidade de impacto do projétil para a espessura de 8 mm.	75
5.29	Tempo de perfuração do alvo em função da velocidade de impacto do projétil para a espessura de 6 mm.	76
5.30	Tempo de perfuração do alvo em função da velocidade de impacto do projétil para a espessura de 4 mm.	76
6.1	Percentagens de penetração em função da espessura do alvo, para cada tipo de projétil e para uma velocidade de impacto de 150 m/s.	81

Lista de Tabelas

2.1	Propriedades físicas e mecânicas da liga de Alumínio AA5083-H116 e do aço Weldom 460 E.	26
2.2	Dados utilizados nos cálculos analíticos para o alvo de aço com projétil rígido. . .	26
2.3	Dados utilizados nos cálculos analíticos para o alvo de aço com projétil rígido. . .	26
3.1	Composição química (% peso) do aço Weldom 460 E [43].	31
3.2	Propriedade mecânicas (valores típicos) do aço Weldom 460 E [43].	32
3.3	Propriedades térmicas do aço Weldom 460 E [43].	32
3.4	Constantes necessárias à aplicação do modelo constitutivo [43].	38
4.1	Caracterização das malhas de elementos finitos.	48
5.1	Resultados numéricos obtidos para o impacto dos alvos por projéteis com forma de ponta cilíndrica-lisa.	56
5.2	Resultados numéricos obtidos para o impacto dos alvos por projéteis com forma de ponta hemisférica.	57
5.3	Resultados numéricos obtidos para o impacto dos alvos por projéteis com forma de ponta cônica.	58
5.4	Resultados numéricos obtidos para o impacto dos alvos por projéteis de calibre 7.62 mm.	59
5.5	Definição da velocidade de limite balístico para diferentes espessuras do alvo e diferentes tipos de projétil.	60
6.1	Resultados analíticos e numéricos da profundidade de penetração relativa (DoP) e mérito balístico.	80
6.2	Resultados analíticos e numéricos da energia total absorvida pelo alvo.	80

Bibliografia

- [1] Toshio Tsuta, Yajun YIN, and Takeshi Iwamoto. Micro damage evolution analysis of target impacted by projectile. *JSME International Journal Series A Solid Mechanics and Material Engineering*, 46(2):109–118, 2003.
- [2] W. Johnson. Impact strength and materials. *Edward Arnold Publishers*, 1972.
- [3] G.H. Jonas and J.A. Zukas. Mechanics of penetration analysis and experiment. *USA Ballistic Research Laboratory*, February 1979.
- [4] D. Tabor. A simple theory of static and dynamic hardness. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A*, 192:247–274, 1948.
- [5] P. Sinha, I.P. Singh, and C.H. Ma. Effects of shock loading on the young's modulus of alloy 2024 alloys. *Journal of Applied Physics*, 48:167, 1977.
- [6] A. Tate. A possible explanation for the hydrodynamic transition in high speed impact. *International Journal of Mechanical Sciences*, 19(2):121–123, 1977.
- [7] R.L. Woodward. The penetration of metal targets wich fail by adiabatic shear plugging. *International Journal of Mechanical Sciences*, 20(9):599–607, 1978.
- [8] R.F. Bishop, R. Hill, and N.F. Mott. The theory of indentation and hardness tests. *Proc. Phys. Soc.*, 57:147–155, 1945.
- [9] G. Taylor. The use of flat-ended projectiles for determining yield stress and theoretical considerations. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A*, 194:289–299, 1948.
- [10] R.S.J. Corran, P.J. Shadbolt, and C. Ruiz. Impact loading of plates – an experimental investigation. *International Journal of Impact Engineering*, 1(1):3–22, 1983.
- [11] B.L. Landkof and W. Goldsmith. Petalling of thin, metallic plates during penetration by cylindro-conical projectiles. *International Journal of Solids and Structures*, 21(3):245–266, 1985.
- [12] J. Radin and W. Goldsmith. Normal projectile penetration and perforation of layered targets. *International Journal of Impact Engineering*, 7(2):229–259, 1988.
- [13] Q. M. Li and Norman Jones. Shear and adiabatic shear failures in an impulsively loaded fully clamped beam. *International Journal of Impact Engineering*, 22(6):589–607, July 1999.
- [14] J. Manganello and K.H. Abbott. Metallurgical factors affecting the ballistic behavior of steel targets. *J Mater JMLSA*, 17:231–239, 1972.
- [15] R.L. Woodward. A rational basis for the selection of armour materials. *J. Aust. Inst. Metals*, 22:167–170, 1977.

