

分类号_____

密级_____

UDC 注 1_____



南京理工大学

NANJING UNIVERSITY OF SCIENCE & TECHNOLOGY

硕士专业学位论文

战斗部射流冲击起爆与减敏规律研究

(题名和副题名)

刘华宁

(作者姓名)

指导教师姓名	郑 宇	副研究员
学 位 类 别	工程硕士	
专 业 名 称	兵器工程	
研 究 方 向	新概念、新原理、新结构武器技术	
论文提交时间	2015.01	

注 1：注明《国际十进分类法 UDC》的类号。

声 明

本学位论文是我在导师的指导下取得的研究成果，尽我所知，在本学位论文中，除了加以标注和致谢的部分外，不包含其他人已经发表或公布过的研究成果，也不包含我为获得任何教育机构的学位或学历而使用过的材料。与我一同工作的同事对本学位论文做出的贡献均已在论文中作了明确的说明。

研究生签名：_____ 年 月 日

学位论文使用授权声明

南京理工大学有权保存本学位论文的电子和纸质文档，可以借阅或上网公布本学位论文的部分或全部内容，可以向有关部门或机构送交并授权其保存、借阅或上网公布本学位论文的部分或全部内容。对于保密论文，按保密的有关规定和程序处理。

研究生签名：_____ 年 月 日

摘 要

不敏感弹药是一种新概念弹药，指的是受到各种外界刺激时仍不发生剧烈反应的弹药。在军事行动中强调，所使用的弹药能够在高温、冲击波、子弹或破片撞击、射流冲击以及近距离爆炸的作用下仍不以剧烈的形式反应，不敏感弹药将成为新型弹药发展的重要方向。论文以弹药不敏感技术为背景，主要研究了战斗部在射流冲击作用下的响应过程与规律，在此基础上，通过壳体、衬层、炸药以及间隙的改变实现炸药在射流冲击下反应等级的降低，达到一定的减敏效果。

本文以射流破甲的流体动力学理论和炸药热点起爆理论为基础，根据局部影响的假设及不同的战斗部口径和壁厚，将射流冲击起爆战斗部局部作用区域大致分为三类简化模型：隔板覆盖无约束炸药模型、夹层炸药模型以及侧向约束炸药模型；首先，对简化为细长杆的射流冲击起爆三类简化模型的响应进行研究，得出了射流冲击起爆战斗部简化模型不同的起爆机制和起爆模式，并计算了相应条件下的临界起爆阈值；然后，针对 56mm 口径成型装药，基于 Lee-Tarver 炸药本构模型，运用 AUTODYN 数值模拟软件研究了壳体、衬层、炸药以及间隙等结构配置条件对战斗部简化模型射流冲击起爆响应的影响规律，为如何利用隔板形变预压效应、壳体约束作用、炸药感度行为等研究成果实现战斗部射流冲击减敏做了一定的探索。最后，通过试验，在特定条件下验证了仿真结论。研究成果为战斗部射流冲击起爆减敏研究提供了仿真及实验方法和数据的支撑。

关键词：战斗部，聚能射流，冲击起爆，结构配置，减敏

Abstract

Insensitive Munitions is a new concept of munition, and that will not react violently under a variety of external stimuli. In enemy actions, it is most emphasized that munitions should be able to withstand high temperature, shock wave, impacts by bullets, metal jet or fragments, and nearby explosions still without reacting in violent manner. Insensitive Munitions plays an important role in the development of the new munitions. Based on the background of Insensitive Munitions technologies, the response processes and laws of the warhead under metal jet attack were researched, and how to reduce the response level to achieve desensitization of warhead by setting different shells, linings, explosives and air gaps between the shelling and fillings was discussed.

On the basis of jet penetration hydrodynamics theory and explosive “hot spot” initiation theory, according to local effect hypothesis and varied caliber and shell thickness of warheads, the jet initiation warheads was simplified to jet initiation the covered explosives, sandwich explosives or covered and confined explosives. Firstly, researched on the jet treated as a solid cylinder of metal impacting on the three simplified models, and the divisive initiation mechanisms and initiation modes were summarized; The calculation methods of the critical initiation threshold of the jet initiation simplified warhead models were deduced; and then against the 56mm diameter shaped charge, the formed metal jet initiation of the simplified warhead with different configuration conditions, such as changed shells, linings, explosives and contact situations, etc. was simulated by using the AUTODYN based on the Lee-Tarver, after then, how the research results of desensitization effect of plastic deformation of cover, the confinement of shell, and the sensitivity behaviour of explosives applied to desensitize the warhead was explored. Finally, the preliminary experiment research was carried on, and the test results partly verified the simulation conclusions. The studying results provide simulation technologies and experimental methods and data support for desensitization of warhead exposed to the impact of a shaped charge jet.

Key word: warhead, shaped charge jet, initiation, structure configurations, desensitization

目 录

摘 要..... I

Abstract..... II

1 绪论..... 1

1.1 课题研究背景..... 1

1.2 战斗部射流冲击起爆的国内外研究现状..... 2

1.2.1 不敏感弹药与钝感炸药国内外发展现状..... 3

1.2.2 小尺寸评估试验研究国内外发展现状..... 6

1.2.3 冲击起爆模型与数值模拟国内外发展现状..... 7

1.3 本文研究的主要内容..... 9

1.3.1 本文的研究意义与应用前景..... 9

1.3.2 本文的研究方法..... 9

1.3.3 本文的主要工作..... 10

2 战斗部射流冲击起爆理论基础与模型简化..... 11

2.1 引言..... 11

2.2 非均质炸药起爆机理与射流侵彻理论..... 11

2.2.1 热点理论..... 11

2.2.2 热点形成机制..... 13

2.2.3 射流侵彻理论..... 14

2.3 战斗部射流冲击起爆模型简化..... 17

2.3.1 基本假设..... 17

2.3.2 聚能装药选择与射流简化..... 17

2.3.3 战斗部射流冲击起爆简化模型建立..... 19

2.3.4 战斗部射流冲击起爆危险性评估..... 20

2.4 本章小结..... 22

3 战斗部简化模型射流冲击起爆规律研究..... 23

3.1 引言..... 23

3.2 战斗部简化模型的射流引爆规律研究..... 23

3.2.1 射流引爆隔板覆盖无约束炸药研究..... 23

3.2.2 射流引爆夹层炸药研究..... 27

3.2.3 射流引爆侧向约束炸药研究.....	31
3.3 战斗部简化模型的临界起爆条件计算.....	33
3.3.1 隔板覆盖无约束炸药模型计算分析.....	33
3.3.2 夹层炸药与侧向约束炸药模型计算分析.....	37
3.4 本章小结.....	40
4 战斗部简化模型射流冲击减敏规律研究.....	41
4.1 引言.....	41
4.2 非均质炸药冲击起爆数值模拟方法.....	41
4.2.1 Lee-Tarver 模型的基本描述.....	41
4.2.2 炸药冲击起爆情况在 AUTODYN 中的判定.....	44
4.2.3 反应速率模型参数对炸药起爆感度影响分析.....	46
4.3 战斗部简化模型射流冲击减敏的影响分析.....	50
4.3.1 仿真模型分析.....	50
4.3.2 间隙对夹层炸药射流冲击起爆感度的影响.....	53
4.3.3 结构配置对带壳装药射流冲击起爆感度的影响.....	58
4.4 本章小结.....	62
5 战斗部简化模型射流冲击起爆试验研究.....	63
5.1 引言.....	63
5.2 试验设计.....	63
5.2.1 试样分析.....	63
5.2.2 试验方案.....	65
5.2.3 试验设置.....	66
5.3 试验结果与分析.....	68
5.3.1 隔板厚度变化试验结果.....	68
5.3.2 炸药射流感度对比试验结果.....	69
5.3.3 炸药长度改变和间隙试验结果.....	72
5.4 本章小结.....	73
6 结束语.....	74
致 谢.....	76
参考文献.....	77
附 录.....	81

1 绪论

1.1 课题研究背景

从弹药的常规意义上讲,最大限度地提升弹药对敌目标的高效毁伤能力一直是研发人员孜孜以求的目标,如人们熟悉的破甲弹、穿甲弹、杀伤榴弹、子母弹等,在战场上都曾大显身手^[1]。现代战场环境多变,高新技术迅猛发展,战争环境复杂化和外界刺激多样化使弹药自身面临的安全性风险与日俱增,对战斗部技术的发展提出了新的挑战,促使研发者对弹药自身安全性能的认识日益深化,不敏感弹药作为一个相对新的概念出现在人们的面前。特别是为适应远洋作战的要求,弹药的不敏感已作为舰载武器装备性能考核的重要组成部分,世界各军事强国对其发展均给予了高度重视。

从弹药面临的外界刺激出发,自 1888 年美国入门罗在炸药试验中发现了“聚能效应”以来,以此为基础的空心装药破甲弹迅猛发展且侵彻威力不断加强^[2],已被广泛应用于对付拥有钢板防护的装甲车、坦克、舰船以及混凝土掩体等目标,起到了很好的毁伤效果^[3-4]。由于金属射流具有高温、高压和高速等特点,对钢板的侵彻能力极强,很容易穿透弹药壳体并作用在含能装填物上,如发射药、火药和炸药等,并导致发生剧烈的反应,通常表现为完全爆轰的状态,因此,一旦坦克或者舰船的弹药仓库遭受破甲弹的攻击,单发弹药很容易就被射流引爆,完全爆轰释放的巨大能量也可能诱发周围其他弹药发生殉爆反应,最终导致严重的后果。随着现代弹药中聚能射流毁伤元的广泛使用,射流已然成为最可能导致弹药发生剧烈反应的不安定因素。

从弹药的运载平台发展趋势看,未来海军弹药将以航母作为运载平台,能够实现长时间的远海作战。对于舰船而言,由于远海远离陆地弹药仓库,要保证充足的弹药补给就必须尽可能多的增加舰船的载弹量。然而,受到舰船空间的制约,舰员的生活区域不能远离弹药仓库,因此,在军事行动中,一旦发生的意外火灾或者其他刺激导致弹药发生剧烈反应时,舰员无处躲避,逃离舰船往往也不是可行的选择,势必导致重大人员伤亡事故,存储舱内的弹药发生猛烈的爆轰甚至会损坏舰体,导致海水倒灌,如果舰船不能作出及时的控制,就不可避免地引起舰船沉没,造成更大的人员伤亡。

从历史上发生的重大事故来看,发展不敏感弹药同样具有重要意义,1966 年 10 月至 1988 年 11 月期间,美国航母上发生了 4 起飞行甲板事故,包括奥里斯卡尼号(CVA-34)、福莱斯特号(CVA-59)、企业号(CVAN-65)以及尼米兹号(CVN-68)的火灾和弹药爆炸事故。事故造成 220 名船员和海军飞行员丧生,700 人受伤,96 架单价超过 2000 万美元的舰载机要么是摧毁或严重受损,仅海军的物质损失成本就超过 13 亿美元。此外,在 1965 到 1973 年的越战期间,美国海军和海岸警备队的大口径火炮发生 16 起弹药室内早炸事故,同时火灾和二次爆炸也摧毁了三个弹药仓库。这些事件造成 59 人丧生,许多

人员受伤，物资损失巨大^[5]。



图 1.1 企业号(CVAN-65)航母事故场景

这些灾难性事故促使美国海军高度关注弹药的敏感性能并支持不敏感弹药项目，也使美国的其他服务部门和许多外国政府对不敏感弹药的概念产生浓厚的兴趣。

我国在过去的发展中，总是以实现弹药的打击精度、射程以及毁伤能力提高为三大目标，而很少有人关注含炸药的弹药自身在使用过程中的安全性问题以及装载弹药平台的安全性问题也没有得到足够的重视。近年来，由于我国航母以及 J20，J31 隐身战机等高价值目标的发展，对弹药系统的稳定性以及安全性提出了苛刻的要求，为确保这些重要军事目标的安全，需要有稳定可靠的弹药系统与之匹配，不敏感技术的研究及其应用变得迫在眉睫。射流作为一种侵彻能力极强的外界刺激，对于所有载有弹药的平台来说都是一种不可忽视的威胁因素。虽然想完全避免弹药意外爆炸事故造成的灾难是不可能的，但通过设计安全弹药及弹药系统来降低灾难的后果是可以达到的。

在刺激多样化的战场环境下，虽然射流被视为弹药不敏感设计中面临的最剧烈的外界刺激，基于现有弹药的材料和结构，要实现弹药在射流作用下仍不发生剧烈反应的难度很大。但通过发展系列钝感含能材料的同时加强研究弹药对于射流刺激的响应机理和响应规律，进而提出降低弹药敏感性的技术措施或改进运载平台防护设计以及弹药存储时的摆放位置与方式，使得存储的弹药在遭受射流攻击时的反应等级和破坏程度减小仍是一种可行的途径。本文以弹药不敏感技术的研发为背景，研究战斗部对射流刺激的响应规律，在理论、技术和应用方面都具有创新性、前瞻性，是未来战斗部研发的重要方向之一。

1.2 战斗部射流冲击起爆的国内外研究现状

射流冲击起爆战斗部是由诸多因素共同影响的复杂的作用过程，当来袭的射流刺激确定时，战斗部最终的反应程度与诸多因素关联，如遭遇条件、壳体因素、衬层/缓冲物

作用以及装填炸药性能等都对弹药响应产生重大影响^[6-7]。

目前,只有美国等少数军事强国较好地掌握了不敏感弹药技术并已研制出相应的产品,不敏感弹药的设计和研发总体还处于基础研究阶段。主要包括三个方面,首先,从最根本的炸药入手,二战以来,欧美国家在钝感炸药的研制方面一直走在前沿,研发了一系列的高能钝感炸药;其次,针对射流冲击起爆炸药的问题进行了大量的试验,试验中 X 光技术、超高速摄影技术、分幅相机技术等得到广泛应用,获得了大量珍贵的照片,为更加直观的分析试验现象和总结规律提供了可能,也为相应的理论提供了试验数据支撑,并在试验的基础上归纳总结出一些经验的判据公式,为战斗部减敏设计提供了理论依据和试验基础;最后,随着计算机技术的发展以及描述炸药冲击起爆行为的模型的成熟,大量的试验探索研究已逐步被更加廉价且高效的数值模拟仿真手段取代,数值模拟已成为射流冲击起爆弹药研究的一种重要手段和途径。

1.2.1 不敏感弹药与钝感炸药国内外发展现状

目前,公开报道的进入实用阶段的不敏感弹药很有限,比较典型的是 2002 年美国通用动力公司和挪威纳莫公司联合研制低成本兼高爆性能的 IM 坦克弹药,称之为 120mm IMHE-T 弹药^[8],如图 1.2 所示。IMHE-T 具有多用途性能,装填的是 OSX-8 高能炸药,以 DNAN 基炸药混合 HMX 和 NTO,性能与 COMP B 相近,具备低冲击波敏感度和完美的 IM 性能。

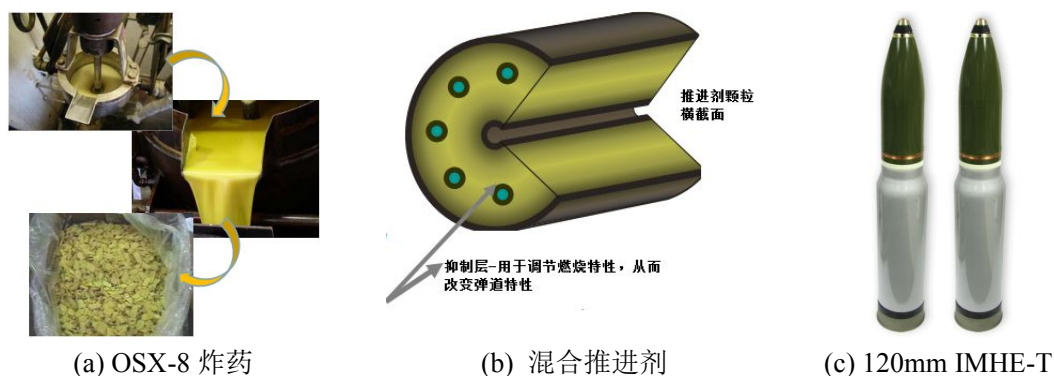


图 1.2 120mm IMHE-T 弹药概况

120mm 口径 IMHE-T 弹药的结构示意图,见图 1.3。

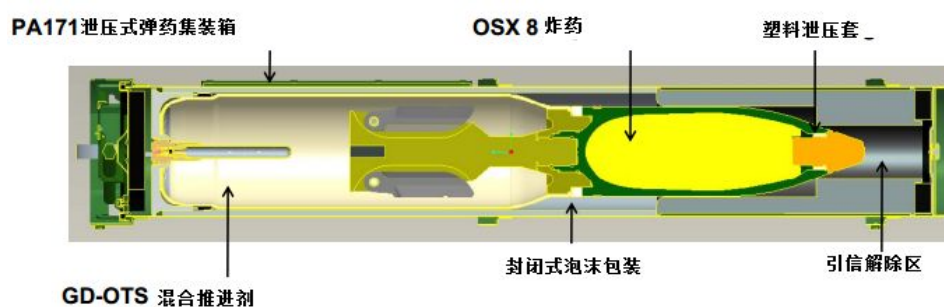


图 1.3 120mm IMHE-T 弹药结构示意图

120mm IMHE-T 已成功地完成了所有 IM 测试要求, 包括慢烤、快烤、子弹撞击、殉爆以及射流撞击等, 如图 1.4 所示。

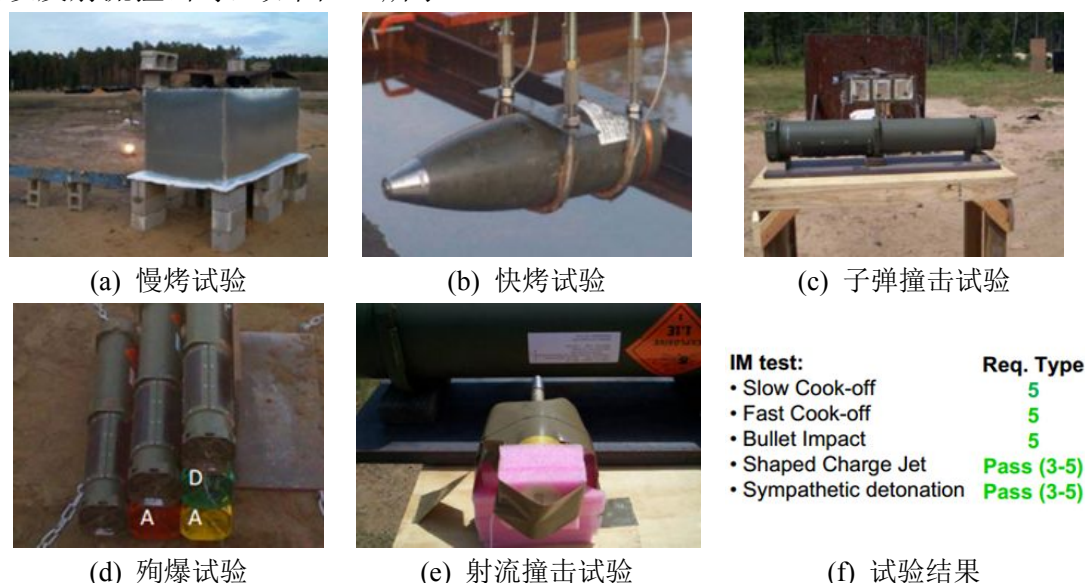


图 1.4 120mmIMHE-T 弹药 IM 测试及结果

120mm IMHE-T 弹药不仅从结构设计方面做了大量的改进, 而且采用了具有良好不敏感性能的推进剂和炸药, 从而大大的提升了弹药的不敏感性能, 并使其通过了 5 项不敏感测试要求, 成为了实际意义上的不敏感弹药。而我国还处于不敏感弹药研究的起步阶段, 并未报道有投入使用的不敏感弹药相关产品。

在炸药安全性研究方面, 为了加强各国的沟通与协作, 1988 年, 由美、英、法、荷兰、挪威五国出资在美国组建了北约不敏感弹药信息中心 (NIMIC)。1994 年, 该机构获得了所有北约国家的认可。2000 年, 丹麦、瑞典等部分非北约国家也先后加入了该组织。2004 年, 该组织正式更名为弹药安全信息分析中心 (MSIAC), 次年, 德国也加入了该组织。该组织自成立以来, 发布了一系列钝感炸药评估与试验的方法和标准, 并在成员国内部广泛应用, 美国甚至将不敏感弹药的规范作为一项法律来执行^[9]。事实上, 战斗部的不敏感性能很大程度上取决于装填炸药, 在战斗部结构设计中所作的一切努力, 最终目的都是要确保炸药在不同的外界刺激作用下的响应等级降低, 因此, 欧美各国都特别重视钝感炸药的研制, 发展了一系列的含能钝感炸药。

20 世纪初到二战结束前, TNT 炸药一直是综合性能最好的炸药, 被广泛用于装填各种弹药。精炼的 TNT 很稳定, 威力大而且安全性高, 即便被子弹击打穿也不会燃烧和起爆。由于 TNT 的生产成本低、综合性能好, 当代许多炸药仍以 TNT 为主要成分, 通过改进后的熔铸 TNT 炸药在一定程度上能够满足不敏感弹药的要求, 包括美国皮卡汀尼兵工厂、法国地面武器工业集团等军火制造商都还在发展钝感 TNT 炸药^[10]。

PBX 炸药, 是一种高分子聚合物粘结炸药, 俗称塑胶炸药, 其以 RDX、HMX 等炸药为主要成分, 以高聚物为粘结剂, 添加增塑剂、钝化剂等形成的混合炸药。美国发展

了以 PBXN-109、PBXN-110、PBXN-129 为代表的钝感炸药^[11-12]，其中 AGM-65G 与 AGM-154A 均装填了 PBXN-109 热不敏感性炸药，JDAM 空地导弹战斗部则换装 AFX-757 不敏感 PBX 炸药。

DNAN 炸药，是一种新型熔铸载体炸药，具有低撞击感度和摩擦感度，且有很高的热安全性，弥补了 TNT 混合炸药在遭受火焰烤燃、破片、子弹和射流撞击时容易发生爆轰的不足，成为了常规熔铸载体炸药 TNT 的替代品。美国皮卡汀尼兵工厂以 DNAN 为基，研制了代号为 PAX 的一系列低成本、低感度的不敏感弹药熔铸炸药，包括 PAX21、PAX24、PAX25、PAX26、PAX28、PAX40、PAX41 等用于代替当前弹药中填充的 TNT、B 炸药以及 HMX 炸药^[12-13]。

NTO 炸药，是一种高能量密度化合物，爆轰能量接近于 RDX 炸药，但感度与 TATB 炸药相当。早在 1905 年 Manchot 和 Loll 就合成了 NTO，直到 1983 年，美国洛斯阿拉莫斯研究所才将其研制成为一种含能材料，以 TNT 为熔铸载体的含 NTO 的 AFX-645 炸药，具有很低的敏感度^[14]。不仅如此，NTO 还用于以 PBX、TNT、DNAN 等为基的熔铸炸药，大大提高了它们的不敏感性能。西安近代化学研究所的熊贤锋等也进行了两种含 NTO 的炸药配方 40NTO/60TNT 和 25RDX/25NTO/50TNT 的主要性能及低易损性的研究。结果表明，与黑梯炸药相比，含 NTO 的 TNT 基熔铸炸药，具有较好的强度和低易损性能。爆速与 50RDX/50TNT 相当，遭受火焰快速烤燃时不爆轰，对子弹撞击只燃烧不爆轰，冲击波感度较 50RDX/50TNT 低^[15]。

IMX-101 炸药，是一种新型高性能钝感炸药，以 DNAN 和 NTO 为主要成分，并与 NQ 混合形成，由英国的 BAE 公司和美国陆军联合研制。该炸药对于子弹撞击、殉爆、烤燃等刺激都不敏感，能够有效的防止意外事故的发生，且单价仅略高于 TNT 炸药。DNAN 基 IMX-101 炸药于 2010 年正式用作首批 1200 枚 M795 式榴弹主装药。2013 年 3 月，美国陆军订购了价值 7.8 亿美元的该型炸药，用于取代大口径弹药中的 TNT 炸药。未来五年，英国 BAE 公司将在田纳西州的霍尔斯顿陆军弹药厂生产这种炸药^[16]。

ANPyO 炸药，即 2,6-二氨基-3,5-二硝基吡啶-1-氧化物，是一种新型的高能钝感炸药，Ritter 和 Licht 最先以 2,6-二氨基吡啶为原料，通过硝化和氧化得到 ANPyO。该化合物与 TATB 结构相似，综合性能基本相当，但其成本显著低于 TATB。南京理工大学化工学院的成健、何志伟等人提出了 ANPyO 炸药的新合成与精制的方法，并通过实验证明了其在热分解性能及耐热、机械撞击和摩擦等弱刺激下的优势。射流冲击隔板试验则表明该炸药远比 8701 炸药钝感，猛度与 8701 相当，是一种低射流起爆感度的高能钝感炸药^[17-21]。

总之，新型炸药未来的发展，一方面，要进一步提升炸药的做功能力，增加威力；另一方面，还应向着钝感化的方向发展，以满足不敏感弹药的战术技术指标要求。

1.2.2 小尺寸评估试验研究国内外发展现状

小尺寸评估试验（隔板试验）一直是研究战斗部射流冲击起爆机理和规律最为直观可靠的方法和切实可行的途径。长期以来，国外学者在射流冲击起爆炸药的试验研究方面走在前沿，利用先进的爆轰实验测量技术：X 射线摄影技术、超高速摄影技术、夹缝扫描技术、分幅相机技术以及嵌入式粒子速度计、电探针测速等，结合科学的试验设计，使得炸药的冲击起爆现象更加直观地展现在人们面前。

1968 年, M. Held^[22]报道了以口径为 22mm、32mm、64mm 和 96mm, 药形罩厚 1.5mm, 锥角 60°的聚能装药形成的射流冲击起爆裸装 B 炸药的研究。通过在不同的炸高下引爆并穿过层叠的钢板来产生不同的出口速度, 而后直接撞击 B 炸药。通过 X 光来测量射流粒子的长度、直径、速度, 得到了不同直径的聚能装药形成的射流冲击起爆裸装 B 炸药的临界速度。Held 发现射流的临界速度和直径存在如下关系: $v^2d=\text{常数}$, 这也是当前最常用的引爆阈值判据。

1981 年, C. L. Mader 等人^[23]报道了 A. W. Campbell 利用 PBX9404 和 PBX9502 论证 Held 关于射流 v^2d 临界判据理论的工作。Mader 等人将射流简化为一个实心的金属圆柱杆, 用数值模拟方法模拟了射流冲击起爆裸炸药的过程, 结果表明炸药要么瞬间引爆, 要么爆轰失效, 炸药被引爆时射流必须能够产生足够强度和脉宽的冲击波。

1983 年, M. C. Chick^[24]将 X 光技术用于研究隔板覆盖 B 炸药点火、增长直至爆轰的过程, 典型的试验布局与 X 光结果, 如图 1.5 所示。首先, 利用一系列不同厚度的隔板来代表不同强度的冲击波, 测试 B 炸药的点火与爆轰成长; 其次, 通过在炸药和隔板之间设置空气间隙来移除先驱冲击波, 研究了射流和冲击波各自的作用。Chick 认为射流头部之前产生了一个先驱冲击波进入炸药内部使炸药变得钝感, 适当地提高了炸药的射流冲击感度, 起爆距离增加。

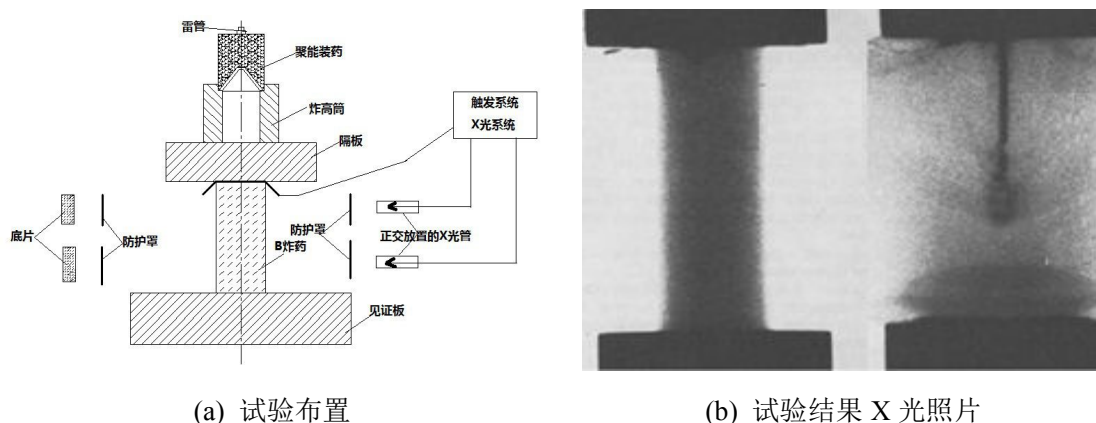
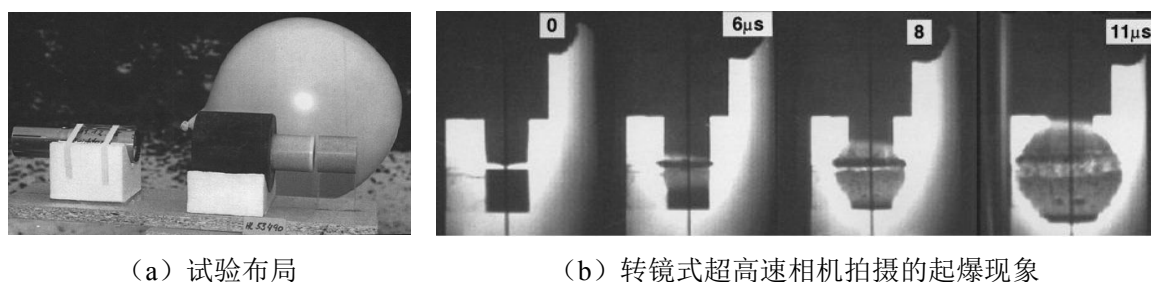


图 1.5 射流冲击起爆覆盖 B 炸药的 X 光试验布局(Chick)

1987 年, M.Held^[25-27]在射流冲击引爆炸药的试验中以氩气球作为反射光源, 配合转镜式高速摄影, 记录了冲击波和爆轰波阵面轨迹, 研究炸药的射流引爆性能与规律, 如图 1.6 所示。



(a) 试验布局

(b) 转镜式超高速相机拍摄的起爆现象

图 1.6 以氩气球为背景的射流冲击起爆覆盖炸药试验(Held)

通过改进的试验技术和方法, Held 重新设计了 Chick 的试验, 并得到了在同一数量级上的试验结果, 但 Held 认为 Chick 提出的先驱冲击波对被发炸药的预压作用使其变钝感的理论必须加以修正。Held 认为先驱波并非是引起接触和间隙试验差异的唯一因素, 相反, 隔板缓慢的弹性形变、自由射流更高的加载压力可能影响更大。

2002 年, M. Held^[28]研究了射流引爆以钢、陶瓷和铅三种不同隔板材料覆盖炸药的响应行为, 结果表明炸药的射流感度会随着隔板材料而发生变化, 背部凸起较小的材料对应的炸药的起爆距离, 延迟时间和阈值均较小。由于钢和铅材料延展性不同, 对应的试验结果差别明显, 对于陶瓷材料, 动态加载行为必须综合考虑射流侵彻与高声速。

2010 年, Werner Arnold^[29]针对含有传爆系统的带壳炸药的起爆行为进行了研究, 并将响应等级与 v^2d 联系起来, 研究了射流在不同角度和着靶位置作用时, 炸药的冲击响应。通过研究表明随着射击线的增长, 炸药的反应等级升高; 当雷管受到轴向攻击时, 爆轰的演变是一个渐进过程, 当径向受到攻击时, 被发炸药或是被引爆或是根本不发生反应。此外, 还进行了射流作用在战斗部传爆序列时响应情况的初步研究。

我国在射流冲击起爆试验方面也开展了研究, 孙承纬等^[30]编著的中国工程物理研究院丛书《应用爆轰物理》中详细地介绍了炸药冲击起爆研究的试验方法, 同时对射流冲击起爆炸药的机理和判据也进行了归纳与总结; 西安近代化学研究所的周涛等^[31]人, 采用某型聚能装药对不同厚度隔板屏蔽炸药进行了侵彻引爆实验, 采用 X 光技术测定了射流穿靶后的剩余头部速度和直径, 得出引爆屏蔽 PBX 和 B 炸药的射流引爆判据 u^2d 分别为 $38.4\text{mm}^3/\mu\text{s}^2$ 和 $15.5\text{mm}^3/\mu\text{s}^2$ 。此外, 国内关于射流冲击起爆的试验主要是用于销毁弹药方面, 军械工程学院的宋桂飞等人^[32-33]进行了射流引爆薄壁与大壁厚弹药试验, 探索了射流引爆废旧弹药的可行性, 这也是射流冲击起爆炸药研究在工程应用的体现。

研究现状表明, 该领域的研究已经形成了比较成熟的试验体系和方法, 对于试验结果的分析与应用也积累了丰富的经验, 可为后期的研究工作提供重要的指导作用。

1.2.3 冲击起爆模型与数值模拟国内外发展现状

虽然进行各种各样的试验有助于理解射流起爆炸药的行为以及炸药的感度特性, 并给出许多关于炸药反应行为以及射流起爆感度的有效信息, 但许多试验方法仍不能够理解炸药点火过程中基本的物理和化学过程。较高的试验成本和安全性风险导致冲击起爆

计算模型的需求日益增加,通过计算机模拟射流冲击起爆过程可以获得更多的细节信息并且能够预测许多未知的试验现象和规律,其关键在于炸药冲击起爆模型的建立。过去的几十年里,大量的补充实验和观察数据用于完善和发展冲击起爆模型,从而更好地描述炸药的点火和增长行为。普遍接受的与压力相关的本构模型包括 Forest-Fire 模型、Lee-Tarver 模型和 JTF 模型 (Tang 模型),与熵相关的本构模型为 CREST 模型。

Forest-Fire 模型^[34-35]也称之为“森林之火”模型,用来预测单一连续脉冲作用下炸药响应的反应速率模型,它把炸药的分解速率简单地表示为压力的一元多项式,并通过拟合试验的 Pop-Plot 数据来对模型参数进行标定。然而,Forest-Fire 模型假设炸药的反应仅发生在波阵面处,这与实验的数据不符。此外,该模型的反应速率完全依赖于局部压力,不能够解释“冲击钝化”的现象。

Lee-Tarver 模型^[36]是目前使用的最广泛的模型,该模型全面地描述了炸药冲击起爆过程中包含的物理和化学过程,该模型以试验为基础,将点火速率方程分为点火阶段和增长阶段,点火阶段由于冲击压缩的作用导致热点形成,热点处化学反应的积累构成了一个或多个增长阶段。Lee-Tarver 模型已经成功地预测了冲击起爆距离 (Pop-Plot) 数据、嵌入式锰铜压力传感器的数据、短脉冲冲击起爆数据以及爆轰成长与失效的数据等,且模型已经被嵌入许多动力学软件如 AUTODYN,并且给出了许多炸药的参数。

JTF 模型^[37]在模拟非均质炸药的冲击起爆过程时对点火阶段的“热点”的描述作了改进,把炸药分为“热点”炸药、反应平衡炸药和残余炸药。诱发点火的时间是热点平均温度的函数,与入射冲击波的压力相关。增长阶段描述的是处于平衡状态的炸药的燃烧过程,采用与“森林之火”反应速率相似的压力多项式表示。JTF 模型最主要的优势在于点火过程以温度为显式参数,并假设双重冲击作用时,由第一道冲击波产生的“热点”的二次加热是由第二道冲击波引起的,并通过等熵压缩来计算。那么,该模型就有可能用来描述先驱冲击波钝化的现象。

CREST 模型^[38-41]的反应速率方程与“熵”变量关联,而非局部区域的热力学状态(如温度或压力)。炸药的反应只与冲击波的强度和脉宽相关,冲击波强度是熵的函数,因此,该模型的反应速率依赖于炸药的熵。CREST 模型需通过嵌入式计量仪获得的数据来标定模型参数以及未反应的和反应的炸药的状态方程。目前,该模型已被很多学者证实可以模拟各种冲击起爆的试验现象,对于温度、孔隙率等变化对炸药感度的影响也具有很好的自适应性,未反应炸药的状态方程系数和反应速率方程系数都不需要做大的调整。然而,CREST 模型对于炸药粒度等其他因素的变化也无法自适应,必须通过试验来重新标定。

不论是压力关联或者是熵关联的模型,当炸药的形态发生变化时,如炸药的粒度分布、粘结剂等变化时,都必须通过全新的试验来标定相应的参数。为了预测炸药形态对冲击起爆行为的影响,从炸药微观角度出发而建立的模型得到迅速发展。

国内学者,在非均质炸药微观起爆模型方面也进行了初步研究。章冠人^[42]提出了粘弹塑性热点燃烧模型的冲击起爆理论,并由此导出著名的冲击起爆判据 $p^2\tau=\text{常数}$;中北大学的梁增友等人^[43]分析了炸药的反应速率方程,建立了基于 Kim 弹黏塑性球壳塌缩热点模型的两项式整体化学反应速率方程模型,并利用遗传算法确定了模型的相关参数;北京理工大学的王晨^[44]等人建立了炸药颗粒自由堆积三维细观结构计算模型,考虑了炸药粘结剂、颗粒包覆、颗粒尺寸和位置的随机分布等,并对多元 PBX 炸药细观结构冲击点火过程进行了计算,得到了细观状态下炸药的冲击起爆响应特征和规律。

此外,国内学者在射流冲击起爆带壳装药的数值模拟研究方面也开展了相应的工作。张先锋老师等人^[6]利用 LS-DYNA 中的 ALE 算法对聚能射流的成型、冲击引爆带壳炸药作用过程进行了数值模拟研究,提出聚能射流对一定厚度壳体内炸药的可靠引爆存在一个炸高范围;汪明星等人^[45]采用显式有限元程序对聚能射流引爆裸露和带壳装药的过程进行了数值模拟分析,结果表明聚能射流引爆裸露装药取决于射流本身特性参数,而引爆带壳装药则与壳体性质密切相关;孙华、董方栋等人^[46-47]对低密度射流侵彻带壳炸药穿而不爆的设想进行了 AUTODYN 数值模拟研究,结果表明选择合适的低密度材料射流可以对一定结构的带壳炸药穿而不爆。

国内外学者提出了诸多描述非均质炸药冲击起爆的模型和参数并加以实际应用,为深入地研究战斗部射流冲击起爆与减敏规律提供了可行的途径和手段。

1.3 本文研究的主要内容

1.3.1 本文的研究意义与应用前景

随着弹药技术的发展,世界上部分军事发达国家已开始关注战时敌人武器袭击、和平时期的意外事故以及人为的蓄意破坏导致的弹药安全性问题,弹药意外爆轰所潜在的灾难性后果令人反思。不论是坦克上的炮弹、战车内的弹药,还是飞机、船舶装载的导弹以及弹药仓库都难免受到聚能装药射流的攻击。如果能够更深入地理解聚能射流侵彻弹药战斗部壳体和填充炸药时的相互作用过程,就有可能通过改善战斗部自身的结构或辅助外围的防护来增强弹药抵御外界攻击的能力,从而降低弹药整体的感度,提高弹药的安全性,进而减少灾难性事故的发生。

国内外学者的研究经验表明,对于冲击起爆能力极强的射流刺激而言,仅通过改进壳体材料、结构以及装填更加钝感高能的炸药,很难完全避免遭遇射流攻击时弹药发生完全爆轰,但通过战斗部减敏结构设计可以在一定程度上降低弹药的反应等级。本文的研究成果可以使研发人员更加充分地理解战斗部射流冲击起爆机理和减敏方法,进而指导弹药本身及弹药箱、战机弹仓、舰船弹药仓库的设计以及弹药在仓库中存放方位等,也可以应用于填充炸药的军械物品的销毁处理。从这一角度出发,本文研究成果具有较

高的参考和应用价值。

1.3.2 本文的研究方法

采用数值模拟、理论分析和试验验证的方法,对战斗部射流冲击起爆与减敏规律进行了研究。本文首先对研究的对象进行了合理的简化,建立了三种简化模型,在此基础上,对简化射流冲击起爆各个战斗部简化模型的全过程进行了数值模拟计算,根据计算结果与前人的研究成果归纳了战斗部射流冲击起爆的规律和机理;针对不同的起爆机理和模式进行了射流引爆战斗部简化模型临界阈值的理论计算。采用统计分析与控制变量的方法研究了 Lee-Tarver 模型中各个参数的控制炸药起爆的影响规律,提炼出了控制炸药起爆感度的关键参数,为标定新型炸药的模型参数提供了便捷的途径,并进一步通过仿真手段研究了不同配置条件下各因素对炸药临界起爆条件与响应等级的影响规律。最后,针对部分研究内容和结论进行了初步的试验验证。

1.3.3 本文的主要工作

本文主要研究内容包括以下几个部分:

第一章 绪论。主要介绍了课题的研究背景,并分别阐述了不敏感弹药、钝感炸药、射流冲击起爆小尺寸试验以及炸药冲击起爆数值模拟四个方面的国内外研究现状,最后强调了本研究的意义与应用前景,梳理了本文的研究思路、研究方法及主要内容。

第二章 射流冲击起爆战斗部理论基础与模型简化。阐述了非均质炸药热点起爆理论与热点形成机制,建立了射流冲击起爆战斗部的三种简化模型。提出了射流刺激选择的依据和调节射流刺激大小的方法,描述了反应等级与响应特征之间的对应关系,为开展战斗部射流冲击起爆与减敏规律相关研究提供了参考依据。

第三章 战斗部简化模型射流冲击起爆规律研究。首先,将射流简化为带有轴向速度梯度的等直径细长圆杆,进行了简化射流对隔板覆盖炸药模型、夹层炸药模型以及侧向约束炸药模型进行冲击起爆规律的研究,为下一章战斗部减敏规律研究作铺垫,并针对不同简化模型提出了相应的起爆判据,将仿真结果与经验公式计算结果作了比较。

第四章 战斗部简化模型射流冲击减敏规律研究。利用 AUTODYN 数值模拟软件,基于 Lee-Tarver 点火增长模型及标定 ANPyO 炸药参数,进行了 56mm 口径聚能装药射流侵彻隔板覆盖带间隙炸药的基础研究,给出了 ANPyO 炸药的“工作区”,进而分析了壳体因素、间隙、缓冲层对带壳装药感度行为的影响,为实现战斗部减敏提供指导依据。

第五章 试验研究。通过试验测试了 56mm 聚能装药射流的特征参数,测定了 ANPyO 炸药临界隔板厚度,对比了 ANPyO 炸药和 8701 炸药的感度,并对药柱长度变化、间隙存在的影响进行了初步验证,为仿真计算提供了试验数据支撑。

第六章 结束语。归纳了全文主要研究工作及研究得到的结果与结论,并提出了本文研究的不足及对后续研究的建议。

2 战斗部射流冲击起爆理论基础与模型简化

2.1 引言

射流冲击起爆战斗部的过程非常复杂,包括射流高速侵彻壳体的物理过程和炸药分解反应的化学过程。目前普遍的研究观点认为,对于非均质炸药总是以“热点”的形式开始反应,然后进一步成长并最终导致炸药的爆轰。因此,分析射流引爆战斗部的机理就必须先深入理解炸药自身的起爆机理。为了研究问题的方便,需要建立射流冲击起爆战斗部合理的简化模型,同时需要确定相对统一的不敏感弹药的危险性评估标准。下一阶段提出的射流冲击起爆战斗部机理、起爆判据以及研究不同配置战斗部简化模型的射流减敏规律都是基于这一理论和评估体系之上进行的。

2.2 非均质炸药起爆机理与射流侵彻理论

2.2.1 热点理论

炸药作为弹药主要填充的含能材料,充分理解炸药的点火过程和起爆机理对于发展安全弹药以及减少意外爆炸事故导致人员伤亡和物质损失至关重要。讨论不同炸药的冲击起爆行为时,通常将炸药分为均质炸药和非均质炸药。均质炸药一般为液态或者单晶体炸药,其内部只有极少数的物理缺陷,如气泡或孔隙。除了均质炸药之外的所有类型炸药都是非均质的,非均质意味着炸药内部含有各种各样的缺陷,包括孔隙、气泡、裂纹、杂质等。均质和非均质炸药所体现出的冲击起爆性能截然不同,均质炸药在外界机械作用下被整体加热,内部温度升高并产生持续的化学反应,热爆产生的波与前导波阵面汇合,并最终导致炸药的爆轰^[48]。由于实际使用的炸药不论是压装还是铸装的,大多数属于非均质炸药,因此,本文只关注非均质炸药的射流冲击起爆行为。

对于一般的固态炸药而言都是非均质的含能材料,在熔铸、热压等过程中,为了赋予炸药一定的机械性能,通常将炸药原料与其他惰性材料(如粘结剂等)混合,从而获得良好的机械强度并能够很容易地加工成预定的形状,这也导致了炸药内部杂质、气泡和间隙的产生。实际上,在外界冲击作用下,处于能量亚稳定状态的炸药首先在该区域发生反应,只要有足够大的初始能量,炸药就能点火发生燃烧而释放能量并最终发生爆轰反应,通常称这一过程为冲击起爆。非均质炸药的物理结构中,除了炸药晶体和颗粒外,还包含有气孔(空隙和气腔)、裂纹和粘结剂,压装也使得部分炸药颗粒内部产生了裂纹,并且各个成分之间存在着明显的界线,如图 2.1 所示分别为非均质 PBX 炸药与 B 炸药不同量级的微观图解^[44]。

图 2.1 显示了不规则形状的炸药颗粒,颗粒的大小粗细不一,颗粒之间含有间隙、

杂质等，颗粒的内部也并非完美，可能含有裂纹等瑕疵。粘结剂用于聚拢各炸药颗粒，减小彼此间的相互摩擦来降低炸药的机械感度，同时提高了炸药的可塑性。

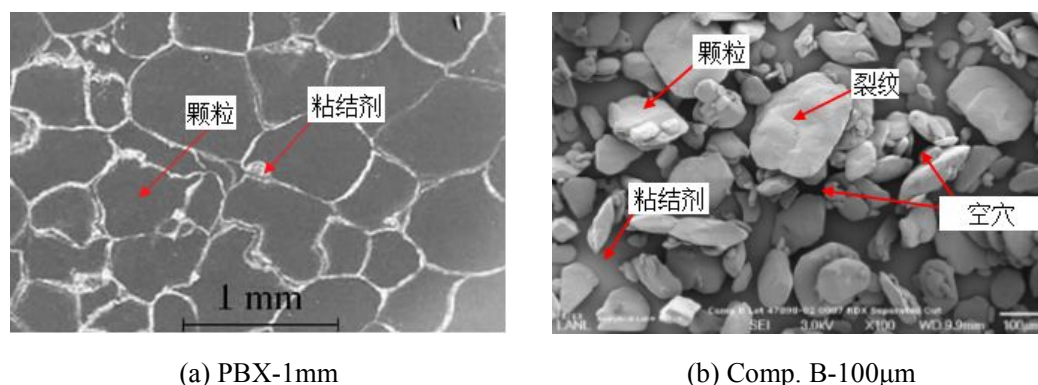


图 2.1 两种非均质炸药的微观结构

热点理论是目前被普遍接受的非均质炸药起爆理论，由于冲击波与炸药内部缺陷之间的相互作用形成了“热点”，冲击波在不均匀的区域往复反射和绝热压缩，使得该区域温度明显升高，并导致炸药内部发生化学反应形成热点，高温“热点”以高速燃烧形式传播，形成燃烧波并不断加强前导冲击波，使其强度不断加强，最终发展成为爆轰。国外学者 F. P. Bowden, C. L. Mader, J. E. Field 和 R. B. Frey 等^[49-52]讨论了非均质炸药的起爆行为，详细地阐述了起爆的过程与热点形成理论，认为所有的“热点”都是热量的来源。所谓的“热点”就是温度提高的小范围区域，该区域由冲击波与炸药内部非均质结构相互作用所产生，并通过这些“热点”产生足够高的温度导致炸药的反应。在冲击压缩作用下，炸药的总体温度很低不足以产生热爆反应，但“热点”处如有足够的热能产生并且得以维持，那么炸药在局部区域就能够发生化学分解，当产生了足够的热能，“热点”就会逐渐向外围扩散到炸药温度较低的大部分区域，导致反应增长。

基于大量的试验结果，非均质炸药冲击起爆的过程通常可以分为两个独立的阶段：点火阶段，冲击压缩导致“热点”的产生，炸药在局部加热区域发生热分解；增长阶段，随着“热点”的增长和联结，剩余的未反应炸药被耗尽，并建立起稳定的化学反应。冲击波作用下，非均质炸药热点生成与反应增长的过程，如图 2.2 所示。

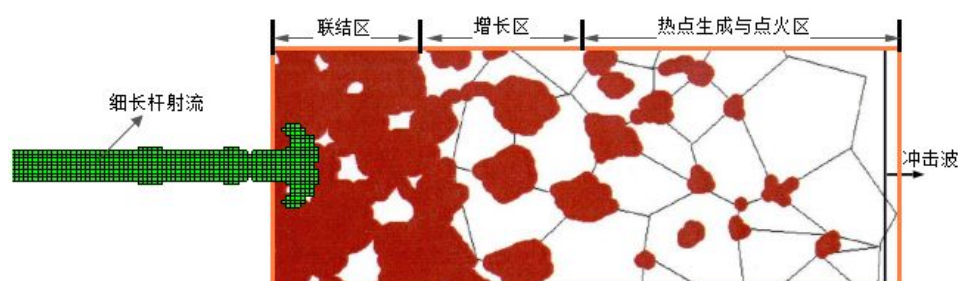


图 2.2 非均质炸药点火与增长示意图

图 2.2 所示为某一时刻，冲击波波阵面前后炸药所处的不同的反应阶段，包括“热

点”生成区、“热点”联结与“热点”增长区。然而反应增长并非热点形成后的必然结果,“热点”的能量可能通过热传导快速地传递到周围未被加热的炸药中,或由于稀疏波的传入而熄灭,因此,“热点”生成与熄灭之间存在竞争关系,如果“热点”释放的热能大于向周围热传导耗散的能量,那么局部区域的温度就会升高,并将周围的炸药点燃,实现炸药反应的增长。

当一个峰值足够大且持续的冲击波输入非均质炸药时,入射冲击波与炸药非均质结构相互作用所产生的“热点”加速了炸药的分解,产生更多的热量输入到冲击波波阵面,使波阵面得到了加强。因此,加强的冲击波向前移动又会形成更高温度的热点,更多的炸药将发生分解反应,导致冲击波越来越强,释放越来越多的能量,直到增强到使炸药发生能够自行传播的爆轰反应。

2.2.2 热点形成机制

热点理论在描述非均质炸药的点火与增长反应中起到非常重要的作用,发展至今“热点”的概念已被普遍接受,但关于“热点”确切的起源还是未知的,因为“热点”的尺寸小、持续时间短、温度高,很难获得直接的试验数据来证明“热点”产生的基本机制。但已有许多学者提出了不同的形成机制,目前公认的机制有如下几种:

1) 炸药颗粒内部的空穴或炸药颗粒之间的气隙发生瞬时的绝热压缩,导致空穴或气隙处的温度骤升,形成分布各处的“热点”。F. P. Bowden^[49]最早发现了炸药内部存在气泡时炸药的冲击感度会大大提高,并提出“热点”是由于气体的绝热压缩产生的。Campbell^[53]的研究表明,孔隙率与炸药冲击感度之间有密不可分的关系,当孔隙率增加(密度减小)时,炸药的冲击感度显著升高。

2) 在强冲击波加载条件下,诸如空穴坍塌、粘结剂粘性或塑性加热等。Mader^[50]用流体动力学机制解释了冲击波与密度不连续的炸药结构之间的相互作用导致了炸药空穴坍塌,形成微射流以及冲击波之间的相互碰撞等形成了“热点”。Frey^[52]的研究表明空穴坍塌附近的拉伸作用产生的热量能够在有限的时间内提供足够的热量来形成“热点”。最近的研究工作表明空穴的容积比粘结剂或粘结剂的量更加重要,是压装粒状炸药冲击感度的主导因素。

3) 炸药在发生强度失效时发生局部的绝热剪切。剪切带或绝热剪切也认为是非均质炸药冲击起爆过程中形成“热点”的可能的诱发因素。炸药发生塑性变形时将外部机械能转化为内能,产生显著的局部升温,导致“热点”形成。J. E. Field 等人^[51]采用高速摄影和热敏感成像技术,在跌落试验中观察到了炸药由于塑性变形产生的剪切破坏以及形成的“热点”。

4) 炸药晶粒之间或是冲击表面之间的相对滑移导致的摩擦,也容易形成“热点”。炸药颗粒之间的相对滑移导致的摩擦生热也是形成“热点”可能的原因,为了研究摩擦

起爆机制, Chaudhri^[54]进行了截锥形撞针侵彻炸药的试验, 当撞针进入时粘着一层炸药, 导致粘附的炸药晶粒与侵入的炸药晶粒之间相互摩擦生热, 试验发现由于摩擦产生的热点足以使炸药点火。

5) 炸药颗粒内部裂纹处应力集中。炸药晶体内部的裂纹是形成“热点”导致炸药起爆的另一个重要因素。Chaudhri^[54]采用高速摄影技术检测了单晶体 PETN 炸药由裂纹引起的爆轰。J. E. Field^[51]发现通过添加断裂或局部剪切的聚合物会提高炸药的冲击感度。

这些机制都是在大量的试验和仿真的基础上提出的, 所有机制的核心都是局部能量的增加导致“热点”形成。上述热点理论与热点形成的机制为进一步分析射流冲击起爆战斗部简化模型装药的各种现象提供了理论基础和分析依据。

2.2.3 射流侵彻理论

射流冲击起爆战斗部的过程实际上是射流侵彻壳体后撞击引爆炸药的过程, 而在侵彻过程中涉及的各种物理和化学变化是分析战斗部起爆的关键, 因此, 要了解这些变化过程就要熟悉射流侵彻的相关理论^[55]。

带有空腔的炸药爆轰后, 产生能量向轴向汇聚的现象, 称之为聚能效应。在这一效应的作用下, 金属药型罩被迅速压垮至轴线方向, 形成具有极高头部速度的金属射流。当高速的射流作用在钢靶板上时, 强行将材料往周围排挤开, 这一过程就像高压水枪的水流冲击在软泥上的效果。高速射流撞击靶板时, 撞击点处靶板材料以很高的速度沿径向飞溅, 形成的侵彻孔远远大于射流直径, 而孔径并非与射流直径直接相关, 但与射流单位侵深所传递的能量有密切关系。同射流侵彻软靶板相比, 侵彻硬靶板时更多的能量被用于开孔, 侵彻孔径自然也较小。由于射流侵彻靶板时产生的压力要远远高于靶板的屈服极限, 靶板的材料强度和粘性对于侵彻过程的影响近似可以忽略, 整个的侵彻过程也可以当作流体动力学问题来处理。