- [16] S.N. Dikshit, V.V. Kutumbarao, and G. Sundararajan. The influence of plate hardness on the ballistic penetration of thick steel plates. *International Journal Impact Engineering*, 16(2):293–320, 1995.
- [17] Charles E. Anderson Jr., Volker Hohler, James D. Walker, and Alois J. Stilp. The influence of projectile hardness on ballistic performance. *International Journal of Impact Engineering*, 22(6):619–632, July 1999.
- [18] I. Marom and S.R. Bodner. Projectile perforation of multi-layered beams. *International Journal of Mechanical Sciences*, 21(8):489–504, 1979.
- [19] S. Dey, T. Børvik, X. Teng, T. Wierzbicki, and O.S. Hopperstad. On the ballistic resistance of double-layered steel plates: An experimental and numerical investigation. *International Journal of Solids and Structures*, 44(20):6701–6723, October 2007.
- [20] A. A. Almohandes, M. S. Abdel-Kader, and A. M. Eleiche. Experimental investigation of the ballistic resistance of steel-fiberglass reinforced polyester laminated plates. *Composites Part B: Engineering*, 27(5):447–458, 1996.
- [21] B. Srivathsa and N. Ramakrishnan. On the ballistic performance of metallic materials. *Bulletin of Materials Science*, 20(1):111–123, February 1997.
- [22] G. Taylor. The use of flat-ended projectiles for determining dynamic yield stress. i. theoretical considerations. *Royal Society of London Proceedings Series A*, 194:289–299, September 1948.
- [23] William T. Thompson. An approximate theory of armor penetration. *J. Appl. Phys.*, 26(1):80–82, January 1955.
- [24] J. Awerbuch and S. R. Bodner. Analysis of the mechanics of perforation of projectiles in metallic plates. *International Journal of Solids and Structures*, 10(6):671–684, June 1974.
- [25] M. Ravid and S.R. Bodner. Dynamic perforation of viscoplastic plates by rigid projectiles. *International Journal of Engineering Science*, 21(6):577–591, 1983.
- [26] J.N. Goodier. On the mechanics of indentation and cratering in the solid targets of strain-hardening metal by impact of hard and soft spheres. *Proceedings of the seventh symposium on hypervelocity impact*, pages 215–259, 1965.
- [27] Michael J. Forrestal and Thomas L. Warren. Penetration equations for ogive-nose rods into aluminum targets. *International Journal of Impact Engineering*, 35(8):727–730, August 2008.
- [28] M.E. Backman and W. Goldsmith. The mechanics of penetration of projectiles into targets. *International Journal of Engineering Science*, 16(1):1–99, 1978.
- [29] D. James. A unified theory of penetration. *International Journal of Impact Engineering*, 5(1-4):239–248, 1987.
- [30] M.J. Forrestal, Z. Rosenberg, V.K. Luk, and S.J. Bless. Perforation of aluminium plates with conical-nosed rods. *Journal of Applied Mechanics, Transactions ASME*, 54:230–232, 1987.
- [31] C.W. Young. Depth for earth-penetrating projectiles. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations*, 95(3):803–817, 1969.
- [32] A. Arias, J.A. Rodríguez-Martínez, and A. Rusinek. Numerical simulations of impact behaviour of thin steel plates subjected to cylindrical, conical and hemispherical non-deformable projectiles. *Engineering Fracture Mechanics*, 75(6):1635–1656, April 2008.