在最佳侵深对应的炸高范围内, 认为射流是连续的, 射流的侵彻是一个定常过程。射流的初始长度为 l , 头部速度为 v_j , 密度为 ρ_j , 侵彻半无限靶的密度为 ρ_t , 侵彻的速度为 u , 且认为 v_j 已经达到恒定值。为了分析的方便建立了动坐标系, 如图 2.3。

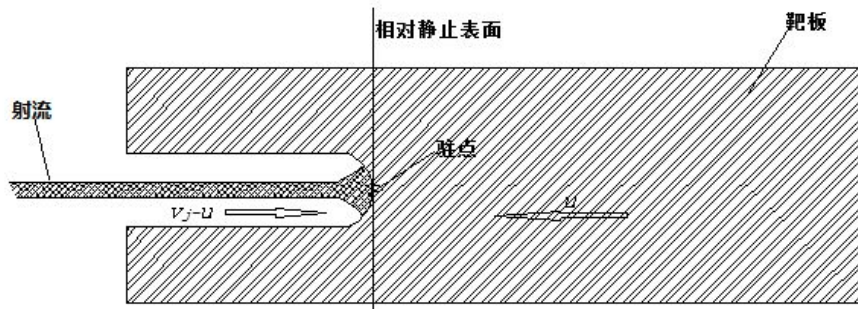


图 2.3 射流侵彻半无限靶的流体力学模型

在上述坐标系中, 侵彻孔的外形是固定的, 射流以 $v_j - u$ 的速度向右运动, 而靶板材

料以 u 的速度向左运动。如果射流侵彻产生的压力比射流和靶板的材料强度都大, 那么可以将它们当作理想不可压缩流体来处理。那么驻点处相对静止表面两侧的压力时刻相等, 因此, 根据伯努利原理可知:

$$\frac{1}{2}\rho_j(v_j - u)^2 = \frac{1}{2}\rho_t u^2 \quad (2.1)$$

即射流对靶板的侵彻速度可以表示为:

$$u = \frac{v_j}{1 + \sqrt{\frac{\rho_t}{\rho_j}}} \quad (2.2)$$

由于射流侵彻靶板过程中自身不断被侵蚀, 直至完全耗尽时侵彻过程立即停止, 假设设定常侵彻的过程是瞬间达到的, 侵彻作用时间为 t_p , 那么总的侵彻深度 L 可以表示为:

$$L = u \cdot t_p = u \cdot \frac{l}{v_j - u} = l \cdot \sqrt{\frac{\rho_j}{\rho_t}} \quad (2.3)$$

由上式可知, 理想的连续射流侵彻靶板的深度仅与射流的初始长度以及射流和靶板的密度相关, 而与射流的速度无关。由于射流头部与杵体之间存在速度差, 射流在运动过程中不断拉长直至断裂。假设射流断裂成细微的颗粒且充分地分离, 彼此之间互不干扰, 则射流侵彻产生的压力将比伯努利方程预测的大许多, 在驻点处存在如下关系:

$$\rho_j(v_j - u)^2 = \frac{1}{2}\rho_t u^2 \quad (2.4)$$

将式 (2.1) 和 (2.4) 结合为统一的表达式,

$$\lambda \rho_j(v_j - u)^2 = \rho_t u^2 \quad (2.5)$$

其中, λ 为常数, 连续射流对应的值为 1, 离散的粒子射流对应的值为 2, 对于介于这两种类型之间的射流, 取值在 1~2 之间。因此, 任意一种类型的射流对应的侵彻深度可以表示为:

$$L = l \cdot \sqrt{\frac{\lambda \rho_j}{\rho_t}} \quad (2.6)$$

该方程在射流速度大于 4km/s 情况下, 计算的穿孔深度与试验数据吻合得令人满意, 此时, 可以忽略靶板和射流的材料强度, 式 (2.6) 可用于预估来袭射流是否能够穿透弹药外围的防护靶板及弹药壳体, 若计算结果显示射流能够穿透防护靶板, 则需要进一步采用起爆判据进行判定。实际的射流侵彻行为更加复杂, 还需要进一步加以讨论。

实际上, 射流在运动过程中性能参数并非保持常数而是不断发生变化, 方程 (2.6) 必须作一定的修改。由于射流从头部到尾部速度不断减小, 因此射流不断地变长, 不断增加的长度也使得射流的其他特性发生变化, 必须加以考虑。Allison 和 Vitali 首先提出

了虚拟原点的概念，假设所有的射流微元都是从这个虚拟原点出发，以恒定不变的速度向轴线运动，射流的速度沿着长度方向成线性分布。如图 2.4，所有射流微元从虚拟原点 o' 发出，经过炸高 H 后在 A 点撞击靶板并开始侵彻，AB 线是侵彻深度随时间增加的曲线，曲线上每一点的斜率就是该点的开坑速度 u ，由于射流速度越来越小，曲线 AB 是斜率也越来越小。C 点为破甲终止点，对应的是最大破甲深度 L_{\max} 。

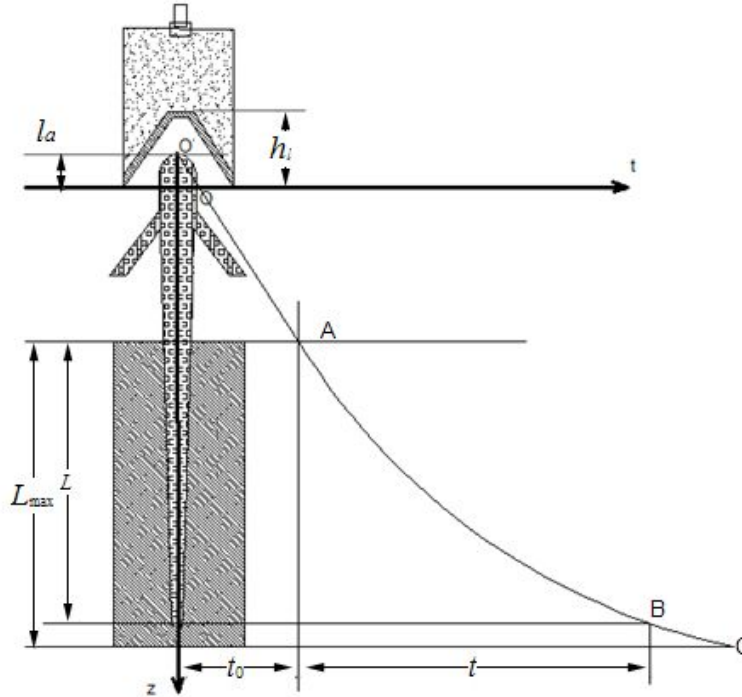


图 2.4 虚拟原点假设下破甲的 t - z 图

通过一定的推导，Allison 和 Vitali 得出了连续射流侵彻深度的计算公式：

$$L = (l_a + H) \cdot \left[\left(\frac{v_{j0}}{v_{j,R}} \right)^{\gamma_1} - 1 \right] \quad (2.7)$$

因此，可以推导出射流侵彻厚度为 δ_1 的靶板后的剩余速度计算公式：

$$v_{j,R} = v_{j0} \left(\frac{Z_0}{Z_0 + \delta_1} \right)^{\gamma_1} \quad (2.8)$$

其中， $Z_0 = l_a + H$ ， $\gamma_1 = \sqrt{\rho_t / \rho_j}$ ，根据经验 $l_a = 0.67h_i$ ， h_i 表示药型罩的高度。

又假设连续射流满足单位时间内通过单位截面积上射流处处相等，即：

$$v_{j0} \cdot r_0^2 = v_{j,R} \cdot r_j^2 \quad (2.9)$$

那么，剩余射流头部直径可以表示为：

$$d_{j,R} = 2 \cdot r_{j,R} = 2r_0 \cdot \sqrt{\frac{v_{j0}}{v_{j,R}}} \quad (2.10)$$

2.3 战斗部射流冲击起爆模型简化

2.3.1 基本假设

由于影响射流冲击起爆战斗部的因素较多，每研究一个因素都需要获得临界参数，需要大量的试验才能完成，同时对整个全模型弹进行研究成本较高，因此有必要对射流冲击起爆战斗部过程进行简化，建立简化模型。为了开展研究的可操作性以及起爆判据的推导和后续仿真的方便，作如下的假设：

(1) 假设聚能装药在最佳炸高内引爆，射流撞击战斗部之前保持良好的形态，且仅考虑射流垂直侵彻战斗部的情形；

(2) 假定射流与战斗部撞击接触点位于战斗部炸药装填部位，暂不考虑射流作用在引信或传爆序列上时的情形；

(3) 由于射流的头部速度高、直径小，故假定壳体和炸药受到射流侵彻作用影响的区域仅限于接触点附近的局部区域，超出这一局部区域的影响可以忽略。

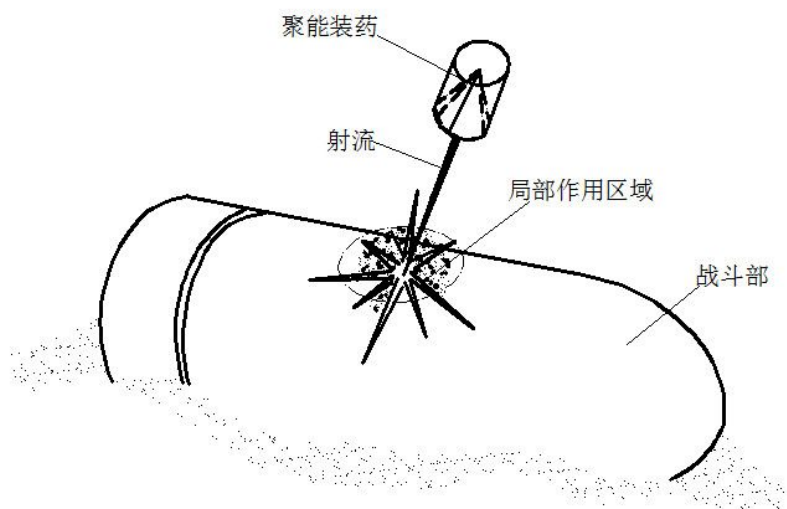


图 2.5 聚能射流攻击战斗部示意图

如图 2.5 所示，某口径聚能装药在一定炸高处引爆以后，形成的高速射流作用在战斗部装填炸药部位，并在较小的局部区域内对战斗部产生瞬时侵彻和起爆作用。

2.3.2 聚能装药选择与射流简化

聚能射流是一种传统的用于对付装甲目标的高效毁伤元，可对目前绝大多数的常规战斗部进行冲击引爆。当前，在研究射流冲击引爆战斗部的过程中各国学者所采用的聚能装药的口径并不统一，学者 Chick^[56]在进行相关研究时所采用的聚能装药口径为 38mm；Held^[27]常用的聚能装药口径为 44mm。此外，学者 Zernow^[57]等人还使用过口径为 42mm 和 105mm 口径的聚能装药进行试验研究，而本研究所采用的聚能装药的口径为 56mm，性能参数与 Held 的 44mm 口径的聚能装药相近，相关参数对比情况见表 2.1。

表 2.1 常用聚能装药的结构与性能参数对比

各国学者	主装炸药		药型罩				头部速度 (mm·μs ⁻¹)	穿透能力 (mm)	$v^2 \cdot d$ (mm ³ ·μs ⁻²)
	口径 (mm)	长度 (mm)	主装 炸药	材料 类型	锥角 (°)	厚度 (mm)			
Chik	38	55	Comp. B	紫铜	42	—	7.1	177	—
Held	44	85	—	紫铜	60	1	7.8	240	280
Zernow	42/102	—	—	紫铜	—	—	—	—	—
Author	56	75	8701	紫铜	60	1	6.9	200	190

从表 2.1 可以看出，不同的学者所采用的聚能装药口径不尽相同，形成的射流特征参数也各有差异，为了便于各国学者之间研究成果的交流，需要对弹药危险性评估试验所采用的聚能装药设立统一的参考标准。根据北约组织标准化协议(STANAG 4526)^[58]，给出了关于威胁弹药安全的 50mm 口径聚能装药射流的典型性质，如表 2.2 所示，选用聚能装药时可以此为参考。

表 2.2 φ50mm 聚能装药射流的典型性质

性质	数值
头部速度	7.5~9.5 mm/μs
头部直径	5.1mm~5.9mm
呈微粒状后的平均直径	2.4~2.9mm
断裂时间（从爆轰开始计算）	63.8~84.4μs
炸高	70~100mm
穿透能力	127~229mm

对于不同口径的两个聚能装药，当射流到达测试弹药的表面时，可以产生两个完全不同的 v^2d 值，因此，在进行射流冲击起爆试验时，如果不采用上述标准的 50mm 口径聚能装药，也可以根据实际需要确定不同的口径，但必须提供所使用射流完整的性能参数以供参考和对比。

根据国外研究的经验，当射流刺激对应的 v^2d 达到甚至超过 141mm³/μs² 时，绝大多数炸药（包括钝感 PBX 炸药）都会发生爆轰，只有极少部分异常钝感的物质才能幸免。因此，当选定某种口径聚能装药以后，可以通过在弹药和聚能装药之间设置调节板来调整射流到达弹药时的头部速度与直径，从而使弹药在射流作用下发生不同等级的响应并进行相应的危险性评估。

本文研究时采用的是 56mm 口径聚能装药，详细性能参数见表 2.1，形成的射流轴向速度变化曲线与简化模型，如图 2.6 所示。由于聚能装药射流沿轴向的直径不断变化，在研究战斗部射流冲击起爆规律时不利于仿真分析和理论计算，从而影响理论与仿真结果的对比，因此，战斗部射流冲击起爆模型的简化首先从射流开始，在 AUTODYN 中

通过去除局部材料将射流简化为与真实射流有相同速度梯度的等直径细长圆杆射流。

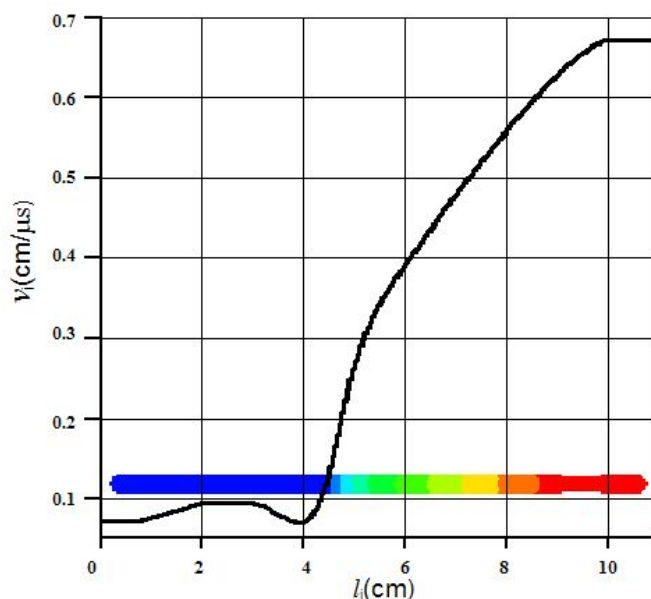


图 2.6 简化射流的轴向速度分布曲线

2.3.3 战斗部射流冲击起爆简化模型建立

针对不同口径和长径比的战斗部，当遭受射流攻击时战斗部的冲击起爆过程也存在一定的差异，因此，可以将战斗部射流冲击起爆过程大致简化为三种模型。

对于薄壁大口径且轴向尺寸较大的战斗部而言，装药直径 d_e （对应于简化模型的被发炸药长度 L_e ）大于炸药的延迟引爆距离 Δs ，即 $d_e \gg \Delta s$ ，认为射流侵彻产生的冲击波还未到达背部时炸药已经被引爆，因而壁面反射冲击波并未对炸药的起爆过程产生直接影响，可简化为细长圆杆射流冲击起爆隔板覆盖无约束炸药模型的过程，如图 2.7 所示。

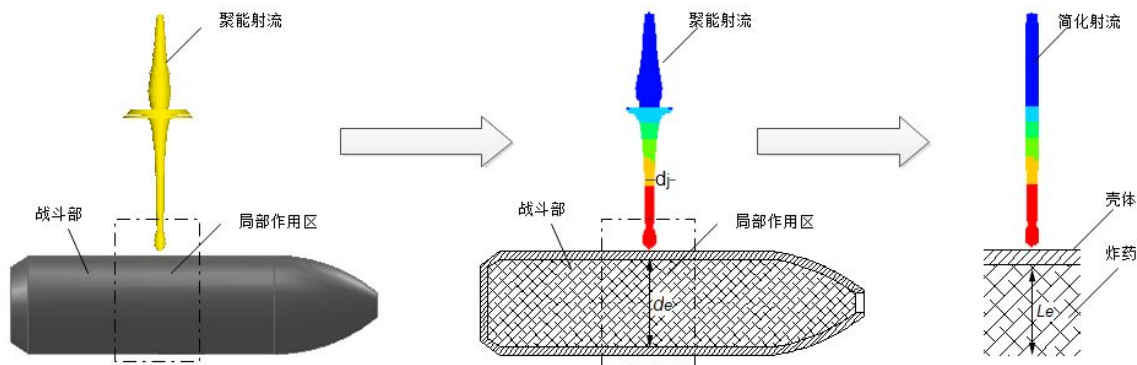


图 2.7 聚能射流正侵彻大口径薄壁战斗部简化模型

对于小口径或大壁厚的战斗部，装药直径 d_e （对应于简化模型的被发炸药长度 L_e ）与炸药的延迟引爆距离 Δs 相当，即 $d_e \approx \Delta s$ ，此时，射流已经到达接触点相对的壳体壁面附近，在射流引爆炸药之前，壁面反射波与射流头部波叠加对炸药起爆产生很大的影响。因此，可简化为细长圆杆射流冲击起爆隔板夹层炸药模型的过程，如图 2.8 所示。

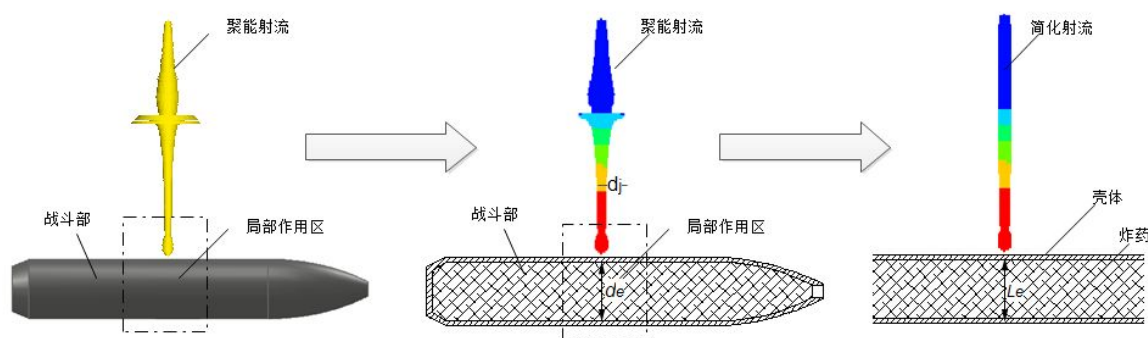


图 2.8 聚能射流正侵彻小口径/厚壁战斗部简化模型

如果射流攻击的对象是一个长径比近似为 1 的小口径战斗部，那么不论是从侧面还是从底部攻击，其壳体约束作用和冲击波壁面反射作用的影响都是不能被忽视的，此时，可简化为细长圆杆射流冲击起爆侧向约束炸药模型的过程，如图 2.9 所示。

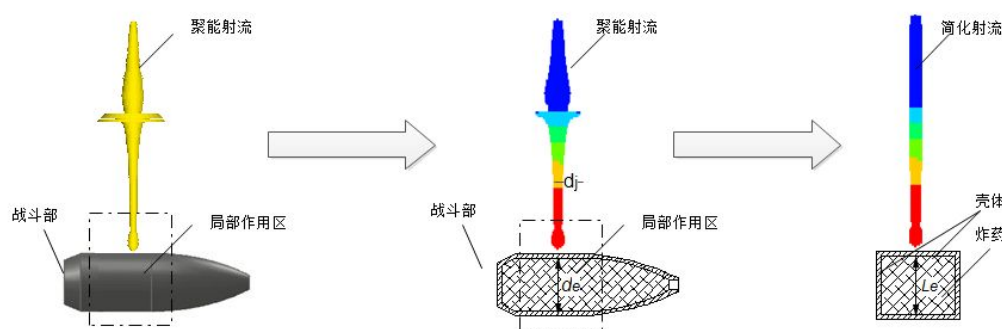


图 2.9 聚能射流正侵彻小长径比战斗部的简化模型

针对不同的攻击位置或战斗部长径比的情况，对战斗部的射流局部作用区域进行了不同形式的简化，主要包括三种类型：隔板覆盖无约束炸药模型、隔板夹层炸药模型以及侧向约束炸药模型，简化模型为后续仿真计算与机理研究提供了方便。

目前，针对各种刺激源作用下弹药不敏感特性研究多是基于一定假设条件下的简化模型进行的，国外学者 Chick 的研究主要基于第二种简化模型，而 Held 的研究则基于第一种简化模型，Arnold 的研究主要基于第三种简化模型。

2.3.4 战斗部射流冲击起爆危险性评估

为了更直观地比较欧美国家在不敏感弹药研究方面的评估标准，引入了如图 2.10 所示的“标记图”，给出了不同国家对几种常见刺激作用下不敏感弹药可接受的响应等级水平。图中横向表示含义分别为：FCO-快速加热；SCO-慢速加热；BI-子弹撞击；SR-殉爆；LFI-轻破片撞击；HFI-重破片撞击；SCJI-聚能射流撞击。纵向含义为北约组织（NATO）规定的国际通用的五类响应等级 I~V，且从 V 类到 I 类反应的剧烈程度逐级增强。从图中可知，对于射流冲击而言，所能接受的弹药响应等级因各国水平不同而变化，大多数国家以射流刺激作用下战斗部仅发生 III 级响应作为可接受的响应等级。

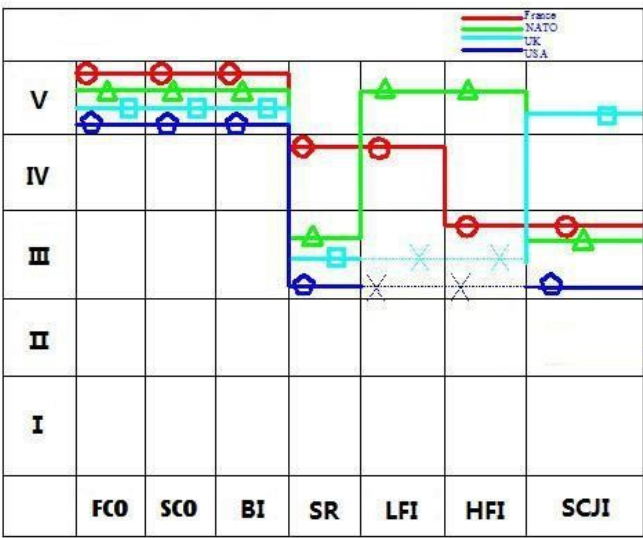


图 2.10 不敏感弹药标记图

根据 STANAG4439^[59]的规定，战斗部在一定的外界刺激作用下将发生不同等级的反应，各个反应等级对应的响应特征以及相应的试验现象，见表 2.3。

表 2.3 北约组织关于刺激响应的分类

反应等级	响应特征	主要依据	次要依据
I	完全爆轰	通过引爆校准试验弹或者计算获得完全爆轰时冲击波量级与持续时间；壳体快速塑性变形，产生大量高剪切率破片。	见证板的穿孔、碎裂以及塑性变形；与弹体填充炸药量相应的地面开坑体积；所有炸药均发生爆轰反应。
II	局部爆轰	检测或计算的冲击波量级与持续时间小于校准试验值；仅有部分壳体发生快速塑性变形和产生高剪切率破片。	散落的燃烧或未燃烧炸药；较小的见证板穿孔、碎裂和塑性变形；较小的地面开坑体积；部分炸药发生爆轰。
III	爆炸	炸药部分或全部快速燃烧；壳体断裂但没有发生高剪切率变形，生成比校准试验大而少的破片。	明显散落的燃烧或未燃烧的炸药；见证板损坏；超压的峰值显著减小但持续时间变长。
IV	爆燃	炸药部分或全部燃烧；壳体破裂产生大块的破片；甚至还有部件；15m 范围外至少有一个 20J 以上的破片。	炸药仅发生点火和燃烧，反应时间增长；15m 外散落有已燃或未燃的炸药。
V	燃烧	炸药部分或全部低压燃烧；壳体开裂，缓慢释放燃烧气体，在 15m 范围外不存在危险破片。	燃烧区域内（<15m）残留有大块炸药，测试区域内检测到不连续的微小压力值。

为了分析战斗部试样在外界刺激作用下的响应等级,在进行仿真和试验研究时,必须关注仿真或者试验过程中的细节数据,比如冲击波超压、见证板、高速摄影图像、壳体破碎以及残余炸药等情况,并通过这些细节数据来建立起和响应等级之间的联系。

关于不敏感弹药在各种外界刺激作用下通过测试的反应等级,国内外都还没有统一的标准,各国可以根据自身的研究状况确立相应的合格等级。因此,我国可以借鉴上述欧美国家建立的标准,并结合当前的国情和现状确立符合自身发展的标准。

2.4 本章小结

本章从炸药组成与微观结构的角度介绍了非均质炸药起爆的热点理论,详细地分析了“热点”形成的几种机制,为后续分析战斗部射流冲击起爆与减敏研究中出现的不同现象和规律提供依据。在连续射流定常和非定常侵彻理论基础上,推导了射流侵彻一定厚度隔板后的剩余速度和直径公式,为下一章推导射流冲击起爆战斗部简化模型装药判据奠定了理论基础。通过对比研究以及借鉴国外的经验,对研究采用的聚能装药选择依据作了必要的说明,明确了聚能装药射流选择标准,将 56mm 口径聚能射流简化为带有速度梯度的细长圆杆射流,在一定假设基础上,针对不同的情形建立了聚能射流引爆战斗部的三种简化模型。最后,介绍了北约组织、美国等对不同刺激元作用下不敏感弹药的响应等级要求,并引用了北约组织评价不敏感弹药反应等级分类和等级评定方法。本章内容为后续射流引爆战斗部简化模型装药的现象分析、起爆机理研究和判据建立、战斗部感度行为分析与减敏规律研究等作好了铺垫。

3 战斗部简化模型射流冲击起爆规律研究

3.1 引言

研究表明,不同的简化模型对应的炸药防护与约束程度是不同的,因而,在射流冲击作用下的起爆规律也不尽相同。与最常见的隔板覆盖无约束炸药相比,夹层炸药底端引爆的几率增加;带侧向约束的炸药更容易被射流引爆,且与侧向约束的强度紧密相关。本章主要研究等直径且速度近似线性变化的理想射流引爆不同的简化模型炸药的规律,并进行射流冲击起爆三类简化模型炸药临界判据的工程计算与分析。

3.2 战斗部简化模型的射流引爆规律研究

3.2.1 射流引爆隔板覆盖无约束炸药研究

本节运用 AUTODYN 数值模拟软件,建立了射流引爆裸炸药以及不同厚度的隔板覆盖的无约束炸药 1/2 轴对称的 2D 模型,旨在弄清射流对裸炸药以及薄隔板和厚隔板覆盖 B 炸药的起爆机理和规律。

(1) 仿真模型

射流引爆隔板覆盖的无约束 B 炸药的仿真模型如图 3.1,其中细长圆杆射流是 56mm 口径基准弹引爆 $24\mu\text{s}$ (聚能装药引爆到射流运动 80mm 炸高距离的时间) 后形成的射流通过一定简化处理得到的。目的在于将射流的形状简化为等直径的细长杆,同时又具备沿长度方向梯度变化的速度,从而减小简化射流与真实射流之间的差异。

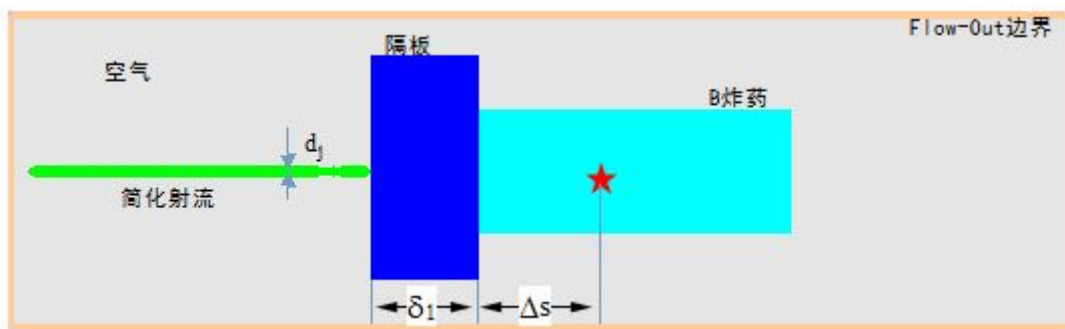


图 3.1 简化射流侵彻隔板覆盖无约束炸药仿真模型

其中,细长杆的直径 d_j 为 4mm,头部速度约为 6700m/s,尾部速度为 690m/s;隔板的半径为 40mm,厚度 δ_1 可取 0mm~50mm 之间任意值,材料为 45#钢;被发炸药为 B 炸药^[60],密度 1.63g/cm^3 ,通常取长度 100mm,直径为 40mm。

(2) 仿真结果

简化射流冲击起爆不同厚度隔板覆盖无约束炸药时冲击波的传播结果,见表 3.1~

表 3.6。其中， p_0 为射流开坑驻底压力， p_e 为炸药内部最大压力，当炸药完全爆轰时， p_e 接近于 B 炸药的 C-J 爆轰压力，约为 26.5Gpa。下列表格中 “/” 左边记作 p_0 的值，右边记作 p_e 的值。

表 3.1 隔板厚度 $\delta_1=0\text{mm}$ 的冲击波传播

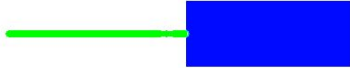
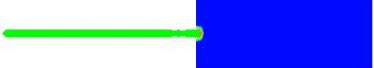
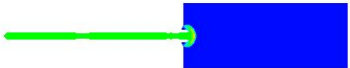
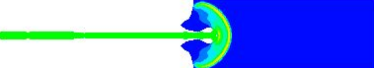
时间 $t/\mu\text{s}$	24.2	24.5
冲击波传播		
压力/Gpa	56.6/-	29.8/-
时间 $t/\mu\text{s}$	25	27
冲击波传播		
压力/Gpa	21.0/25.3	19.1/26.8

表 3.2 隔板厚度 $\delta_1=20\text{mm}$ 的冲击波传播

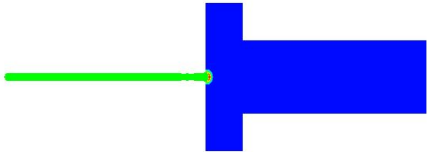
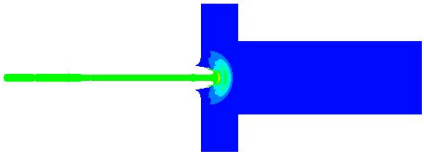
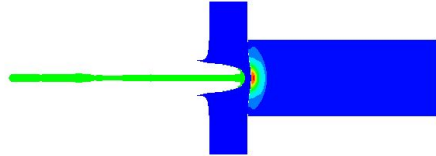
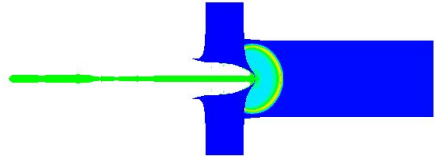
时间 $t/\mu\text{s}$	24.5	27
冲击波传播		
压力/Gpa	93.2/0	46.4/0.027
时间 $t/\mu\text{s}$	30	32.5
冲击波传播		
压力/Gpa	39.8/10.1	14.4/27.3

表 3.3 隔板厚度 $\delta_1=32\text{mm}$ 的冲击波传播

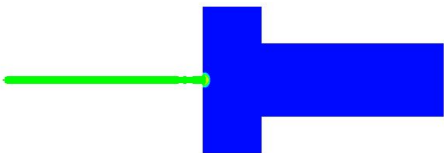
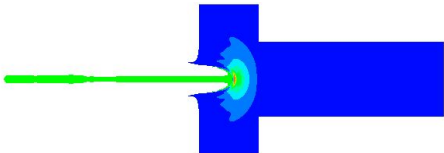
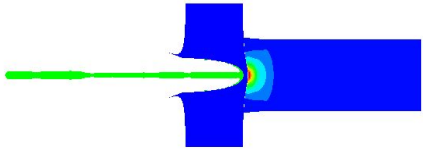
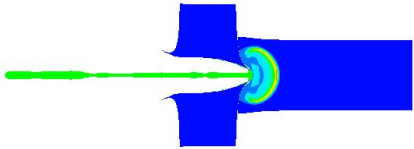
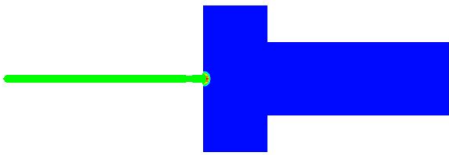
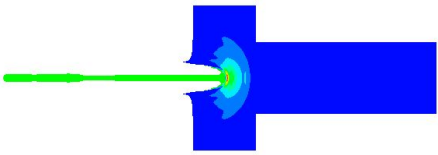
时间 $t/\mu\text{s}$	24.5	30
冲击波传播		
压力/Gpa	93.4/0	38.5/0.28
时间 $t/\mu\text{s}$	35.5	38.5
冲击波传播		
压力/Gpa	37.5/7.1	7.6/26.5

表 3.4 隔板厚度 $\delta_1=35\text{mm}$ 的冲击波传播

时间 $t/\mu\text{s}$	24.5	30
冲击波传播		
压力/Gpa	93.2/0	37.0/0.074

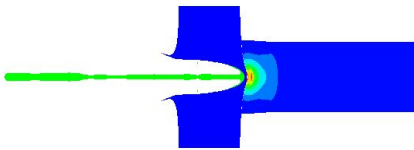
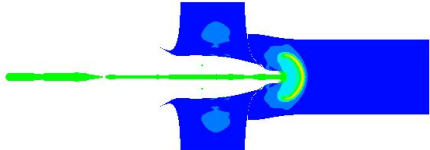
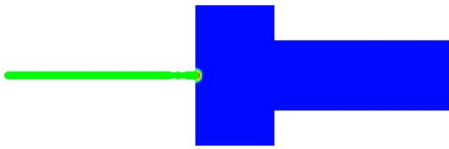
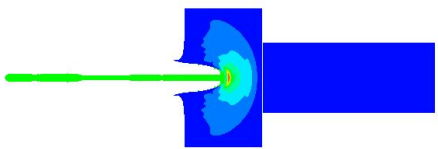
时间 $t/\mu\text{s}$	37.5	44
冲击波传播		
压力/Gpa	36.7/5.8	6.7/26.3

表 3.5 隔板厚度 $\delta_1=45\text{mm}$ 的冲击波传播

时间 $t/\mu\text{s}$	24.5	32
冲击波传播		
压力/Gpa	93.3/0	28.5/0.078

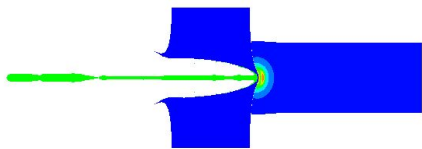
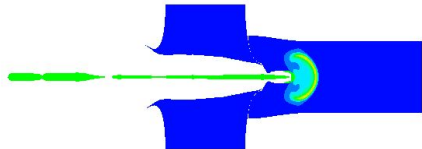
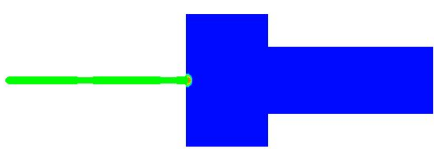
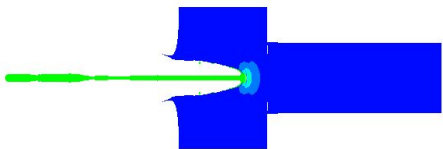
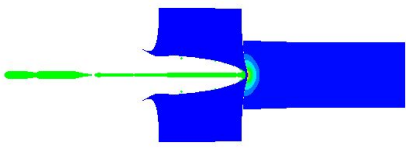
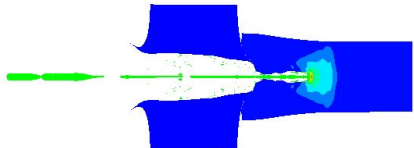
时间 $t/\mu\text{s}$	43	51.5
冲击波传播		
压力/Gpa	8.8/4.0	5.8/26.4

表 3.6 隔板厚度 $\delta_1=50\text{mm}$ 的冲击波传播

时间 $t/\mu\text{s}$	24.5	38
冲击波传播		
压力/Gpa	95/0	37.1/0.83

时间 $t/\mu\text{s}$	44.5	60
冲击波传播		
压力/Gpa	10.3/3.4	4.18/1.5

从上述统计表格可知，简化射流撞击裸炸药或隔板覆盖炸药大约在 $24\mu\text{s}$ 时刻，随

着射流侵彻过程的进行,不同厚度隔板覆盖炸药的冲击起爆过程和机理不尽相同。首先,射流冲击起爆裸炸药和隔板覆盖炸药的过程不同;其次,随着隔板厚度的增加,射流冲击起爆炸药的机理和模式也发生相应的变化,各个起爆模式之间可以相互过渡。

(3) 结果分析

如表 3.1 所示,为典型的裸炸药的冲击起爆过程,当射流以 6700m/s 的头部速度撞击炸药时,瞬间产生约 30Gpa 的输入压力,远远高于 B 炸药的临界冲击起爆压力,因此,炸药在与射流接触的表面发生瞬时爆轰,并在极短的时间内达到稳定爆轰状态, C-J 爆轰压力维持在 26.5Gpa 左右,这是典型的撞击起爆模式。

当隔板厚度 $0\text{mm} < \delta_1 < 32\text{mm}$ 时,射流最先侵彻隔板,高速碰撞产生先驱冲击波,冲击波在经过隔板的衰减后压力峰值有所降低,随后先于射流头部进入 B 炸药。当射流达到隔板与炸药交界面时,界面压力不低于 10.1Gpa,此时, B 炸药可以被先驱冲击波起爆,对应的是先驱冲击波起爆模式。

当隔板厚度 $32\text{mm} \leq \delta_1 < 50\text{mm}$ 时,随着射流侵彻隔板,头部速度不断被削弱,产生的先驱冲击波强度也逐渐减弱,先驱冲击波仍先于射流头部进入炸药,但冲击波的强度不足以使炸药起爆。射流穿过隔板后侵入炸药,炸药在射流的侵彻作用下形成“热点”,“热点”反应产生的能量一部分发生耗散,另一部分则输入到射流头部波使得头部冲击波增强,而使炸药内部产生更多新的“热点”,释放更多的能量。随着射流侵入炸药的深度增加,冲击波强度与炸药内部的压力不断增强,直至炸药内部反应增长为稳定爆轰,这是典型的侵彻起爆模式。

当隔板厚度 $\delta_1 \geq 50\text{mm}$ 时,射流头部侵彻隔板过程中,输入炸药中的先驱冲击波强度最大不超过 3.4Gpa,不足以引爆炸药。同时,隔板厚度的增加使射流的头部速度进一步被减弱,侵彻炸药时产生的冲击波强度不足以使“热点”释放的能量得以维持,即耗散能量大于释放能量,“热点”最终逐渐地熄灭,导致射流对炸药穿而不爆的现象。

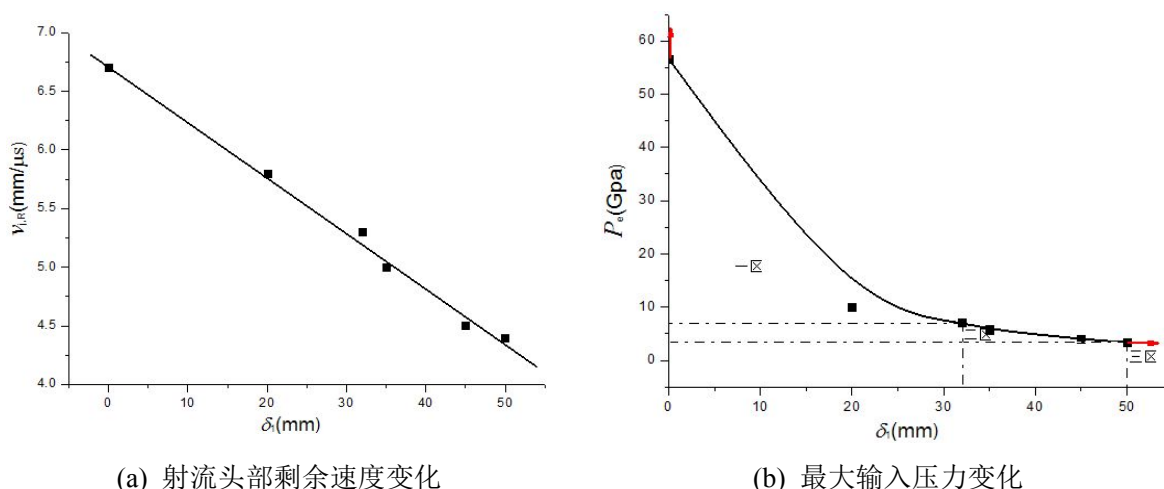


图 3.2 炸药初始输入参数随隔板厚度的变化规律

根据表 3.2~3.6 可知,当射流未穿透隔板进入炸药前,射流剩余头部速度以及射流

侵彻冲击波输入炸药内部的最大压力随着隔板厚度而变化,见图 3.2。图 3.2(a)表明随着隔板厚度的增加,射流剩余头部速度逐渐减小且近似成直线变化,射流侵彻隔板产生的先驱冲击波输入炸药的最大压力值也逐渐降低。依据图 3.2(b),对于隔板厚度大于 0 的情况,可将最大输入压力影响区域分为三部分,一区的压力值均高于 B 炸药的临界起爆压力值,为先驱冲击波起爆区;二区的先驱冲击波压力小于 B 炸药的临界起爆压力值,由射流侵彻一定深度后引爆炸药,为侵彻起爆区;三区的先驱冲击波压力小于 B 炸药临界起爆压力,而射流侵彻炸药产生的“热点”也不足以维持和增强射流头部冲击波的强度,故射流未能引爆炸药并穿过未爆轰的炸药,为穿而不爆区。

综合上述分析可知,射流引爆裸炸药为撞击起爆模式,起爆的关键因素为射流的头部速度和直径,而射流冲击隔板覆盖的无约束炸药则大致可以分为以下三种模式:①先驱冲击波起爆模式,起爆的关键因素为输入炸药的先驱冲击波强度;②侵彻起爆模式,起爆的关键因素是射流侵彻使炸药产生的“热点”释放能量需大于耗散能量;③穿而不爆模式,值得注意的是该情形下炸药的底部为自由端面。通过改变射流、隔板以及炸药等的条件参数,可以达到上述几种模式之间的相互过渡和转换。

3.2.2 射流引爆夹层炸药研究

本节运用 AUTODYN 数值模拟软件,建立了射流引爆无侧向约束夹层炸药的 1/2 轴对称 2D 模型,旨在弄清底板对射流对夹层 B 炸药的起爆机理和规律的影响。

(1) 仿真模型

射流冲击夹层 B 炸药的仿真模型如图 3.3,其中细长圆杆射流与上节相同,炸药左端面与一定厚度 δ_1 的隔板接触,炸药右端面与一定厚度 δ_2 的底板接触,隔板和底板的材料均为 45#钢;B 炸药与 3.2.1 节同,取长度 L_e 为 30~100mm,直径为 40mm。在炸药右端与底板接触的表面附近设置多个高斯点,观察交界面附近的压力变化情况,研究底板对射流冲击起爆炸药的影响,并通过冲击波和 ALPHA 云图来判定炸药的起爆情况。

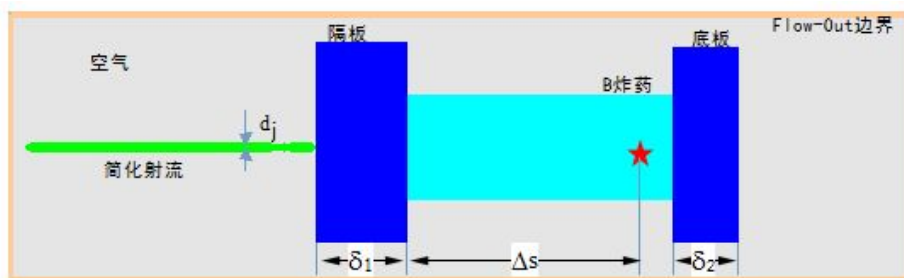


图 3.3 简化射流侵彻夹层炸药的仿真模型

(2) 仿真结果

由上一小节可知,当射流侵彻隔板覆盖无约束炸药时,若隔板厚度大于 50mm,射流对炸药穿而不爆。因此,本小节不妨将隔板的厚度 δ_1 设置为 60mm,此时,射流侵彻炸药穿而不爆的现象与表 3.6 所示相似,底板的厚度 δ_2 为 20mm。当在覆盖无约束炸药

的底端加上一定厚度的底板后，炸药的起爆现象生了相应的变化，当满足一定条件时，炸药在与底板接触的表面开始爆轰，此时，底板的作用不可以忽略。取不同长度炸药时射流冲击起爆炸药情况，如表 3.7~表 3.9 所示。

表 3.7 显示，射流撞击隔板后产生冲击波，随后冲击波传入与之接触的炸药，由于隔板厚度大，先驱冲击波强度不足以使炸药发生爆轰。射流通过隔板的削弱后侵入炸药，射流头部剩余速度降低使得侵彻产生的冲击波也不足以使炸药产生更多的“热点”来增强自身的强度，因此，前期的侵彻仍不足以使炸药发生爆轰。随着射流不断地深入，一方面，射流的持续侵彻使得射流头部附近产生冲击波不断减弱；另一方面，已产生的冲击波向前运动到达底板后发生反射和透射，反射的冲击波与射流头部后续的冲击波叠加后使得炸药底端附近的压力迅速上升，最大压力达到 11.7Gpa，随着炸药长度的增加，压力值逐渐减小。由上表知，55μs 时刻，炸药的底端出现高压区，局部炸药被点火并逐步增长；58μs 时刻，炸药底端部分炸药已迅速成长为完全爆轰，并在炸药内部形成爆轰波阵面往四周运动。

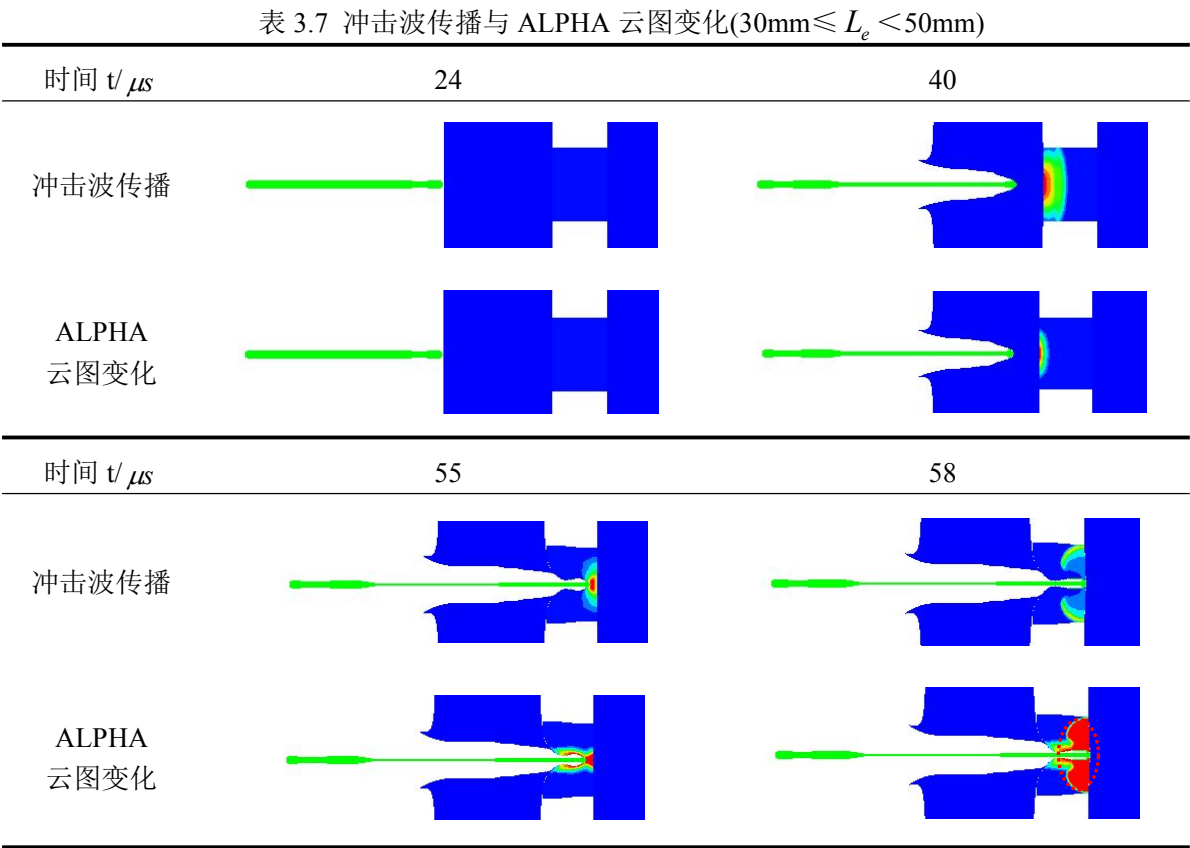


表 3.8 显示当炸药长度 $L_e = 50mm$ 时，射流侵彻至炸药底端时，射流头部波与底板反射的冲击波叠加后最大压力为 7.1Gpa，仍不能达到炸药完全爆轰的临界压力值。由上表知，68μs 时刻，炸药底端局部发生了点火现象，但最终并未快速成长为爆轰，炸药内部也未形成稳定的爆轰波阵面。随着炸药长度的增加，射流侵彻能力降低，头部波压力减弱，冲击波反射叠加后能够达到的最大压力值也逐渐减小。

表 3.8 冲击波传播与 ALPHA 云图变化($L_e=50\text{mm}$)

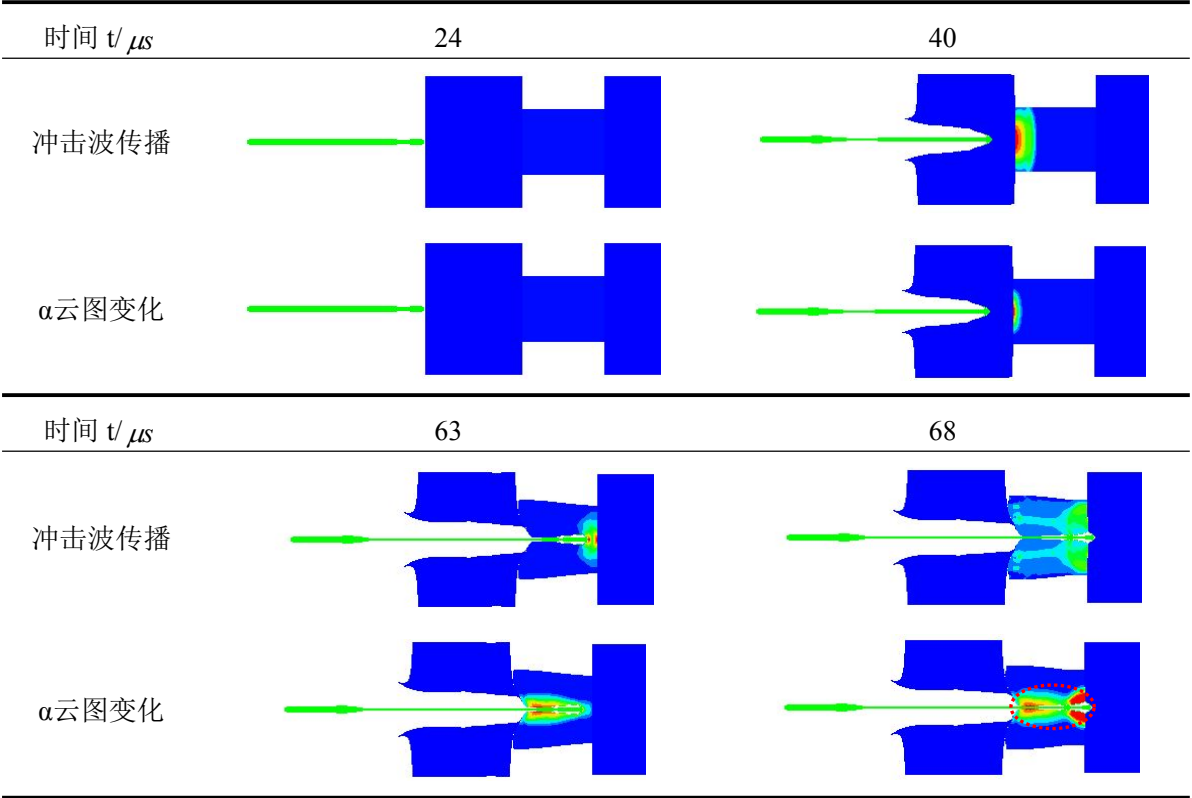
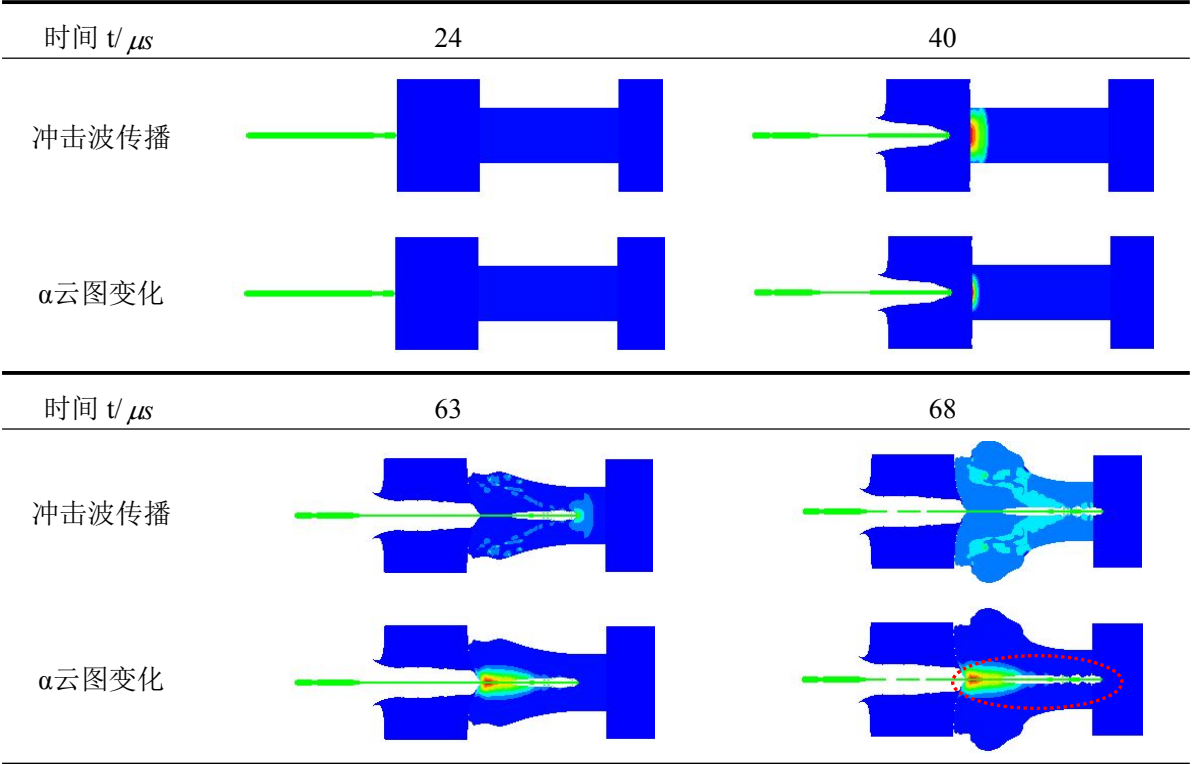