- [33] E. Chemello. Ciência forense: balística. *Química Virtual*, Fevereiro 2007.
- [34] Jorma Jussila. *Wound ballistic simulation: Assessment of the legitimacy of law enforcement firearms ammunition by means of wound ballistic simulation*. PhD thesis, The Second Department of Surgery, University of Helsinki, Finland, 2005.
- [35] J.A. Zukas, T. Nicholas, T. Swift, L.B. Greszczuk, and D.R. Curran. Impact dynamics. *Jone Wiley&Sons, New York.*, 1982.
- [36] M. Langseth. *Dropped Objects: Plugging Capacity of Steel Plates*. PhD thesis, Department of Structural Engineering, Norwegian Institute of Technology, Trondheim, Norway, 1988.
- [37] Southwest Research Institute. *A Short Course on Penetration Mechanics*. San Antonio, Texas, USA, 1985.
- [38] R.F. Recht and T.W. Ipson. Ballistic perforation dynamics. *Journal of Applied Mechanics*, 30:384–390, 1963.
- [39] B. Srivathsa and N. Ramakrishnan. Ballistic performance maps for thick metallic armour. *Journal of Materials Processing Technology*, 96(1-3):81–91, November 1999.
- [40] R.J. Eichelberger. Experimental test of the theory of penetration by metallic jets. *Journal of Applied Physics*, 23, 1956.
- [41] W.A. Allen and J.W. Rogers. Penetration of a rod into a semi-infinite target. *Journal of the Franklin Institute*, 272(4):275–284, October 1961.
- [42] Project THOR. The resistance of various metallic materials to perforations by steel fragments - empirical relationships for fragment residual velocity and weight. *Ballistic Research Laboratory, Aberdeen proving ground, USA Ballistic Research Laboratory*, 1993.
- [43] T. Børvik, O. S. Hopperstad, T. Berstad, and M. Langseth. A computational model of viscoplasticity and ductile damage for impact and penetration. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 20(5):685–712, 2001.
- [44] Gordon R. Johnson and William H. Cook. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, 21(1):31–48, 1985.
- [45] J.W. Hancock and A.C. Mackenzie. On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 24(2-3):147–160, June 1976.
- [46] J. Lemaitre and J.L. Chaboche. *Mechanics of solid materials*. Cambridge University Press, 1990.
- [47] A.H. Clausen, T. Børvik, O.S. Hopperstad, and A. Benallal. Flow and fracture characteristics of aluminium alloy aa5083-h116 as function of strain rate, temperature and triaxiality. *Materials Science and Engineering A*, 365:260–272, 2004.
- [48] J. W. Hancock and D. K. Brown. On the role of strain and stress state in ductile failure. *J. Mech. Phys. Sol.*, 31:1–24, 1983.
- [49] Dassault Systèmes Simulia Corp., editor. *Manual do utilizador ABAQUS/Explicit . Versão 6.8*. Dassault Systèmes Simulia Corp., 2008.

- [50] T. Børvik, M. Langseth, O. S. Hopperstad, and K. A. Malo. Ballistic penetration of steel plates. *International Journal of Impact Engineering*, 22(9-10):855–886, October 1999.
- [51] O.P. Sjøvik. *Numerical modelling of ductile fracture, a damage mechanical approach*. PhD thesis, Department of Machine Design and Materials Technology, Norwegian University of Science and Technology, 1996.
- [52] M.J Turner, R.W Clough, H.C. Martin, and L. Topp. Stiffness and deflection analysis of complex structures. *Journal of Aeronautical Sciences*, 23, 1956.
- [53] R.W. Clough. Early history of the finite element method from the view point of a pioneer. *International Journal for Numerical Methods in Engineering Fracture Mechanics*, 60:283–287, 2004.
- [54] Zienkiewicz. *The Finite Element Method*. McGraw-Hill: New York, 1977.
- [55] Liu G.R. and Quek S.S. *The Finite Element Method: A Practical Course*. BUTTERWORTH HEINEMANN, 2003.
- [56] T. Børvik, O. S. Hopperstad, T. Berstad, and M. Langseth. Perforation of 12 mm thick steel plates by 20 mm diameter projectiles with flat, hemispherical and conical noses: Part ii: numerical simulations. *International Journal of Impact Engineering*, 27(1):37–64, January 2002.
- [57] A. S. Bonnet-Lebouvier, A. Molinari, and P. Lipinski. Analysis of the dynamic propagation of adiabatic shear bands. *International Journal of Solids and Structures*, 39(16):4249–4269, August 2002.
- [58] S. Dey, T. Børvik, O. S. Hopperstad, J. R. Leinum, and M. Langseth. The effect of target strength on the perforation of steel plates using three different projectile nose shapes. *International Journal of Impact Engineering*, 30(8-9):1005–1038, 2004.