表 3.9 显示，当炸药的长度进一步增加时，剩余射流侵彻炸药产生的压力进一步地降低，当炸药长度为 100mm 时，炸药底端最大压力值为 3.97Gpa，远低于炸药的临界起爆压力值，因此，射流对夹层炸药结构实现穿而不爆。

表 3.9 冲击波传播与 ALPHA 云图变化($50\text{mm} < L_e \leq 100\text{mm}$)



(3) 结果分析

显然,夹层炸药和隔板覆盖炸药的射流冲击起爆结果是不同的,这种差异除了受到底板的影响外还与炸药的长度有密不可分的关系。研究发现,炸药不加底板时,射流穿透隔板进入炸药前期输入炸药内部的压力峰值最大,若炸药不被引爆,则射流头部输入炸药的压力峰值随着侵彻的进行逐渐减小;当炸药加上底板时,射流侵彻至炸药底端附近区域时压力会明显升高,并最终导致炸药被射流引爆。当取 $\delta_1 = 60\text{mm}$, $\delta_2 = 20\text{mm}$, $Le = 40\text{mm}$ 时,两种不同简化模型炸药内部压力的变化对比,如图 3.4 所示。

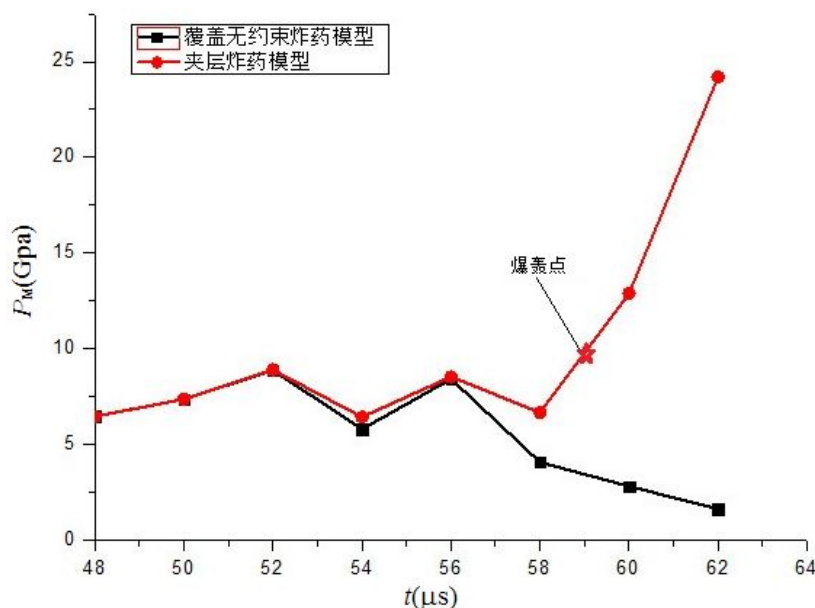


图 3.4 炸药内部压力峰值随时间变化

由图 3.4 可知, $t=48\mu\text{s}$ 时刻,射流达到隔板与炸药交界面时输入压力值约为 6.5Gpa,射流侵入炸药时输入压力略有升高。随着射流侵彻的进行,炸药内部峰值随着时间变化规律各不相同,对于覆盖无约束的炸药而言,先驱冲击波无法引爆炸药,而射流侵彻作用产生的头部波也得不到“热点”足够的能量输入,因而强度随时间逐渐降低,最终炸药未发生爆轰,内部压力峰值降低至 1.6Gpa;对于夹层炸药而言,射流侵彻炸药的初始阶段与前者大致相同,但 $t=58\mu\text{s}$ 时刻,夹层炸药内部压力峰值变化趋势有所改变,呈现出上升趋势并比前者高出 2.59Gpa, $t=59\mu\text{s}$ 时刻,炸药底端附近压力值达到 9~10Gpa,满足引爆条件, $t=62\mu\text{s}$ 时刻,炸药的反应已成长为完全爆轰,爆轰波阵面压力约为 24.0Gpa。由此可见,底板的存在对于炸药的冲击起爆的影响是不容忽视的。

然而,夹层炸药的底端起爆现象不仅受到底板的影响,而且与炸药的长度密切相关。夹层炸药的起爆状态与炸药底端压力随着炸药长度的变化趋势,如图 3.5 所示。分析图中的曲线可知,随着炸药长度的增大,射流头部波与底板反射波的叠加后的压力峰值逐渐减小。存在使炸药发生底端起爆的临界长度值,若炸药长度大于临界值,射流侵彻至炸药底端时,头部波与反射波叠加峰值低于炸药的临界起爆压力峰值,炸药无法被引爆;

若炸药长度小于临界值，射流侵彻至底端时，叠加压力值高于临界起爆压力值，炸药能够被引爆。

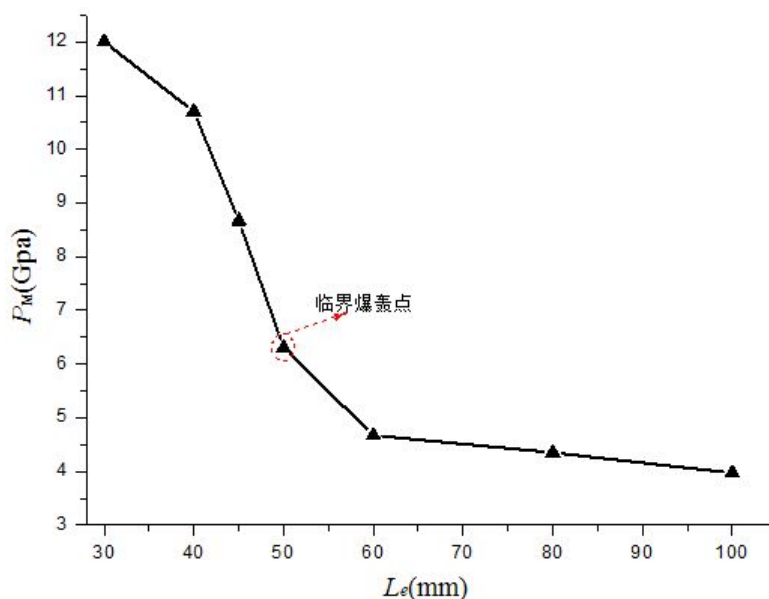


图 3.5 底端压力峰值随炸药长度变化

因此，与覆盖无约束炸药相比，夹层炸药的引爆同时受到底板和炸药长度的制约，可以归纳为以下两点：

①当覆盖无约束炸药的底端加上底板后，射流侵彻至炸药与底板交界面时，从交界面处开始局部压力发生突越，使得炸药在底端起爆的概率升高，炸药最终能否顺利引爆还取决于底板反射冲击波与射流头部波叠加后的强度；

②当隔板和底板参数一定时，夹层炸药的引爆受炸药长度的影响，随着炸药长度增加，射流侵彻至炸药底端时的头部波削弱，底板反射的冲击波也相应减弱，两者的叠加值亦随着炸药长度增加而减小，从而使射流在炸药与底板接触表面附近引爆炸药的概率大大降低。

3.2.3 射流引爆侧向约束炸药研究

本节运用 AUTODYN 数值模拟软件，建立了射流引爆夹层带侧向约束炸药的 1/2 轴对称 2D 模型，旨在弄清侧向约束对射流对夹层 B 炸药的起爆机理和规律的影响。

(1) 仿真模型

射流冲击夹层 B 炸药的仿真模型如图 3.6，其中细长圆杆射流与上节相同，炸药左端面与厚度 $\delta_1=60\text{mm}$ 的隔板接触，炸药右端面与厚度 $\delta_2=20\text{mm}$ 的底板接触，侧向约束圆筒厚度为 3mm，材料均为 45#钢；被发炸药为 B 炸药同前节，密度 1.63g/cm^3 ，取长度 100mm，直径为 40mm。在炸药右端与底板接触的表面附近以及炸药与侧向圆筒交界面处设置多个高斯点，观察交界面附近的压力变化情况，研究侧向约束圆筒对射流冲击起爆炸药的影响。

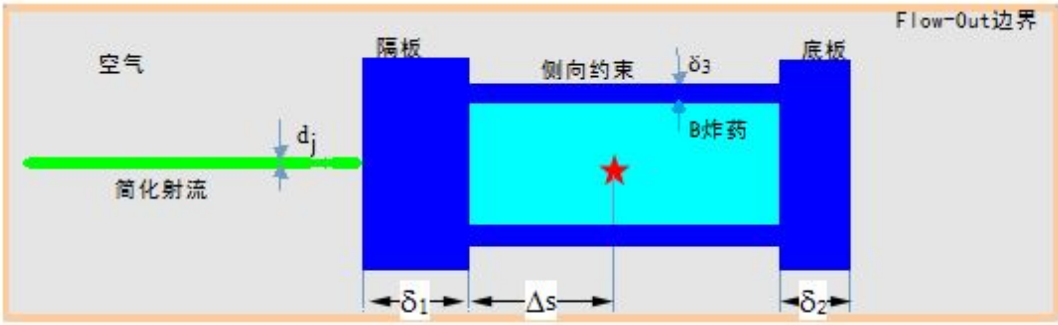


图 3.6 简化射流侵彻带壳装药的仿真模型

(2) 仿真结果

由前节的仿真结果可知，当其他条件不变，炸药长度增加至 100mm，射流侵彻炸药时穿而不爆，见表 3.9。然而，加上厚度为 3mm 的圆筒时，圆筒的约束作用使得炸药的起爆情况产生显著的变化，射流引爆带有侧向约束圆筒炸药的过程，见表 3.10。

表 3.10 冲击波传播与 ALPHA 云图变化($\delta_3=3\text{mm}$)

时间 $t/\mu\text{s}$	24	40
冲击波传播		
ALPHA 云图变化		
时间 $t/\mu\text{s}$	52	54
冲击波传播		
ALPHA 云图变化		

表 3.10 显示，当炸药的侧向加上圆筒后，射流穿过隔板进入炸药，在 52 μs 时刻，炸药开始点火，并在 2 μs 的时间间隔里快速成长为爆轰，延迟引爆距离和时间都极短。射流引爆侧向约束圆筒炸药过程中内部压力的变化过程，如图 3.7(a)所示；与之相对应的夹层炸药引爆过程中内部压力的变化过程，如图 3.7(b)所示。

对比图 3.7 两组曲线可以看出，相同时刻同一轴向位置的高斯点记录的压力峰值是不相同的。当采用圆筒约束炸药时，压力峰值明显高于不带约束时的压力，24 μs 时刻，炸药内部压力峰值已到达 12Gpa，而夹层炸药内部压力峰值增至 9Gpa 后呈衰减趋势；

约 $28\mu\text{s}$ 时刻, 带壳装药已经完全爆轰, 爆轰波压力约为 27GPa , 而夹层炸药压力峰值衰减到约 5GPa , 炸药并未发生爆轰。

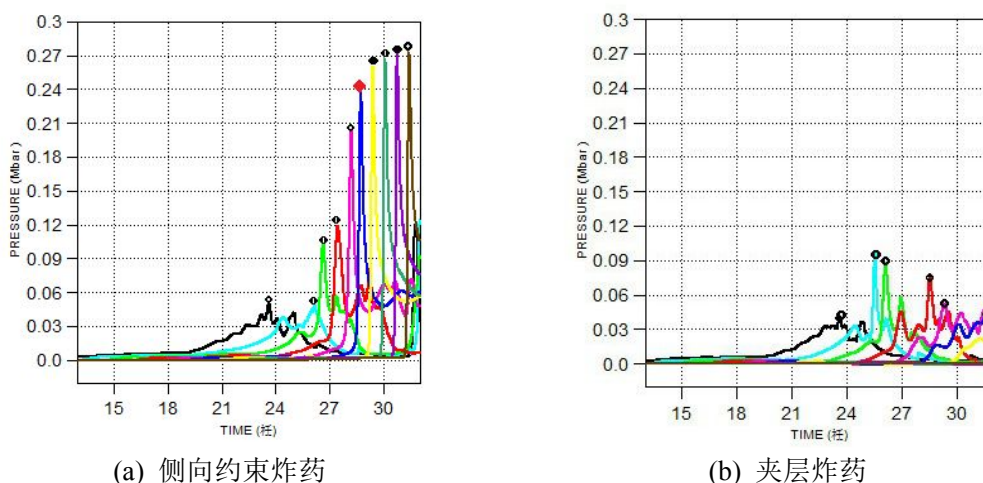


图 3.7 炸药内部轴向压力变化情况

(3) 结果分析

综合分析表 3.9 和表 3.10 可知, 当炸药侧向受到圆筒约束时, 一方面, 射流头部冲击波传至圆筒与炸药交界面时会发生部分反射, 对射流头部波产生一定的干扰; 另一方面, 圆筒的存在阻止了被侵彻炸药发生反应而导致的径向膨胀, 使得圆筒破碎之前射流与炸药之间有更充分的相互作用时间, 同时, 侧向约束也减缓了稀疏波的传入, 从而减小了已点火爆药的能量耗散, 并产生更多的能量补充到射流头部冲击波, 使其强度不断增大, 最终使得炸药发生瞬时爆轰, 从图 3.7(a)也能看出, 炸药内部的压力是一个稳步升高的过程。

3.3 战斗部简化模型的临界起爆条件计算

3.3.1 隔板覆盖无约束炸药模型计算分析

(1) 撞击起爆模式(裸装炸药)

对于隔板厚度为零或隔板与无约束炸药之间带有大间隙时的情况, 可以看作是射流直接撞击裸炸药或射流穿过隔板后自由运动并撞击裸炸药。撞击引爆裸炸药仅与射流头部速度与直径相关, 故采用 Held 与 Mader^[22-23]提出和发展的针对裸炸药的引爆判据:

$$v_j^2 \cdot d_j = \text{const} \quad (3.1)$$

针对相同的初始射流, 通过调节板来控制射流头部速度^[58], 当射流头部速度降低至 $v_j = 3.4\text{mm} \cdot \mu\text{s}^{-1}$ 时 B 炸药恰好能够被引爆, 此时, 射流头部直径约为 $d_j = 4\text{mm}$, 故:

$$v_j^2 \cdot d_j = 46.24\text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$$

因此, 在本文所述的条件下, 通过仿真计算得到的密度为 $1.63\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$ 的 B 炸药的临

界判据阈值约为 $46.24\text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$, 如果此时采用 Held 的 u^2d 判据进行计算, 则可得射流引爆裸装 B 炸药的阈值为 $22.7\text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$, 与已有的试验值^[61] $23\text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$ 非常接近。

(2) 先驱冲击波起爆模式(薄隔板)

对于薄隔板覆盖的无约束炸药而言, 炸药一般在射流还未到达时就被先驱冲击波引爆。射流撞击隔板产生先驱冲击波, 冲击波穿过隔板后进入炸药, 当考虑先驱冲击波引爆时, 冲击波压力是一个非常重要的参数。射流近似看作是小直径的铜杆, 垂直撞击在钢隔板的表面, 撞击产生的冲击波压力 $P_{s_0} = U_s \cdot U_p \cdot \rho_{st}$, 其中, ρ_{st} 为隔板的初始密度, U_s 为冲击波速度, 两者已知; U_p 为冲击波后粒子速度, $U_p = 0.5 \cdot v_j$; U_s 和 U_p 的关系已知。因此, 穿过隔板的冲击波压力变化可以由以下公式^[62-63]确定。

$$P_{s'} = P_{s_0} \cdot \frac{1}{1 + \sqrt{2}(\delta_l / d_j)} = U_s \cdot 0.5v_j \cdot \rho_{st} \cdot \frac{1}{\sqrt{2}(\delta_l / d_j)} \quad (3.2)$$

式中, P_{s_0} 为隔板的输入压力; $P_{s'}$ 为隔板的输出压力; δ_l 为隔板厚度; d_j 为射流头部直径。

如果炸药的临界起爆压力 P_{cr} 已知, 那么对于不同直径、速度的射流对应的先驱冲击波起爆模式下的临界隔板厚度就可以确定。

参照文献[62]给出钢隔板中冲击波传播速度的试验值为 $3.4\text{mm} \cdot \mu\text{s}^{-1}$ 、 $3.7\text{mm} \cdot \mu\text{s}^{-1}$ 、 $3.7\text{mm} \cdot \mu\text{s}^{-1}$ 、 $4.4\text{mm} \cdot \mu\text{s}^{-1}$, 取平均值 $U_s = 3.8\text{mm} \cdot \mu\text{s}^{-1}$, $v_j = 6700\text{mm} \cdot \mu\text{s}^{-1}$, $\rho_{st} = 7890\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ 代入式(3.2)计算得隔板输入压力为 100.44GPa 。由仿真计算可知, 射流正侵彻 45#钢隔板形成的初始冲击波压力值约为 93GPa , 与理论计算值吻合。采用 Mathcad 软件计算出正侵彻时输出隔板的压力值, 见表 3.11。

表 3.11 不同隔板厚度对应的冲击波输出压力

δ_l/mm	20	32	35	45	50
P_{s_0}/GPa	93.2	93.4	93.2	93.3	93.5
$P_{s'}/\text{GPa}$	11.5	7.59	6.97	5.52	5.01
起爆模式	冲击波起爆	冲击波起爆	侵彻起爆	侵彻起爆	穿而不爆

(3) 侵彻起爆模式

当 $P_{s'} < P_{cr}$, 炸药将不再依靠先驱冲击波起爆, 而转换为侵彻起爆模式, 此时, 根据 M. Held 基于坑底的驻点压力定义的高能炸药起爆阈值的 u^2d 判据^[64]来判定炸药的起爆情况, 具体形式如下:

$$I = u^2 \cdot d = \left(\frac{v_j}{1 + \sqrt{\rho_e / \rho_j}} \right)^2 \cdot d_j \quad (3.3)$$

式中, I 为射流起爆能力的特征量, $\text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$, 对于特定的炸药, 通过试验标定可得临界阈值 I_{cr} ; u 为射流在炸药中的开坑速度, $\text{mm} \cdot \mu\text{s}^{-1}$; v_{cr} 为临界速度, $\text{mm} \cdot \mu\text{s}^{-1}$; ρ_e 为 B 炸药密度 $1.63 \text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$, ρ_j 为射流密度 $8.93 \text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$; d 为射流头部直径, mm 。

表 3.12 仿真参数计算的 $u^2 d$ 值

δ_l/mm	35	38	45	48	50
$u^2 \cdot d / \text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$	25.9	24.9	21.7	21.0	20.1
$\Delta s/\text{mm}$	18	20	24	26	∞
起爆情况	爆	爆	爆	爆	未爆

从表 3.12 可以看出, 随着隔板厚度的增加, $u^2 d$ 的值逐渐减小, 隔板厚度为 48mm 炸药发生爆轰, 隔板厚度增至 50mm 时, 炸药未发生爆轰, 表明侵彻起爆条件下 B 炸药的临界阈值介于 $20.1 \text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$ 和 $21 \text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$ 之间。

此外, 随着隔板厚度增加炸药也由侵彻起爆模式逐渐转向穿而不爆模式过渡, 并且在侵彻起爆情况下, 延迟引爆距离 Δs 也随着隔板厚度的增加而增大, 如图 3.8 所示。

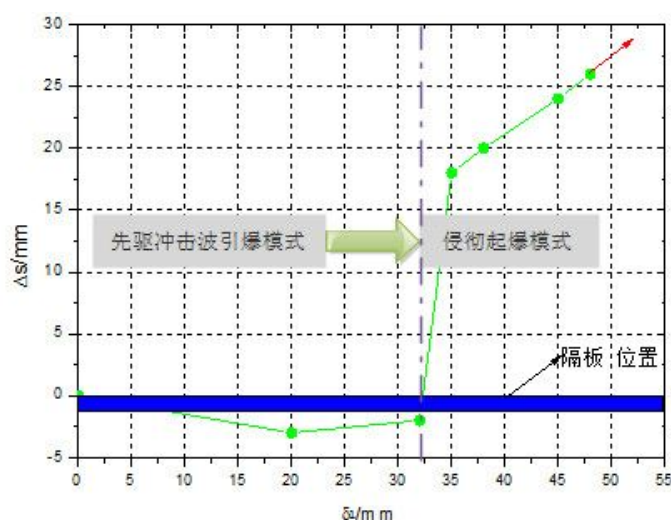


图 3.8 延迟引爆距离随隔板厚度变化曲线

分析图 3.8 可知, 纵坐标表示延迟引爆距离 Δs , 横坐标表示隔板厚度 δ_l 变化。当隔板厚度为 0mm 时, 炸药在与射流接触瞬间表面即发生爆轰, 延迟引爆距离接近于 0; 当隔板厚度小于 35mm 时, 延迟引爆距离为负表示的是射流还未穿透隔板, 炸药就已经发生爆轰了; 当隔板厚度大于 35mm 时, 随着隔板厚度的增加, 延迟引爆距离近似呈线性增长; 当隔板厚度大于 50mm 以后, 炸药将不再发生爆轰。

以上是基于部分仿真参数得到的计算结果, 若完全采用理论计算的方法也可以进行相应的计算, 分析过程如下:

1) 初始条件

射流初速 $v_{j0} = 6.7 \text{mm} \cdot \mu\text{s}^{-1}$, 头部直径 $d_{j0} = 4 \text{mm}$, $\gamma_1 = \sqrt{\rho_i / \rho_j} = \sqrt{7.89 / 8.93} \approx 0.94$,

$Z_0 = H + l_a = 80 + 42 \times 0.667 \approx 108\text{mm}$ ，临界隔板厚度 $\delta_1 = 48\text{mm}$ 。

2) 射流穿过隔板后剩余参量

由第二章式(2.8)可知，射流剩余速度：

$$v_{j,R} = v_{j0} \cdot \left(\frac{Z_0}{Z_0 + \delta_1} \right)^{\gamma_1} = 6.7 \times \left(\frac{108}{108 + 48} \right)^{0.94} \approx 4.742\text{mm} \cdot \mu\text{s}^{-1}$$

由第二章式(2.10)可知，射流剩余头部直径：

$$d_{j,R} = d_{j0} \cdot \sqrt{v_{j0}/v_{j,R}} = 4 \times \sqrt{6.7/4.742} \approx 4.75\text{mm}$$

3) 射流侵入炸药起爆位置 Δs 时的参量

将射流侵彻隔板覆盖炸药过程看作射流侵彻复合靶板，则射流侵彻至 Δs 位置时，

$\gamma_2 = \sqrt{\rho_e/\rho_j} = \sqrt{1.63/8.93} \approx 0.427$ ， $Z'_0 = Z_0 + \delta_1 = 108 + 48 = 156\text{mm}$ ，剩余速度为：

$$v'_{j,R} = v_{j,R} \cdot \left(\frac{Z'_0}{Z'_0 + \Delta s} \right)^{\gamma_2} = 4.742 \times \left(\frac{156}{156 + \Delta s} \right)^{0.427} \quad (3.4)$$

射流剩余头部直径为：

$$d'_{j,R} = d_{j,R} \cdot \sqrt{v_{j,R}/v'_{j,R}} = 4.75 \times \sqrt{4.742/v'_{j,R}} \quad (3.5)$$

4) 临界引爆阈值计算：

由式(3.3)可知：

$$I_{cr} = u^2 d = \left(\frac{1}{1 + \gamma_2} \right)^2 \cdot v'^2_{j,R} \cdot d'_{j,R} \quad (3.6)$$

由图 3.8 可知，隔板厚度 $\delta_1 = 48\text{mm}$ 时对应的 $\Delta s = 26\text{mm}$ ，代入式(3.4)、(3.5)、(3.6)计算得到引爆阈值为 $I_{cr} = 47.52\text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$ ，与 $23\text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$ 相差较大，原因在于计算时考虑了射流直径随速度减小而增大，而实际仿真时采用的是简化的等直径射流，射流稳定侵彻时的直径基本维持在 2.6mm 左右，若不考虑直径的变化取 $d'_{j,R} = d_{j,R} = d_{j0} = 2.6\text{mm}$ ，则计算得到的引爆阈值为：

$$I_{cr} = \left(\frac{1}{1 + \gamma_2} \right)^2 \cdot v'^2_{j,R} \cdot d'_{j,R} = \left(\frac{1}{1 + 0.427} \right)^2 \times 4.44^2 \times 2.6 = 25.17\text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$$

综上所述，对于夹层炸药而言，随着隔板厚度的改变，炸药的起爆模式、延迟引爆距离以及起爆判据都将发生改变。裸炸药/隔板覆盖带间隙炸药为撞击起爆模式，延迟引爆距离约为 0，起爆情况与射流头部速度、直径直接关联，采用 $v^2 d$ 判据判定；薄隔板覆盖的无约束炸药为先驱冲击波起爆模式，延迟引爆距离约为 0，起爆情况与先驱冲击波强度直接相关，采用临界压力峰值 p_{cr} 判定；对于厚隔板覆盖的无约束炸药为侵彻起爆模式，起爆情况与射流侵彻炸药的速度和射流直径相关，采用 $u^2 d$ 判据判定，延迟引爆距离 $\Delta s > 0$ 且随隔板厚度的增大而增加。射流引爆不同厚度隔板覆盖无约束炸药的

模式和引爆判据的变化, 见图 3.9。

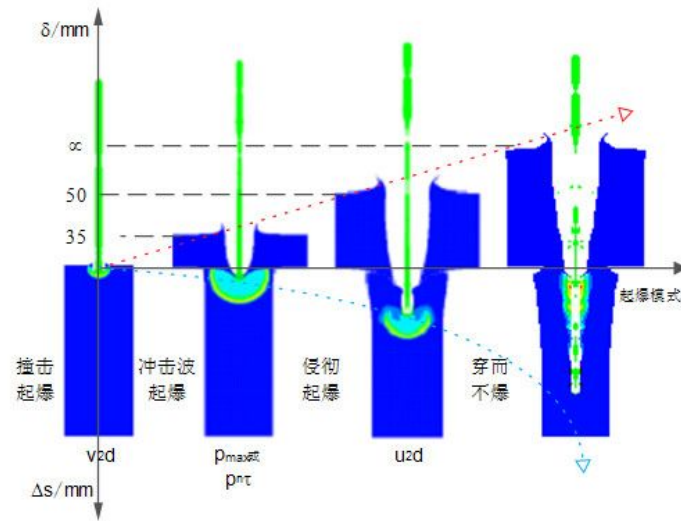


图 3.9 射流引爆覆盖无约束炸药模式变化示意图

3.3.2 夹层炸药与侧向约束炸药模型计算分析

(1) 底板反射效应

对于隔板覆盖无约束炸药而言, 当隔板厚度增大到一定值后, 射流对炸药穿而不爆。然而, 在炸药底端加上底板之后, 射流侵彻炸药产生的头部波到达底板后反射并与后续的射流头部波叠加, 使得炸药底端附近的压力骤增。若加强后的压力峰值大于炸药起爆的临界压力, 那么炸药就可能被引爆; 若加强后的冲击波压力峰值仍小于临界起爆压力, 那么射流同样能够对夹层炸药实现穿而不爆。

由于射流的直径很小, 射流侵彻炸药的过程中, 持续的伯努利压力是引起炸药爆轰的主要因素, 伯努利压力可以根据如下过程进行计算。

首先, 根据伯努利原理, 被发炸药中坑底速度 u_e 可以采用如下公式计算:

$$u_e = \frac{v_j}{1 + \sqrt{\rho_e / \rho_j}} \quad (3.7)$$

式中, v_j 为剩余射流头部速度, ρ_e 为被发炸药密度; ρ_j 为射流密度。

其次, 射流与炸药交界面处的动态压力可以根据如下伯努利方程计算:

$$p_d = \frac{1}{2} \rho_e \cdot u_e^2 = \frac{1}{2} \rho_j \cdot (v_j - u_e)^2 \quad (3.8)$$

即侵彻过程中坑底驻点两侧的压力相等。

最后, 将式(3.7)代入式(3.8)后可得:

$$p_d = \frac{1}{2} \rho_e \cdot v_j^2 \left(\frac{1}{1 + \sqrt{\rho_e / \rho_j}} \right)^2 = \frac{1}{2} \rho_j \cdot v_j^2 \left(1 - \frac{1}{1 + \sqrt{\rho_e / \rho_j}} \right)^2 \quad (3.9)$$

式中, 仅 v_j 随着射流侵入炸药的深度 x 变化, 应用射流侵彻理论可以将 v_j 表示为含有 x 的方程 $v_j(x)$ 。

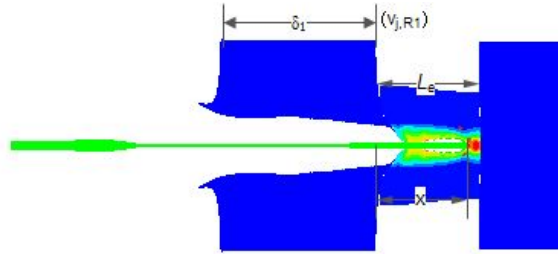


图 3.10 射流侵彻示意图

如图 3.10 所示, 由第二章式(2.8)可知, 射流侵彻厚度为 δ_1 的隔板后剩余速度 $v_{j,R1}$ 可以表示如下:

$$v_{j,R1} = v_{j0} \cdot \left(\frac{Z_0}{Z_0 + \delta_1} \right)^{\gamma_1} \quad (3.10)$$

其中, v_{j0} 为射流头部初速; Z_0 为虚拟原点到隔板左端面距离。

同理, 射流侵入炸药一定深度 x 后的剩余射流头部速度 $v_j(x)$ 可以表示如下:

$$v_j(x) = v_{j,R1} \cdot \left(\frac{Z_0 + \delta_1}{Z_0 + \delta_1 + x} \right)^{\gamma_2} \quad (3.11)$$

因此, 联合式(3.9)、式(3.10)和式(3.11)可得动压 p_d 随侵入炸药深度 x 的变化方程:

$$p_d = \frac{1}{2} \rho_j \cdot \left[v_{j0} \cdot \left(\frac{Z_0}{Z_0 + \delta_1} \right)^{\gamma_1} \cdot \left(\frac{Z_0 + \delta_1}{Z_0 + \delta_1 + x} \right)^{\gamma_2} \right]^2 \cdot \left(1 - \frac{1}{1 + \gamma_2} \right)^2 \quad (3.12)$$

其中, $\gamma_1 = \sqrt{\rho_{St}/\rho_j} \approx 0.94$, $\gamma_2 = \sqrt{\rho_e/\rho_j} \approx 0.427$; $v_{j0} = 6700 \text{ m/s}$; $\delta_1 = 60 \text{ mm}$; $Z_0 = H + l_a = 108 \text{ mm}$, 将参数代入式(3.12)得:

$$p_d = 7.82 \times \left(\frac{168}{168 + x} \right)^{0.854}, 0 < x < L_e \quad (3.13)$$

其中, p_d 单位为 Gpa, x 的单位为 mm。

当射流头部冲击波从炸药运动到底板左端面时, 一部分冲击波发生透射, 另一部分冲击波则反射进入炸药。反射冲击波的压力 $p_{rf}(x)$ 可借鉴《材料的动力学行为》一书^[65]中的方法进行计算, 通常可以采用压力-粒子速度图进行求解。

设炸药内部射流头部波与反射冲击波叠加后的最大压力值为 p_{total} :

$$p_{\text{total}} = p_d + p_{rf}(x) = 7.82 \times \left(\frac{168}{168 + x} \right)^{0.854} + p_{rf}(x), 0 < x < L_e \quad (3.14)$$

由此, 对于定炸药长度 L_e 可以通过上式计算得到 p_{total} , 同已知的炸药临界起爆压

力 p_{cr} 相比较就能够判断炸药是否被引爆, 且能粗略地计算出起爆的位置。采用 Mathcad 软件将方程式 (3.13)、式(3.14)绘制成曲线, 如图 3.11 所示。由图可知射流侵彻炸药开始时的最大压力为 7.82Gpa, 而仿真的结果显示夹层炸药在 9~10Gpa 时才能达到引爆条件, 因此, 侵彻初始阶段射流头部动压不足以引爆炸药。

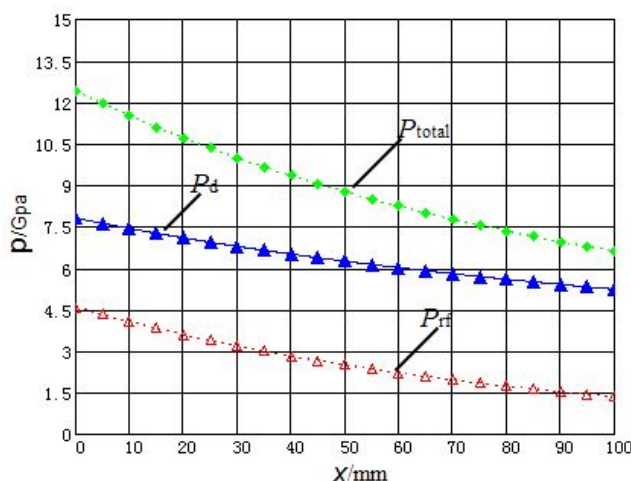


图 3.11 动压随侵彻深度的变化

(2) 圆筒约束效应

由 3.2 节的分析可知, 当夹层炸药侧向加上一定厚度圆筒约束时, 炸药更容易被射流引爆。由于圆筒的约束使得炸药的径向膨胀受到制约, 炸药在冲击作用下发生化学反应的速率加快, 释放出更多的能量补充到冲击波波阵面, 使得炸药更容易引爆。圆筒对炸药冲击起爆的影响程度与其约束强度密切相关, 且在弹性形变范围内的约束效果比较明显, 因此, 不妨采用弹性极限压力来表征圆筒的约束强度^[66], 弹性极限压力公式:

$$p_e = (1 - \frac{r_0^2}{r_1^2}) \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} = \left(1 - \frac{r_e^2}{(r_e + \delta_3)^2} \right) \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \quad (3.15)$$

r_e 为炸药的半径, 取 $r_e = 20\text{mm}$; δ_3 为圆筒的壁厚; σ_s 为圆筒的屈服强度, 对于某种材料而言为常数。为了突出圆筒的厚度和屈服强度对约束强度影响的巨大差异, 选择了尼龙、45#钢和钨合金三种材料进行比较, 三者的屈服强度见表 3.13。

表 3.13 不同圆筒材料的屈服强度

材料	尼龙	45#钢	钨合金
σ_s/MPa	50	352	1506

将已知的参数代入式(3.15)后, 通过 Mathcad 软件得到三种材料圆筒的弹性极限压力随壁厚变化曲线, 如图 3.12 所示。当圆筒的厚度为 3mm 时, 尼龙、45#钢和钨合金三种材料圆筒对应弹性极限压力分别为 7.04MPa、49.56MPa、212.03MPa。由此可见, 圆筒材料的屈服强度是影响圆筒的约束强度的一个重要因素。此外, 对于同一种材料而言, 随着壁厚的增加, 弹性极限压力增大, 表明壁厚对圆筒约束强度的影响也是不可忽略的,

且壳体厚度较小时，随壳体厚度增大弹性极限压力快速上升，而后趋于平缓。

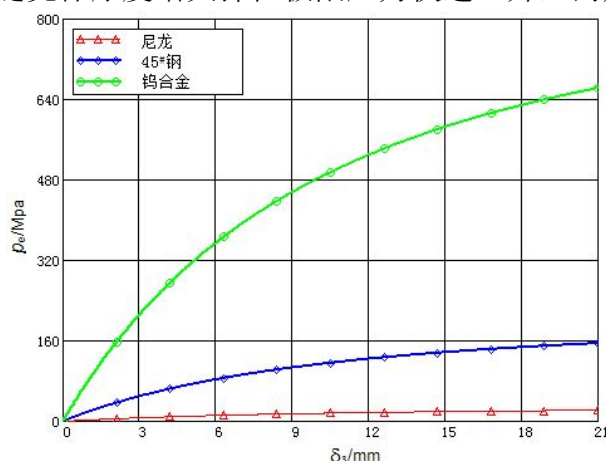


图 3.12 三种材料圆筒的弹性极限压力变化曲线

3.4 本章小结

本章进行了细长圆杆简化射流冲击起爆三种战斗部简化模型炸药的仿真研究，得到不同简化模型炸药的起爆规律和模式，推导了不同简化模型和起爆模式下对应的战斗部起爆阈值的经验计算方法，结果表明：

(1) 射流引爆隔板覆盖无约束炸药时，若 $\delta_1 = 0\text{mm}$ ，射流引爆裸炸药为撞击引爆模式；射流引爆薄隔板覆盖炸药为先驱冲击波引爆模式，对应的临界隔板厚度 $\delta_{cr,S}$ ；若 $\delta_1 > \delta_{cr,S}$ ，隔板对射流的削弱作用使得先驱冲击波无法提前引爆炸药，则射流对炸药的引爆进入侵彻起爆模式，并存在一定的延迟引爆距离 Δs ，此时对应的临界隔板厚度 $\delta_{cr,P}$ ；若 $\delta_1 > \delta_{cr,P}$ ，则可以实现该配置条件下射流对炸药的穿而不爆。

(2) 对于夹层炸药而言，射流侵彻至炸药底端时，冲击波在炸药与底板间的传播情况比较复杂，射流头部冲击波由低阻抗介质（炸药）向高阻抗介质（45#钢）传播，冲击波在交界面发生透射的同时也有发生反射，反射冲击波与后续的射流头部波在炸药内部某一位置碰撞，碰撞点的压力增大，从而使得炸药在底板附近起爆的概率增加。并且这一底端起爆模式与炸药自身的长度密切关联，如果炸药的长度很大，射流到达炸药底端时的冲击波压力很小，此时与底板反射的冲击波叠加后仍不足以起爆炸药，则射流实现对夹层炸药的穿而不爆。

(3) 理论计算的输入炸药的先驱冲击波起爆压力值与仿真计算的先驱冲击波起爆的最高压力值一致；侵彻起爆模式下，结合仿真结果计算的 B 炸药的临界阈值介于 $20.1\text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$ 和 $21\text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$ 之间，理论计算结果为 $25.17\text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$ ，与已有的试验标定值 $I_{cr,B} = 23\text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$ 相吻合^[61]；针对夹层炸药底端起爆和侧向约束炸药更容易引爆的原因作了初步的理论计算分析，射流引爆侧向约束炸药时，圆筒的约束作用使得相同条件下炸药更容易被引爆，而且约束强度与圆筒壁厚和材料屈服强度密切相关。

4 战斗部简化模型射流冲击减敏规律研究

4.1 引言

目前,不敏感战斗部的研究是世界各国未来先进战斗部的重要发展方向之一,美国最早进行相关领域的研究并取得了一系列的成果,最典型的产品是美国通用动力公司研制的 120mm IM HE-T 战斗部,其特点是采用了低成本 IM 炸药 OSX-8、塑料泄压套、封闭式泡沫包装以及 PA171 泄压式弹药集装箱等 IM 技术,不仅具有多用途性能,可以对付诸如掩体、钢混墙体、轻型装甲及人员,而且通过了所有的 IM 测试,成为实际意义上的不敏感战斗部;在国内,不敏感战斗部设计还处于理论研究与先期技术开发阶段,何志伟、刘祖亮、王红星、王小军等人对低感度的 IM 炸药制备进行了研究^[11-19];张先锋、朱鹤荣、姜春兰等人进行了射流引爆带壳炸药数值模拟和实验初步研究探索^[6,67-68]。综合国内外发展情况,国外在战斗部减敏方面已有较为成熟的技术,而我国在实现战斗部减敏方面并没有得到系统的研究。带壳装药模型与战斗部受刺激作用时的情形最为接近,因此,探索带壳装药的减敏规律与实现减敏的技术措施是目前研究工作的重点。

本章基于非均质炸药的 Lee-Tarver 点火增长模型,运用 ANSYS/AUTODYN 针对多个因素(包括隔板与炸药间隙、壳体约束强度、缓冲材料等)对战斗部射流冲击减敏的影响进行数值仿真分析,从而得到实现战斗部简化模型装药减敏的措施,为不敏感战斗部的设计与研发提供指导意见。

4.2 非均质炸药冲击起爆数值模拟方法

本小节将阐述 Lee-Tarver 模型的相关理论知识,为仿真计算和现象分析提供理论依据。在此基础上,采用统计分析和控制变量法研究反应速率方程参数对炸药冲击起爆感度的影响,从而,在一定试验结果的基础上,基于材料库中已有的炸药反应速率模型参数,通过适当地修正得到新型钝感炸药 ANPyO 的反应速率方程相关参数。

4.2.1 Lee-Tarver 模型的基本描述

关于炸药起爆的大量实验研究表明冲击波波阵面通过非均质炸药局部密度间断面时与之发生相互作用,产生大量的局部“热点”,其释放的能量增强了冲击波,使之与非均质结构进一步作用时在这些“热点”附近产生更高的温度,使得更多的炸药发生分解反应。如此,冲击波变得越来越强,在每个局部作用区域释放越来越多的能量,直至能量增大到使炸药瞬间发生完全爆轰,这就是“点火增长”的基本思想。

1980 年,基于上述思想的非均质固态炸药冲击起爆 Lee-Tarver 模型被首次提出, Lee-Tarver 点火增长模型主要包含两大部分:①反应物的状态方程;②反应速率方程,

用于控制炸药的分解速率。模型中反应物是两相混合状态, 包含了未反应的固态炸药和气态的反应产物, 并假设两者的压力和温度均处于平衡状态, 采用 JWL 方程来描述两者的状态。反应速率模型基于点火和增长概念, 用于模拟非均质固体炸药从未反应炸药转化为气体反应产物的过程, 速率方程包含多项关于密度和压力的热力学变量关系式, 从现象上描述了实验观测的非均质固体炸药冲击起爆过程中的点火和增长过程。

关于 Lee-Tarver 模型中各项的描述如下, 这些方程中, 符号下标 s 和 g 分别表示未反应固态炸药和气体反应产物对应的物理量^[69]。

(1) 状态方程 (EOS)

未反应炸药和反应产物均采用 JWL 方程来描述, 未反应炸药的相对体积定义如下:

$$P_s = A_1 \left(1 - \frac{\omega_s}{R_1 \nu_s} \right) e^{-R_1 \nu_s} + B_1 \left(1 - \frac{\omega_s}{R_2 \nu_s} \right) e^{-R_2 \nu_s} + \frac{\omega_s C_{Vs} T}{\nu_s} \quad (4.1)$$

其中, ν_s 为未反应炸药的相对体积, E_s 为固态炸药初始内能, C_{Vs} 为未反应炸药的比热容, T 是混合炸药的相对温度, A_1 , B_1 , R_1 , R_2 和 ω_s 都是常数, 状态方程参数可以通过试验得到的 Hugoniot 数据来拟合。

对于气态反应产物的压力定义如下:

$$P_g = A_2 \left(1 - \frac{\omega_g}{R_3 \nu_g} \right) e^{-R_3 \nu_g} + B_2 \left(1 - \frac{\omega_g}{R_4 \nu_g} \right) e^{-R_4 \nu_g} + \frac{\omega_g C_{Vg} T}{\nu_g} \quad (4.2)$$

其中, ν_g 为气态产物的相对体积, C_{Vg} 为气态产物的比热容, T 是混合炸药的相对温度, A_2 , B_2 , R_3 , R_4 和 ω_g 都是常数。反应产物的状态方程参数主要是通过圆筒膨胀实验数据来拟合。

(2) 温度计算

最初引入温度主要是出于两方面考虑: 首先, 炸药的相对速率可能与温度变量相关; 其次, 要实现混合物热平衡的假设。混合物总内能定义如下:

$$\varepsilon = (1 - \lambda) \varepsilon_s + \lambda \varepsilon_g + (1 - \lambda) Q \quad (4.3)$$

其中, ε_s 和 ε_g 可以分别通过各自的状态方程来计算。 λ 为已反应炸药的质量分数, Q 为未反应炸药释放的化学能。记 $\varepsilon = \varepsilon(\nu, T, \lambda)$ 则:

$$d\varepsilon = \frac{D\varepsilon}{D\nu} d\nu + \frac{D\varepsilon}{DT} dT + \frac{D\varepsilon}{D\lambda} d\lambda \quad (4.4)$$

因此, 能量方程式 (4.3) 可以转换为:

$$C_V dT = d\varepsilon - J d\nu + H d\lambda \quad (4.5)$$

其中,

$$C_V = \left. \frac{D\varepsilon}{DT} \right|_{\nu, \lambda} = (1 - \lambda) \left. \frac{D\varepsilon_s}{DT} \right|_{\nu, \lambda} + \lambda \left. \frac{D\varepsilon_g}{DT} \right|_{\nu, \lambda}$$

$$J = \left. \frac{D\varepsilon}{D\nu} \right|_{T,\lambda} = (1-\lambda) \left. \frac{D\varepsilon_s}{D\nu} \right|_{T,\lambda} + \lambda \left. \frac{D\varepsilon_g}{D\nu} \right|_{T,\lambda}$$

$$H = \left. \frac{D\varepsilon}{D\lambda} \right|_{T,\nu} = \varepsilon_s - \varepsilon_g + Q - (1-\lambda) \left. \frac{D\varepsilon_s}{D\lambda} \right|_{\nu,T} - \lambda \left. \frac{D\varepsilon_g}{D\lambda} \right|_{\nu,T}$$

又热力学第一定律,

$$d\varepsilon = -(P+q)d\nu \quad (4.6)$$

因此, 式 (4.5) 可以写成:

$$C_\nu dT = -(P+J+q)d\nu + Hd\lambda \quad (4.7)$$

温度变化 dT 可用过两步来计算:

- 1) 当 λ 为常数时, 由流体动力学引起的温度变化 dT_H ;
- 2) 当 ν 为常数时, 由化学反应引起的温度变化 dT_B 。

因此, $dT = dT_H + dT_B$ 。流体动力学阶段和反应阶段的温度变化分别表示为:

$$C_\nu dT_H = -(P+J+q)d\nu \quad (4.8)$$

$$C_\nu dT_B = Hd\lambda \quad (4.9)$$

(3) 反应物的状态方程模型

反应物质可以认为是两相共存的混合物, 包括未反应固态炸药和气态反应产物, 采用简单的混合定律, 即将已反应炸药的质量分数 λ 对两者的相对体积进行加权求和, 从而表示各个阶段混合物的相对体积。

$$\nu = (1-\lambda)\nu_s + \lambda\nu_g \quad (4.10)$$

已反应炸药的质量分数 λ , $0 \leq \lambda \leq 1$, 当 $\lambda = 0$ 时表示炸药未发生任何反应, 均为固态; 当 $\lambda = 1$ 时, 表示炸药已经完全反应。反应物和产物的相对体积分别计算如下:

$$\nu_s = \frac{1}{\eta_s} \quad (4.11)$$

$$\nu_g = \frac{1}{\eta_g} \quad (4.12)$$

其中, η 为混合物的相对密度, $\eta = \rho/\rho_0$, η_s 和 η_g 分别表示反应物和产物的相对密度, $\eta_s = \rho_s/\rho_0$, $\eta_g = \rho_g/\rho_0$, ρ_0 为初始密度。实际上, 模型内部是根据相对密度 η_s 和 η_g 作用, 反应物和产物的压力是基于这两个阶段炸药的相对密度, 根据压力平衡可知:

$$p_s(\eta_s, T) - p_g(\eta_g, T) = 0 \quad (4.13)$$

将式 (4.11)、(4.12) 代入式 (4.10) 可以变为:

$$\frac{1}{\eta} = (1-\lambda) \frac{1}{\eta_s} + \lambda \frac{1}{\eta_g} \quad (4.14)$$

(4) 反应速率模型

反应速率模型是点火增长模型中最重要的部分, 因为该模型直接控制炸药释放存储

化学能的速率。Lee-Tarver 模型的反应速率方程是基于大量的实验依据提出的, 炸药的点火最先在局部“热点”开始, 当反应从这些“热点”向外扩张并联接在一起时反应开始迅速增长。接下来介绍两种基于压力变量的反应速率方程, 分别是两项式反应速率模型和三项式反应速率模型。两种速率方程中, 炸药对冲击波的点火和增长过程都是分开描述的。

1980 年, Lee-Tarver 模型最先提出时仅有两项式的反应速率方程, 包括点火项和单一的增长项^[36],

$$\frac{d\lambda}{dt} = I(1-\lambda)^b(\eta_s - 1 - a)^x + G_1(1-\lambda)^c \lambda^d p^y \quad (4.15)$$

其中 λ 为已反应炸药的质量分数, η_s 为受冲击的未反应炸药相对密度, p 为局部压力, 单位 Mbars, 时间 t 的单位为 μs , I, a, b, x, G_1, c, d, y 均为常数。第一项描述的是冲击压缩过程中“热点”的形成以及这些局部加热区域后续的点火; 第二项描述的是反应从已经点着的“热点”开始向外增长, 使更多未反应的炸药发生分解。

1985 年, Lee-Tarver 模型发展成为具有三项式反应速率方程, 包含了一个点火项和两个增长项, 表达式如下:

$$\frac{d\lambda}{dt} = I(1-\lambda)^b(\eta_s - 1 - a)^x + G_1(1-\lambda)^c \lambda^d p^y + G_2(1-\lambda)^e \lambda^g p^z \quad (4.16)$$

其中, λ, η_s, p 定义同上, $I, a, b, x, G_1, c, d, y, G_2, e, g, z$ 均为常数。同样, 第一项为点火项, 表示“热点”的形成以及后续的点火过程; 第二项为增长项, 描述的是孤立的“热点”由内或由外燃烧相对缓慢的增长过程; 第三项为反应完成项, 表示当所有“热点”开始联结时, 增长过程快速完成。

4.2.2 炸药冲击起爆情况在 AUTODYN 中的判定

三项式 Lee-Tarver 模型已被广泛应用于炸药冲击起爆相关研究, 且成功地再现了一系列炸药的试验数据, 包括嵌入式传感器试验、延迟引爆距离数据、爆轰速度随直径变化(包括临界爆轰直径)等, 现已经被嵌入到有限元软件 AUTODYN 中^[70]。Lee-Tarver 模型基于炸药点火从局部“热点”开始并由这些“热点”向外增长的假设, 在 AUTODYN 中可以同时用于模拟炸药的爆轰和膨胀。许多国外学者通过实验获得了常见炸药(如 B 炸药、PBX 炸药、TNT 炸药等)的 JWL 方程和反应速率方程参数值都已经包含在 AUTODYN 材料库中, 用户可以直接使用。

当前, Lee-Tarver 三项式点火增长模型已被广泛用于非均质固体炸药冲击起爆模拟, 在 AUTODYN 软件中, 炸药冲击起爆情况可通过以下两个参量来判断:

(1) 炸药内部压力峰值

当炸药未受到外界刺激的作用时, 炸药内部的初始压力为零; 当炸药受到外界刺激时, 炸药内部的压力随时间发生变化, 如果外界刺激的强度足够大, 那么经过一段时间

后炸药将发生完全爆轰，此时，爆轰波阵面的压力降接近炸药的 C-J 爆轰压力值 P_{CJ} 。因此，炸药内部最大压力是衡量炸药冲击起爆情况的重要参考值。

对于选定的炸药而言，炸药的 P_{CJ} 已知，通过在炸药内部合适的位置设置观测点（如沿轴向每隔 10mm 设置一个高斯点），就可以得到炸药内部压力随时间的变化情况，如此，可以通过输出 $p-t$ 曲线来判定炸药的起爆情况。当 $P_M = 0$ 时，表示该时刻炸药未发生任何反应；当 $P_M = P_{CJ}$ 时，表明该时刻炸药已经完全爆轰；当炸药内部的最大压力始终保持在 $0 < P_M < P_{CJ}$ ，那么炸药有可能发生局部爆轰、爆炸、爆燃等反应。此外，也可以通过观察炸药的的压力云图来判断炸药的起爆情况。

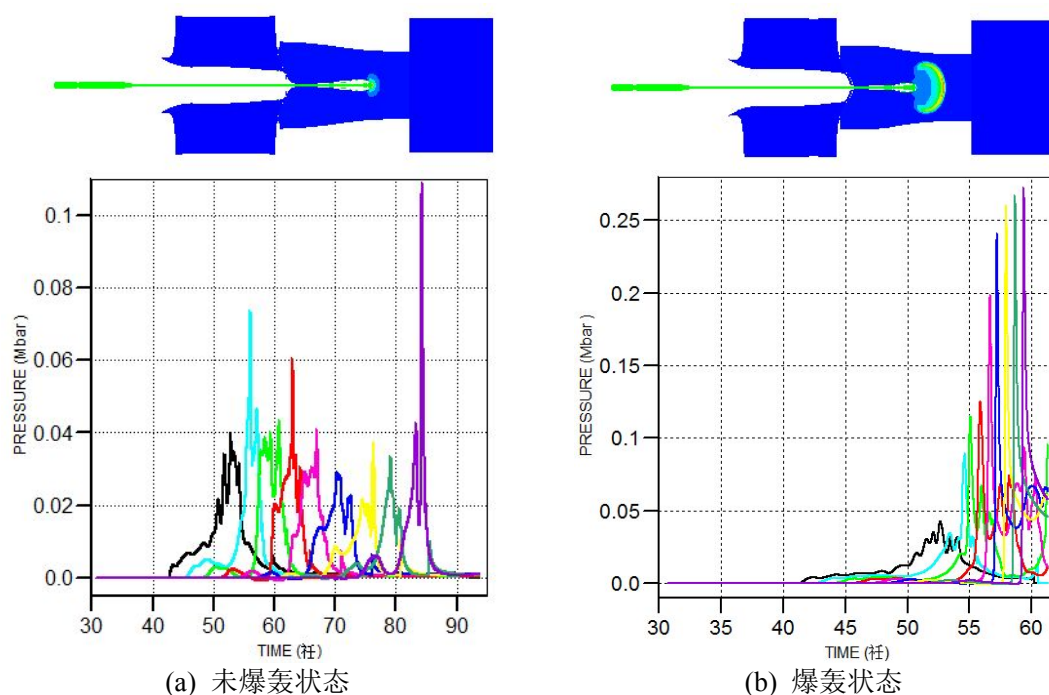


图 4.1 炸药压力云图与轴向变化曲线

如图 4.1(a)所示，炸药未被冲击起爆时，压力云图上并未形成明显的爆轰波阵面，炸药内部压力随时间变化并未出现明显的上升趋势，且整体的压力值均远低于炸药的 C-J 压力（此处为 0.265Mbar）。如图 4.1(b)所示，炸药发生了完全爆轰，云图上可以明显地观察到爆轰波阵面，且压力在后期出现明显的突越，后续观测点位置的压力峰值均达到 C-J 压力，表明炸药已发生完全爆轰。

(2) 已反应炸药质量分数

由 4.2.1 小节的基本理论描述可知，已反应炸药的质量分数 λ ， $0 \leq \lambda \leq 1$ ，当 $\lambda = 0$ 时表示炸药未发生任何反应；当 $\lambda = 1$ 时，表示炸药已经完全反应。 λ 值在 AUTODYN 软件中被定义为“ALPHA”，通过“Output-History”里调用该变量可以在历史结果中输出 ALPHA 曲线，也可以在主界面单独显示炸药的 ALPHA 云图，如图 4.2 所示。

对比 ALPHA 曲线，当炸药发生爆轰时，曲线值迅速上升至 1，并保持不变；当炸药未发生爆轰时，曲线值小于 1，而后保持不变。

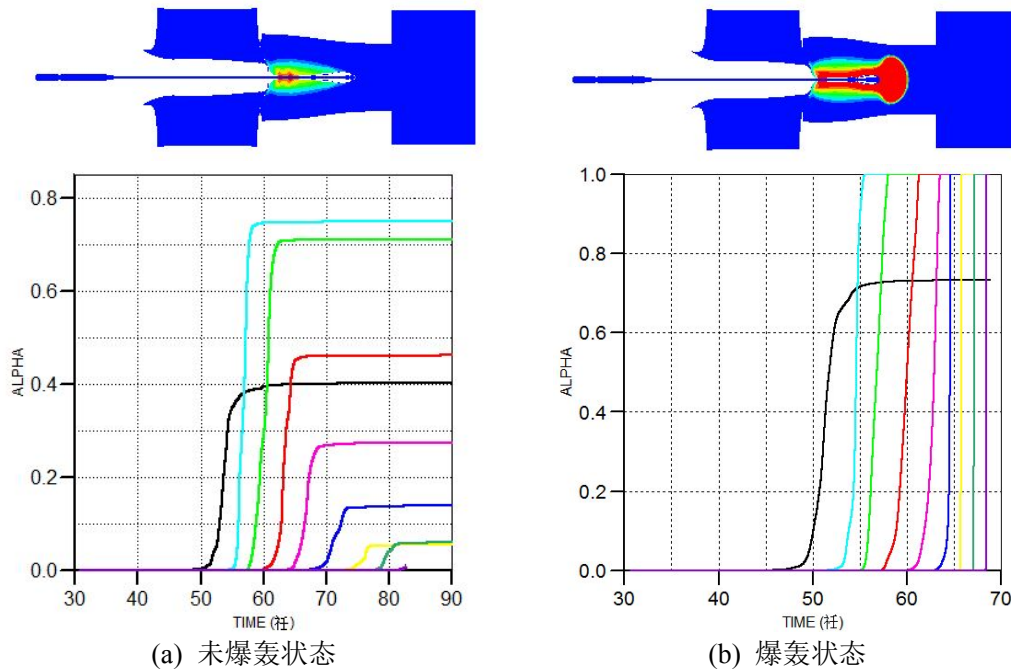


图 4.2 炸药 ALPHA 云图与轴向变化曲线

综上所述，通过在炸药内部设置观察点，综合分析“History”中压力和 ALPHA 曲线就能够较为准确地判断炸药的起爆情况。值得注意的是两者需结合起来分析，单独考虑任何一个量都不能判断炸药是否完全爆轰。

4.2.3 反应速率模型参数对炸药起爆感度影响分析

(1) 反应速率方程参数的作用分析

三项式点火增长模型中，反应和未反应炸药的 JWL 方程参数都是通过试验来确定，相应的常数值应该视为一组相互依赖的参数来考虑，某一个参数不能够单独改变而不考虑对其他参数的影响，否则，模拟的压力值可能远远高于炸药的 C-J 压力值。因此，不能随意地调整炸药 JWL 方程中的任一参数。然而，反应速率方程中许多拟合常数都可以在一定试验数据和实验现象的基础上，通过调整反应速率方程的相关常数来达到控制新型炸药起爆感度，接下来将进行详细地分析。

Lee-Tarver 模型反应速率方程（式（4.16））有 12 个可调参数分别是 I , a , b , x , G_1 , c , d , y , G_2 , e , g , z 。

方程式第一项 $I(1-\lambda)^b(\eta_s - 1 - a)^x$ 为控制炸药点火项，是冲击波强度和压力持续时间的函数。 I 和 x 控制点火“热点”的数量， b 为点火反应率指数， a 为点火临界压缩度，控制炸药点火界限，当 $\eta_s < 1 + a$ 时，炸药不发生冲击起爆，只有当输入冲击波足够强，使炸药达到一定压缩度时，炸药才被点火，这是炸药发生点火的一个必要条件。

方程式第二、三项 $G_1(1-\lambda)^c \lambda^d p^y$ 和 $G_2(1-\lambda)^e \lambda^g p^z$ 分别为炸药反应增长和完成项， G_1 和 G_2 为表面积和体积之比， c 、 e 、 d 、 g 与“热点”成长的几何形状有关，当热点以球形向外燃烧时，取值为 $2/3$ ， y 、 z 控制反应增长速率^[36]。

除此之外,还需在反应速率计算中设定点火项和增长项 λ 的最大值以及快速反应项 λ 的最小值,使方程中各项都在合适的值时开始或截断。对于三项式模型,当 $\lambda \geq \lambda_{ig\max}$ 时,点火速率为0;当 $\lambda \geq \lambda_{G1\max}$ 时,增长速率为0;当 $\lambda \leq \lambda_{G2\min}$ 时,完成项的反应速率为0。如此,可以在拟合实验数据时适当地调整点火和增长项的相对贡献。

(2) 参数统计与控制变量分析

目前,最新的AUTONYD材料库中包含了25组不同的Lee-Tarver模型参数,涉及的炸药种类为13种。因此,通过统计和分析材料库里已有的炸药反应速率方程参数,可以对12个参数的取值规律有初步了解,由此可以大大减少需要研究的参数数量。

表 4.1 反应速率方程参数统计表

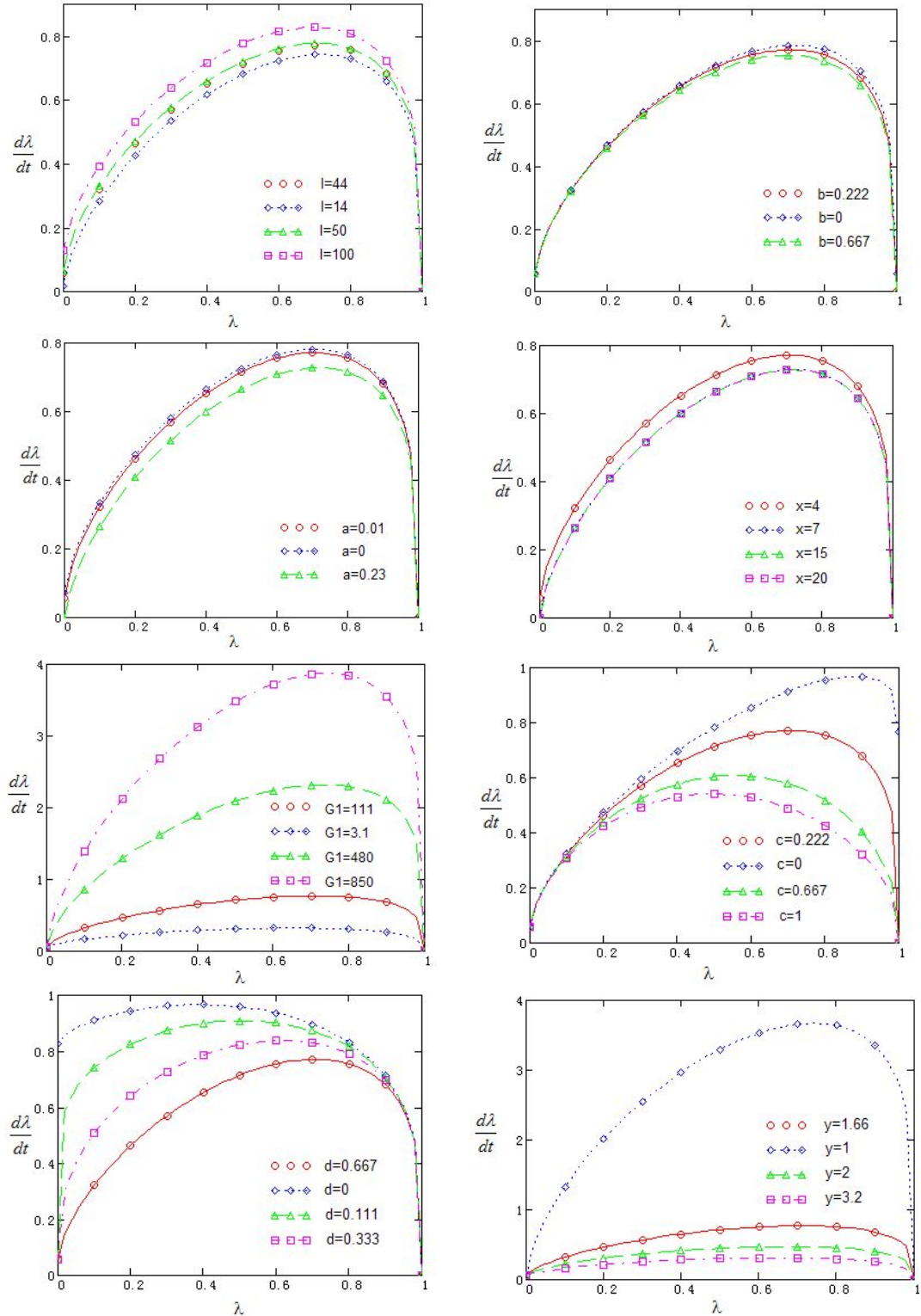
炸药类型	B 炸药	OCT	PBX	TNT	TATB	CL20/LX10	其他
点火系数 I	44,4E+6	44	0,44	50	50	7.43E+11	4E+2~4E+13
点火指数 b	2/3,2/9	2/9	0,2/3,2/9	2/3	2/3	2/3	2/3,2/9
临界压缩度 a	0,0.01	0	0	0	0,0.23	0	0,0.01,0.02,0.23
压缩度指数 x	4,7	4	0,4,20	4	4,7	20	0,4,7,15,20
增长系数 G_1	111~850	0	0,3.1,1899	0	0,6.3E+4	150,3.1	0.2,0.6,3.1,....
增长指数 c	2/9	0	0,2/3,1	0	0,2/3	2/3	0,2/3,2/9,1
增长指数 d	2/3	0	0,1/9	0	0,2/3	1/3	0,1/9,1/3,2/3
压力指数 y	1.77,2	0	0,1,3.2	0	4,0	2	0,1,1.77,2,2.2,3.2
增长系数 G_2	0,660	1300	24,200,400	40	125,400	400	0,25,40,400,5500
增长指数 e	0,1/3	2/9	2/9,1/3,1	2/9	1/3,2/9	1/3	0,1/3,2/9,2/3,1
增长指数 g	0,1	1	2/3,1	2/3	2/3,1	1	0,2/3,1
压力指数 z	0,3	2.5	1,1.6,2	1.2	3,2	2	0,1,1.2,1.4,1.6,2,3
阈值 $\lambda_{ig\max}$	0.02,0.3	0.3	0,0.3	0.3	0,0.3	0.3	0,0.3,0.02,0.04
阈值 $\lambda_{G1\max}$	0.6,1	0	0,0.5,1	0	0,0.4	0.5	0,0.35,0.4,0.5,0.6,1
阈值 $\lambda_{G2\min}$	0,1	0	0	0	0,0.4	0.5	0,0.3,0.35,0.4,0.5,1

由表 4.1 可知,不同密度的同类炸药的三项式参数各有不同,这就决定了它们有不同的感度,如 B 炸药和 PBX 炸药。且部分炸药的三项式参数并不完整,如 OCT 和 TNT 炸药缺省了增长项,部分 B 炸药缺省了完成项等。通过对比一系列炸药的模型参数发现对于大多数非均质炸药而言大部分参数的值保持不变,仅有少数参数对炸药感度起到明显的影响。

不同炸药之间的参数往往会发生改变的是 I 和 x ,这两个参数控制点火数量随冲击波强度和持续时间的变化。通过对比不同炸药的点火系数 I 可知,常见取值为 44 和 50,但其取值的范围很大,可以从 $10^2 \sim 10^{13}$ 量级之间变化;而参数 b, c, d, e, g 则取值通常都在 0, 1/3, 2/3, 1/9, 2/9, 1 之间,这与“热点”的几何形状相关; a 的取值也仅限于 0,

0.01, 0.02, 0.23; 对于不同类炸药 G_1 , G_2 的取值范围宽、随意性大, 没有特定的规律; 阈值 λ_{igmax} 一般取 0 或 0.3; 只有与压力直接相关的参数 y 和 z 取值发生细微变化时对反应速率方程输出有较大的影响。

当取 $\eta_s = 1.2$, $p = 0.05 \text{ Mbar}$ 时, 反应速率方程中 12 个可修正参数的取值, 对反应速率 $d\lambda/dt$ 输出的影响曲线, 如图 4.3 所示。



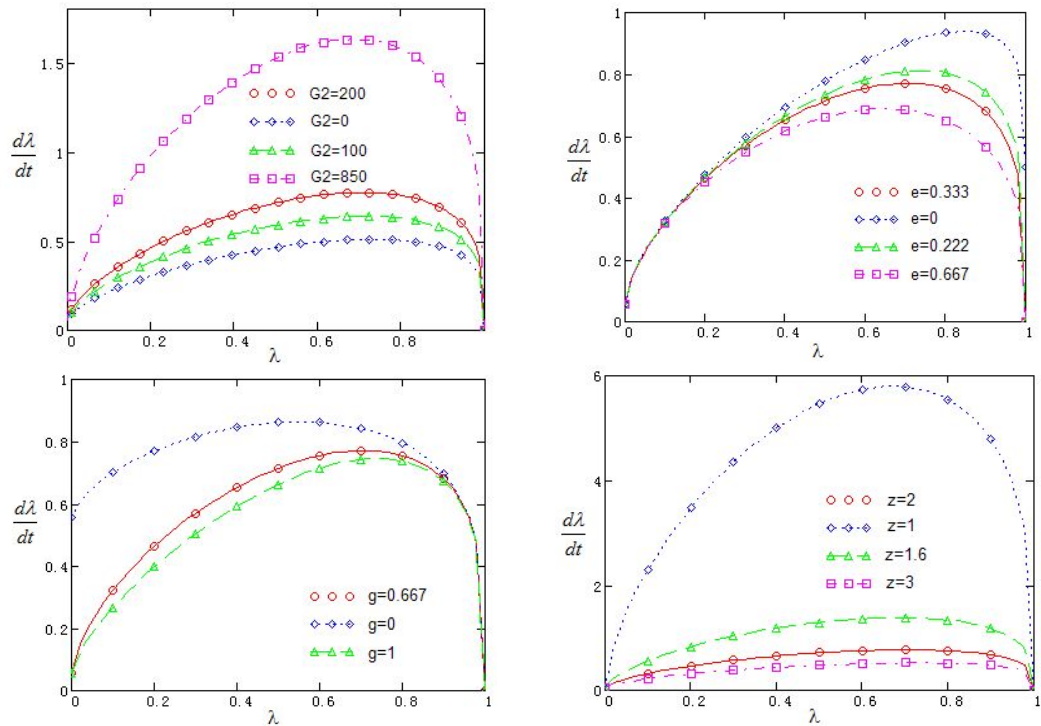


图 4.3 三项式反应速率方程 12 个可修正参数的影响曲线

以红色加圈标记的实曲线为参考曲线分析可知，点火项参数 I 、 b 、 a 、 x 的变化对反应速率的影响较小； G_1 、 G_2 取值增大时，反应速率升高；当 c 、 e 、 d 和 g 取值减小时，反应速率增加并且曲线形状发生变化，意味着这四个参数与“热点”的形状密切相关；当 y 和 z 在 1~2 间取值时反应速率变化明显，当取值大于 2 时变化较小。

（3）反应速率方程参数修正与验证

不妨以 PBXJJ2 为基础，采用直径为 2.8mm，初速为 3700m/s 的铜射流冲击起爆 PBX 炸药，则临界引爆预设阈值为 $v_j^2 d = 38.33 \text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$ ，各参数修正结果见表 4.2 至表 4.4。

表 4.2 参数 y 修正结果

y	2	1.8	1.7	1.68	1.66	1.64	1.62
是否起爆	未爆	未爆	未爆	未爆	未爆	爆	爆
不变量	$\lambda_{G1\max}=\lambda_{G2\min}=1$						

表 4.3 参数 $\lambda_{G1\max}$ 修正结果

$\lambda_{G1\max}$	0.5	0.6	1
是否起爆	爆	爆, $\alpha<1$	爆
不变量	$y=1.66;\lambda_{G2\min}=1$		

表 4.4 参数 $\lambda_{G2\min}$ 修正结果

$\lambda_{G2\min}$	0.4	0.3	0.25	0.24	0.23	0.2
是否起爆	未爆	未爆	未爆	爆	爆	爆
持续时间/ μs	15.37	16.31	17.21	16.56	15.65	15.18
不变量	$y=1.66;\lambda_{G1\max}=0.5$					

修正参数过程中发现对炸药的感度起最主要作用的参数是 y (或 z)，当 y (或 z)值增大时炸药的冲击起爆感度降低，当 y (或 z)值减小时感度升高；参数 λ_{G1max} 的值，则影响 ALPHA 值与起爆进程的匹配关系，当 λ_{G1max} 任意取值时,可能导致云图和曲线结果不一致，如 ALPHA 云图显示炸药已经完全爆轰，而 ALPHA 值始终小于 1，因此， λ_{G1max} 一般取 0.5 的整数倍； λ_{G2min} 可以任意取值，可以控制炸药未爆轰时整个反应的持续时间，同 y (或 z)之间存在一定的匹配关系，当两者匹配得当时，可以延迟仿真过程中出现“Lee Tarver EOS error”的时间。

根据表中的结果初步选定 $y=1.66$ ； $\lambda_{G1max}=0.5$ ； $\lambda_{G2min}=0.25$ ，炸药的 JWL 方程参数保持 PBXJJ2 原有数值不变，自拟的反应速率方程参数，见表 4.5。

表 4.5 自拟 PBXZN1 炸药反应速率方程参数

$\rho_e(\text{g/cm}^3)$	$I(\mu\text{s})$	b	a	x	G_1	c	d
1.63	44	0.222	0.01	4	111	0.222	0.667
y	G_2	e	g	z	λ_{igmax}	λ_{G1max}	λ_{G2min}
1.66	200	0.333	0.667	2	0.3	0.5	0.25

（4）结论

采用口径为 56mm 聚能装药冲击起爆不同厚度隔板覆盖的 PBXZN1，得到 PBX 炸药的临界起爆 u^2d 值介于 $40.8\text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$ 和 $41.6\text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$ 之间，与西安近代化学研究所周涛^[31]等人通过试验得到的 PBX 炸药引爆阈值 $38.4\text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$ 相近，鉴于仿真验证时对应的是隔板覆盖炸药，隔板对炸药的预压作用使得临界引爆阈值大于修正过程中预设的裸炸药的引爆阈值也是符合实际的，具体原理将在下一节详细阐述。

综合上述分析可知，通过调整 y 、 λ_{G1max} 、 λ_{G2min} 值来控制炸药临界起爆的隔板厚度和阈值是可行的，可以根据炸药感度的不同来调整相应的点火增长模型参数值，并据此作进一步的仿真研究；对于材料库中未包含的新炸药而言，Lee-Tarver 模型参数标定过程比较复杂，而实验得到临界隔板厚度相对简单，基于临界隔板厚度和上述分析依据，修正特定参数可以控制炸药起爆感度，从而快速获得与试验现象相符的模型参数值。

4.3 战斗部简化模型射流冲击减敏的影响分析

4.3.1 仿真模型分析

（1）聚能装药结构与射流形成过程

不敏感弹药试验对选用的聚能装药具有一定要求^[7]，本文第二章 2.3.2 节对射流刺激作了初步介绍，本文选用的是口径为 56mm 的基准弹，其形成的射流特征参数基本满足国外关于 IM 试验聚能射流的要求，本小节将对基准弹仿真模型作进一步详细的描述。

如图 4.4 所示，分别是基准弹的基本尺寸和仿真模型图，其中基本尺寸图中数值的

单位为 cm。药型罩材料为紫铜，密度为 8.93g/cm^3 ，软件中选用“CU-OF-JC”，药型罩模型参数采用 Johnson-Cook 强度模型和 Shock 状态方程^[4,6]；聚能装药炸药采用 8701 炸药^[4]，爆速约为 8400m/s ，C-J 压力约为 30GPa ，计算时采用 JWL 状态方程进行描述；此外，还需要建立足够大的空气域，使聚能装药和整个射流成型过程经过的区域均包含其中，为避免边界反射，在空气域的周围加上物质流出边界。射流成型的仿真计算与后续模拟射流冲击起爆炸药采用相同的单位制：“cm, g, μs ”。

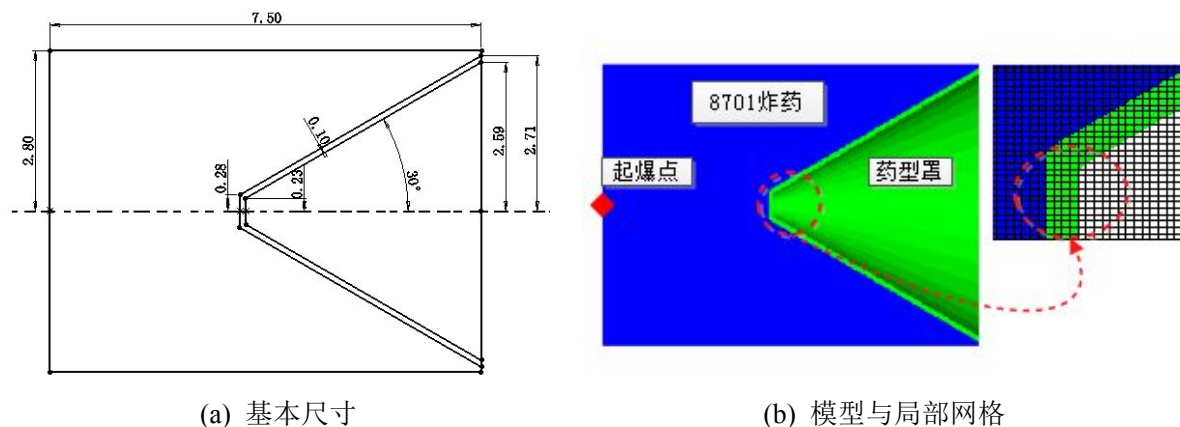


图 4.4 $\phi 56\text{mm}$ 基准弹示意图

通过设置起爆点将 8701 炸药引爆，药型罩在爆轰波的驱动下逐渐被压垮成型，成型过程采用的炸高为 80mm （1.43 倍口径），从引爆开始到射流基本成型经历的时间约为 $24\mu\text{s}$ 。射流成型后的形态和轴向速度分布，如图 4.5 所示。

由图 4.5 可知，仿真得到的 56mm 口径聚能装药形成的射流头部速度约为 6700m/s ，头部直径约为 5mm ，长度约为 110mm ，从射流头部到最大直径处速度近似为线性递减分布，直径近似为线性递增分布，取炸高为 80mm 时侵彻 45#钢的能力约为 200mm 。

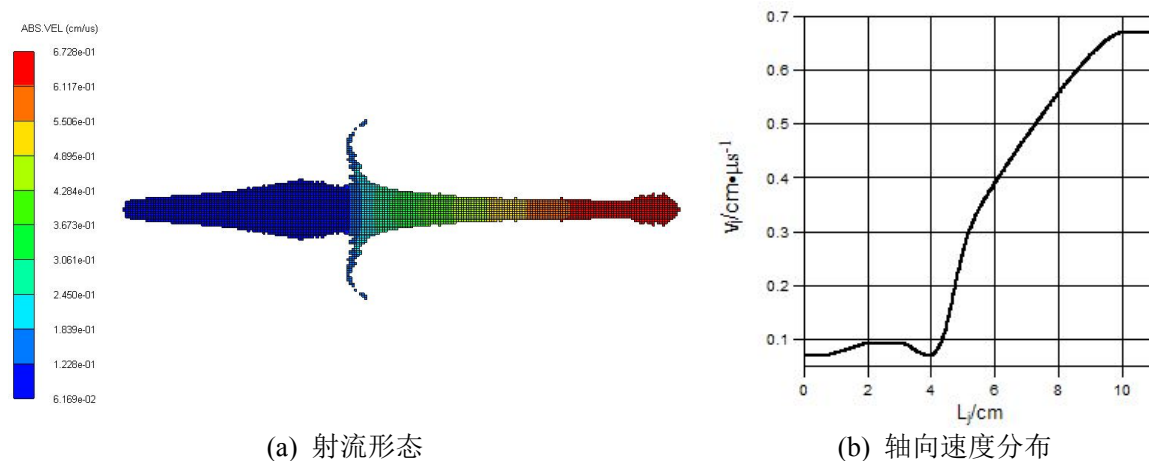


图 4.5 射流在 $24\mu\text{s}$ 时刻的形态与速度分布

模拟射流冲击起爆夹层炸药过程中，通过改变隔板的数量来调节厚度，进而调整射流的出射速度与直径，进而调整射流穿过隔板后的 v^2d 值， v^2d 值随隔板厚度变化的仿真计算曲线如图 4.6 所示。

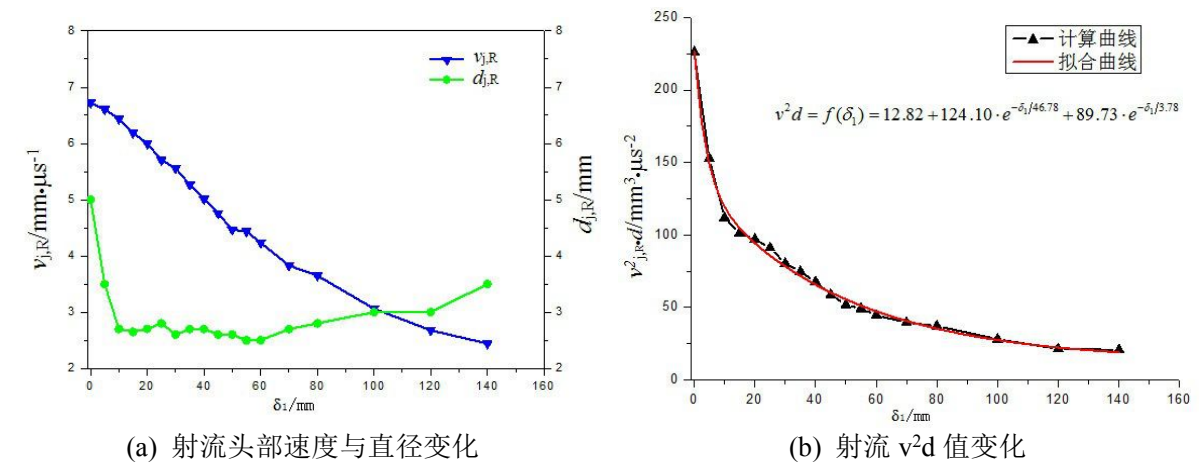


图 4.6 射流头部剩余特征参量随着隔板厚度变化

分析上图曲线可知，射流侵彻不同厚度隔板后，剩余射流速度随隔板厚度近似呈线性衰减，而射流头部直径受隔板厚度的影响较小，基本保持在 2.5mm~3.5mm 左右，初始头部直径为 5mm 左右。用于评估射流冲击起爆能力的重要参考值 v^2d 随着隔板厚度呈指数衰减规律，通过拟合后仿真计算值与拟合公式的计算结果相对误差在 10% 以内。

(2) 模型参数

模型中聚能装药部分已作详细介绍，隔板和底板均为 45#钢，分别采用 Shock 状态方程和 Johnson Cook 强度模型，模型主要参数见表 4.6。

表 4.6 45#钢模型参数^[4]

Shock					Johnson Cook			
Grüneisen 系数	C1 (cm/μs)	S1 (none)	T _f (K)	剪切模量 (Mbar)	屈服应力 (Mbar)	硬化常数 (Mbar)	硬化指数 (none)	应变率常数 (none)
2.17	0.4569	1.49	300	0.818	0.00352	0.003	0.26	0.014

本章研究的被发炸药选用新型高能钝感炸药 ANPyO，该炸药在耐热、机械撞击和摩擦等弱刺激下具有良好不敏感特性^[16-19]。然而，在强烈射流刺激下的表现目前是未知的，通过仿真和试验相结合来获得 ANPyO 炸药起爆临界参数是一种便捷有效的方法。

仿真过程中 ANPyO 炸药采用 Lee-Tarver 点火增长模型，通过试验获得了该炸药在 56mm 口径聚能装药射流作用下的临界隔板（45#钢）厚度约为 68mm，且炸药的威力与 B 炸药相当，因此，可以参照 4.2.3 节的方法在 COMBBJ2 的基础上修正得到 ANPyO 炸药的 Lee-Tarver 模型参数，见表 4.7。

表 4.7 自拟 ANPyOZN1 三项式反应速率方程参数

ρ_e (g/cm³)	I (μs)	b	a	x	G_1	c	d
1.62	50	0.222	0.01	4	514	0.222	0.667
y	G_2	e	g	z	λ_{igmax}	λ_{G1max}	λ_{G2min}
2.1	600	0.333	1	1.8	0.3	0.5	0.25

(3) 射流冲击起爆仿真方案

基于射流冲击起爆战斗部局部作用的简化模型, 相关的炸药起爆机理和规律已在上一章节加以详细论述, 特别是隔板覆盖炸药冲击起爆的相关研究。本章将基于简化模型的冲击起爆规律着重研究隔板与炸药间隙以及带壳装药各因素对战斗部射流冲击减敏的影响。因此, 选择了如图 4.7 所示的四种不同的仿真设置方案, 分别代表: (a) 炸药左端与隔板接触, 右端与底板接触; (b) 炸药左端与隔板间含气隙, 右端与底板接触; (c) 炸药带有约束壳体, 左端与隔板接触; (d) 壳体与炸药之间以及炸药内部含有间隙。

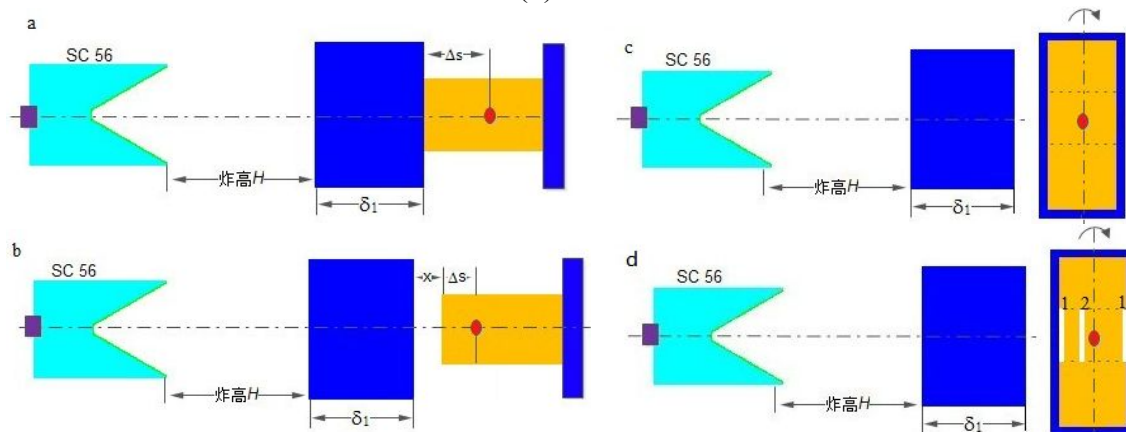


图 4.7 四种不同的冲击起爆仿真模型示意图

由于模拟对象 a 和 b 均为回转体, 故模型均采用 1/2 轴对称 2D 模型, 从而节约计算资源, 而为了更加真实的模拟射流冲击带壳装药的过程, 需要建立关于 $Z=0$ 平面对称的 3D 仿真模型 c 和 d, 射流可以先采用二维 EULER 方法形成, 然后采用三维映射的方法旋转成为关于 $Z=0$ 平面对称的模型, 带壳装药则直接在三维空间里建立模型。众所周知, 在网格划分过程中圆柱形端面的蝶状网格较密, 对计算速度的影响很大, 故实际建模时可适当的增多轴向尺寸并在炸药端面设置固壁边界来近似代替壳体两端的端盖。

4.3.2 间隙对夹层炸药射流冲击起爆感度的影响

进行战斗部减敏的相关设计和研究过程中, 壳体和炸药之间的间隙一直是关注重点, 已有的试验现象表明间隙不仅会改变临界隔板厚度^[25-26]而且会影响炸药的加载过程, 从而改变炸药的起爆模式。隔板与炸药之间的间隙关系到形变预压缩的程度、延迟引爆时间、延迟引爆距离等, 而底板与炸药之间的间隙关系到是否存在底端起爆的情况, 因此, 研究间隙的作用是分析裸炸药和带壳炸药冲击起爆差异的关键, 应作为重要的基础研究内容加以重视。

本小节利用 AUTODYN-2D 有限元程序计算了不同间隙时射流冲击起爆隔板覆盖 ANPyO 炸药的过程, 得到了接触和间隙情况下不同的炸药轴向密度、压力变化曲线, 并具体分析了间隙对冲击起爆结果的影响作用过程与机理, 为深入分析带壳炸药的冲击起爆问题奠定了基础。

(1) 隔板与炸药之间间隙变化仿真实例

1) 仿真模型

仿真时涉及炸药爆炸、射流成型，材料均发生大变形，因此，采用 Euler 形式的网格进行计算，网格大小 0.5mm；同时需要独立观察炸药和隔板的变化，故采用 Lagrange 形式的网格进行计算，网格大小 1mm；为了减小冲击起爆过程中边界效应的影响，Euler 区域设置为 320 mm×96mm，并设置 ALL EQUAL 的“Flow-out”边界条件；在被发炸药的轴向设置了 6 处高斯点用于记录密度、压力变化。射流侵彻隔板与被发药柱的计算采用“Euler-Lagrange”耦合算法，建立的 1/2 轴对称的计算模型，如图 4.8 所示。

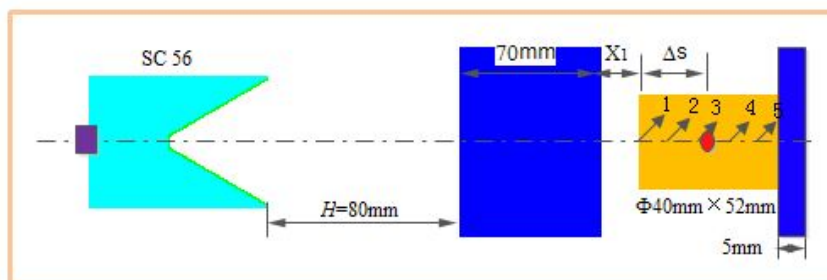


图 4.8 射流冲击起爆隔板覆盖含间隙炸药模型示意图

聚能装药与隔板、炸药、底板在同一高度、同轴设置，隔板尺寸为 80mm×80mm×70mm，底板尺寸为 40mm×40mm×5mm，材料均为 45#钢；被发炸药Φ40mm×52mm；H 为炸高为 80mm； X_1 为隔板与被发炸药之间间隙的大小。

2) 仿真方案

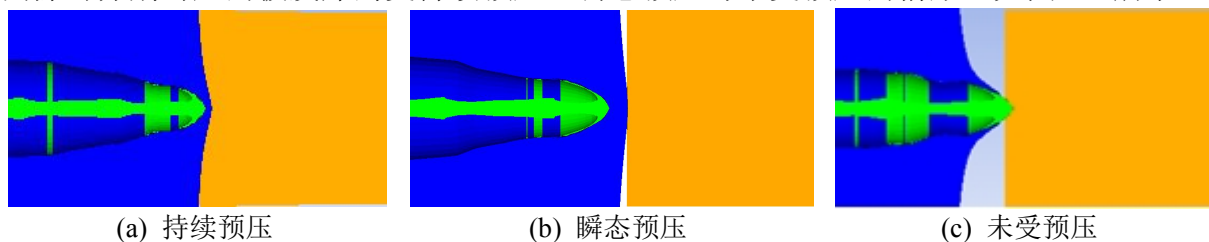
在下一章节的炸药感度试验中可知，ANPyO 炸药的临界隔板厚度约为 68mm，当厚度取 70mm 时炸药不发生完全爆轰，为此，仿真过程中以厚度 70mm 为参考值进行比较，分析间隙有无以及间隙大小对炸药起爆结果的影响。

第一步，选取隔板厚度为 70mm，间隙 $X_1=0\text{mm}$ 和 $X_1=10\text{mm}$ 进行研究，前者表示隔板与炸药完全接触，不含间隙，后者是根据经验得到的 45#钢隔板在射流侵彻作用下能够隆起的最大鼓包高度 6mm 确定的；

第二步，选取隔板厚度为 70mm，间隙大小从 0~10mm，每间隔 2mm 为一种方案。

3) 仿真结果及分析

为了便于观察，将二维模型局部放大并旋转 180°，可得不含间隙、含小间隙和大间隙时分别对应的被发炸药受持续预压、瞬态预压与未受预压的情形，如图 4.9 所示。



(a) 持续预压

(b) 瞬态预压

(c) 未受预压

图 4.9 隔板鼓包对炸药的影响

当 $X_1=0\text{mm}$ 时, 隔板与炸药直接接触, 隔板形变持续地对炸药产生预压缩作用, 使其表面形成凹坑, 同时伴随着射流侵彻隔板形成的初始冲击波传入, 被发炸药的起爆特性受隔板形变预压缩的影响最大; 当 $2\text{mm}\leq X_1\leq 8\text{mm}$ 时, 射流随鼓包一同撞击炸药, 鼓包与炸药接触前, 先驱冲击波无法传入炸药, 对炸药的作用减弱; 当 $X_1=10\text{mm}$ 时, 间隙大于隔板形成鼓包高度, 射流头部穿出隔板瞬间, 鼓包未触及被发炸药, 对炸药不产生预压缩作用, 初始冲击波也被间隙隔断, 射流直接冲击引爆被发炸药。

隔板与炸药接触时, 射流穿出隔板前时刻 (即 $54\mu\text{s}$ 时刻), 炸药内部轴向的密度分布云图与密度变化曲线, 如图 4.10 所示。

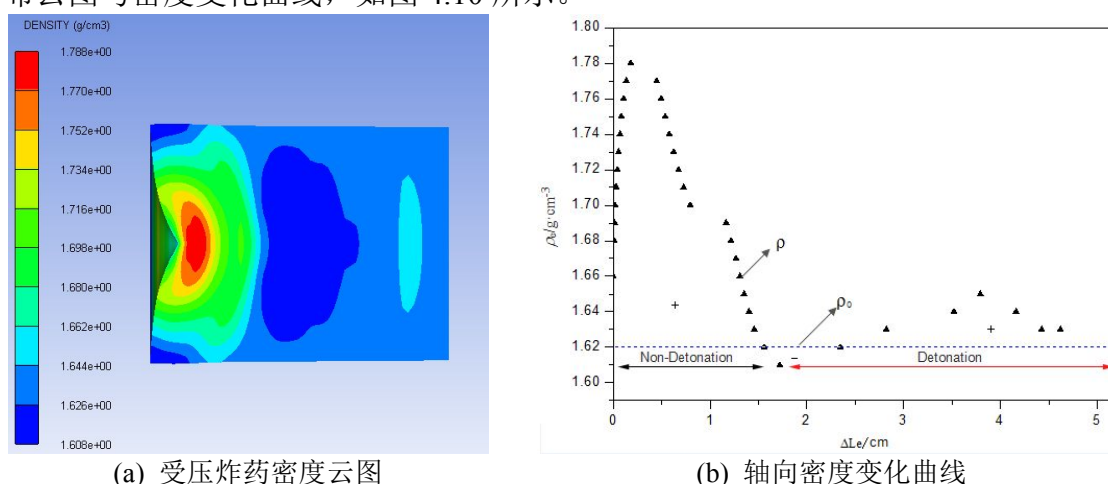


图 4.10 炸药密度云图与轴向变化曲线

由密度云图和轴向变化曲线可知, 当 $X_1=0\text{mm}$ 时, 由于先驱冲击波或隔板的鼓包的预压作用, 使得射流在侵彻炸药前炸药局部区域的密度由 1.62g/cm^3 上升至 1.78g/cm^3 , 预压区域的宽度为 16mm 。密度的改变在微观结构上的体现为炸药空穴等缺陷的减少, 从而导致炸药感度发生变化。

射流接触炸药瞬间, 输入炸药内部的压力变化趋势, 如图 4.11(a)为隔板与炸药接触时的压力变化, 图 4.11(b)为炸药与隔板间有 10mm 间隙时的压力变化。

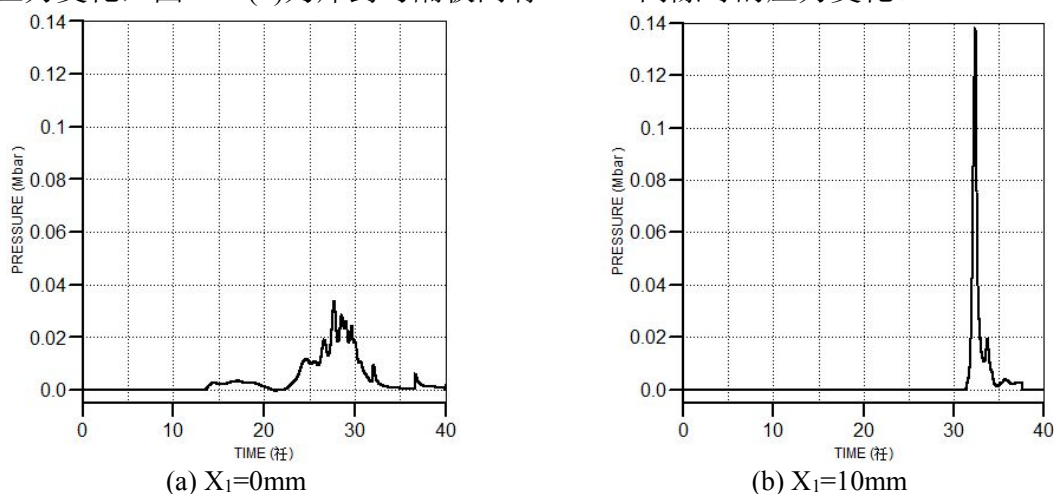
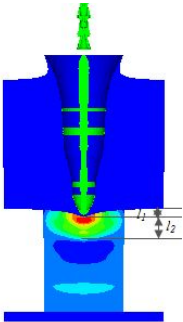


图 4.11 炸药压力加载历程对比

对比压力曲线可知，当隔板与炸药接触时，射流侵彻隔板产生的冲击波以面加载的形式缓慢地作用在炸药表面，因此，输入炸药内部的压力峰值较小但压力持续时间长，压力峰值约为 2.68Gpa，持续时间 13μs；当隔板与炸药间隙为 10mm 时，射流穿过隔板后头部直接侵彻炸药，在炸药表面瞬时加载一个持续时间短、峰值大的压力，压力峰值为 14Gpa，持续时间为 3μs，压力加载历程不同，导致炸药起爆的模式发生改变。

随着间隙大小的改变，炸药受到预压的程度不同，预压区域的宽度不同，延迟引爆距离Δs 也将发生变化，仿真计算的结果见表 4.8。

表 4.8 仿真计算结果

布局	隔板厚度 δ_1/mm	X_1 /mm	凹坑深度 l_1/mm	预压区域宽度 l_2/mm	密度峰值 $\rho_M/\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$	延迟引爆距离 $\Delta s/\text{mm}$
	70	0	4.54	15.66	1.779	42.2
		2	3.96	9.05	1.776	18.67
		4	1.92	4.09	1.770	16.57
		6	1.17	1.83	1.767	14.41
		8	1.01	1.53	1.743	11.71
		10	-	-	1.62	11.47

从表 4.8 可知，当隔板厚度相同时，射流穿出隔板前，随着间隙大小的增大，隔板形变形成的鼓包作用在炸药上形成的凹坑深度减小，同时炸药受预压区域的宽度也将变窄，密度峰值降低，受压区宽度变窄导致炸药的延迟引爆距离Δs 减小。通过简单的计算发现延迟引爆距离始终大于凹坑深度和预压区域宽度之和，表明炸药在穿过密度上升区域时炸药并未引爆，而当射流穿过受压区进入未受影响的区域时炸药才能被引爆。

分析上述仿真结果可知，不同间隙条件下隔板对炸药的作用大致归纳为三种类型：

① 持续预压型。隔板与被发炸药直接接触时，射流侵彻隔板导致的轴向形变对炸药产生持续的压缩，局部密度明显增大；同时伴随着初始冲击波持续地传入，导致在见证板附近传入稀疏波，炸药局部密度下降；初始冲击波不足以引爆炸药，射流穿过密度增大区域，在密度间断面引爆炸药。

② 瞬态预压型。隔板与炸药的间隙小于鼓包隆起的最大高度时，侵彻初期形成的初始冲击波被隔断，射流随着鼓包一起瞬时作用在被发炸药上，炸药密度、压力的突变仅发生在接触点附近且变化区域窄，而远离接触点的炸药来不及发生变化而保持原有的状态，延迟引爆距离随间隙增大而减小。

③ 无预压型。间隙的大小超出了鼓包最大的凸起高度，隔板有足够大的变形空间，因此，隔板对炸药引爆反应程度没有直接影响，仅起到调节射流头部速度与直径的作用。射流穿出鼓包直接作用在保持初始状态的炸药上，相当于射流直接引爆裸炸药。

(2) 炸药内部设置间隙仿真实例

为了进一步验证隔板与炸药接触时,隔板形变和先驱冲击波对炸药局部区域的压缩作用,以及该作用所导致延迟引爆距离的增加,接下来对炸药内部设置 8mm 间隙的情况进行仿真,一级炸药的长度以表 4.8 中隔板厚度为 70mm,间隙为 0mm 时的延迟引爆距离 42.2mm 为参考,取实际长度为 40mm,二级炸药仍为 52mm,在一级和二级炸药间设置 8mm 间隙,其余条件保持不变,冲击起爆过程如图 4.12 所示。

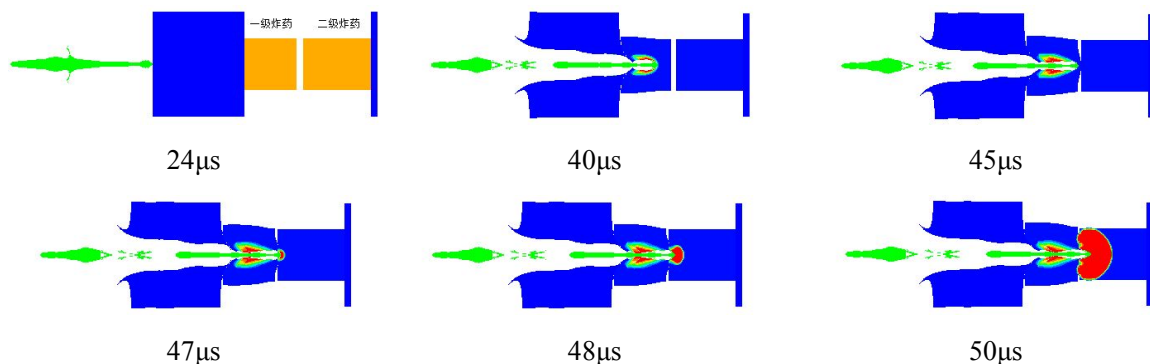


图 4.12 射流冲击起爆带间隙炸药历程图

由上图可知,射流穿过一级炸药的整个过程炸药都没有被引爆,在射流穿孔附近的炸药发生了较低等级的反应,如燃烧;而当射流穿出一级炸药抵达二级炸药时,二级炸药立即在表面被引爆。两级炸药的区别在于:一级炸药与隔板接触,在射流侵彻前受到隔板形变和弱的先驱冲击波的预压,使得局部密度升高,内部缺陷减少,自由表面积下降,从而使炸药变得钝感,射流对一级炸药穿而不爆;而设置的 8mm 间隙则使得二级炸药在受射流侵彻前不受预压,同时也没有冲击波输入,保持初始状态,故射流容易将其引爆。因此,若将炸药长度控制在可预压范围内,则可以达到穿而不爆的目的。

通过这一仿真实例,一方面证明了隔板形变与先驱冲击对炸药的钝化作用是真实存在的,而且是明显的;另一方面,也反映了间隙的存在对于炸药的安全性是极其不利的,应当尽量减小炸药内部的间隙以及其他缺陷的存在。

(3) 底板与炸药之间设置间隙仿真实例

由第三章内容可知,当炸药底端加上底板时,炸药将发生底端起爆,若在炸药和底板之间设置间隙,则能够阻止了炸药底端起爆。接下来对表 4.8 中隔板厚度为 70mm,间隙为 0mm 时的延迟引爆距离 42.2mm 为参考,在炸药和底板间设置 8mm 间隙,其余条件保持不变,冲击起爆过程如图 4.13 所示。

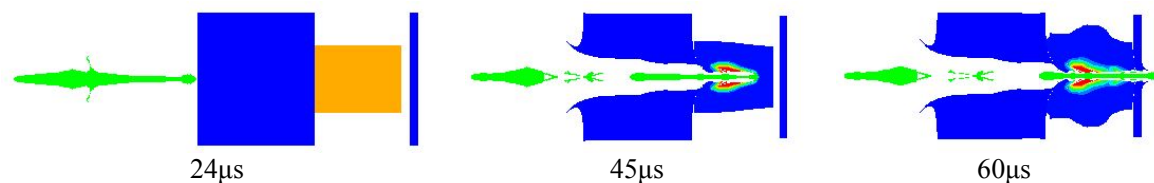


图 4.13 射流冲击起爆带间隙炸药历程图

由上图知, 当炸药和底板之间设置 8mm 间隙时, 炸药底端将不再有反射冲击波输入, 因此, 炸药不再发生底端引爆现象, 射流对炸药实现穿而不爆。

(4) 结论

仿真研究了射流冲击起爆不同间隙大小和位置的简化模型装药, 得出隔板厚度为 70mm 时, 随着间隙 X_1 的增大, 隔板鼓包对炸药的预压作用逐渐减弱, 输入的先驱冲击波的能量减小, 故炸药更容易被引爆, 延迟引爆距离 Δs 随之减小, 起爆模式也由侵彻起爆逐渐向撞击起爆模式过渡; 当炸药内部含有 8mm 间隙时, 一级炸药受预压而未引爆, 二级炸药在射流自由冲击作用下, 在炸药表面发生瞬时爆轰; 当底板与炸药之间带间隙时, 底板对冲击波的反射作用消除, 炸药由底端起爆向穿而不爆转变。总之, 通过改变间隙可以改变炸药的延迟引爆距离和起爆模式, 如图 4.14 所示。

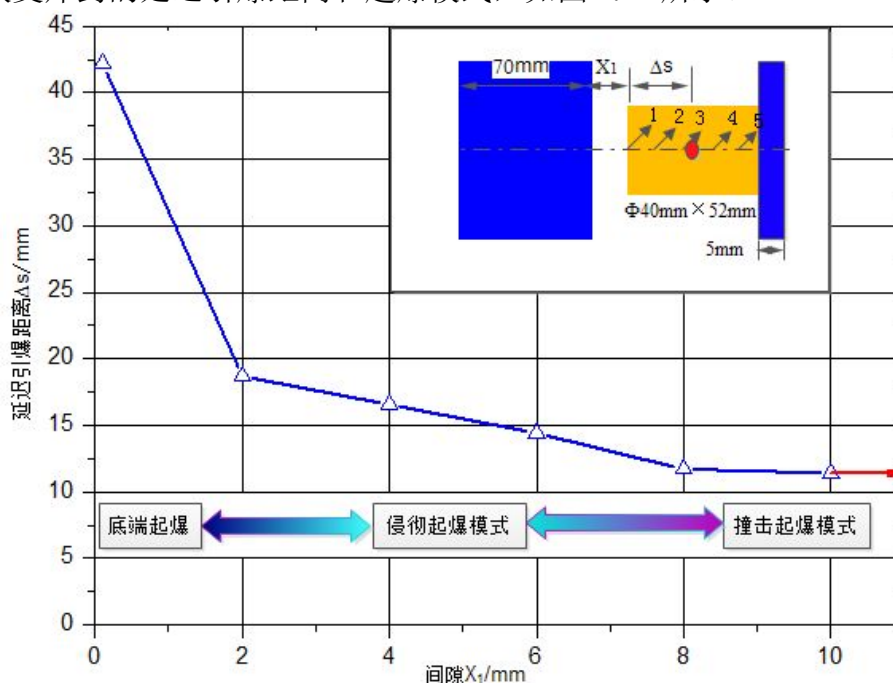


图 4.14 间隙对炸药延迟引爆距离的影响曲线

4.3.3 结构配置对带壳装药射流冲击起爆感度的影响

战斗部射流冲击起爆过程实际上是射流侵彻壳体产生的冲击波以及剩余射流对炸药作用的过程, 与战斗部的壳体参数、装填炸药的特性以及壳体和炸药之间的相互关系密切关联。对于带壳装药而言, 可以根据穿过壳体的射流刺激强度即射流头部速度的平方与头部直径的乘积 v^2d 值来评估壳体因素对炸药感度的作用, 并由感度行为曲线直观地体现, 包括延迟引爆距离曲线和响应等级 ERL 曲线。

通过前节基础研究发现, 对于夹层炸药, 隔板与炸药接触(图 4.7a)时最不容易被冲击起爆, 当隔板与炸药含有大的间隙时(图 4.7b), 炸药最容易被起爆, 而带壳装药(图 4.7c)的情况则介于两者之间的区域, 被称为炸药的“工作区”^[29], 通过基础研究的仿真结果(S)以及下一章节的试验结果(E), 可得 ANPyO 炸药和 8701 炸药的“工作区”, 见图 4.15。

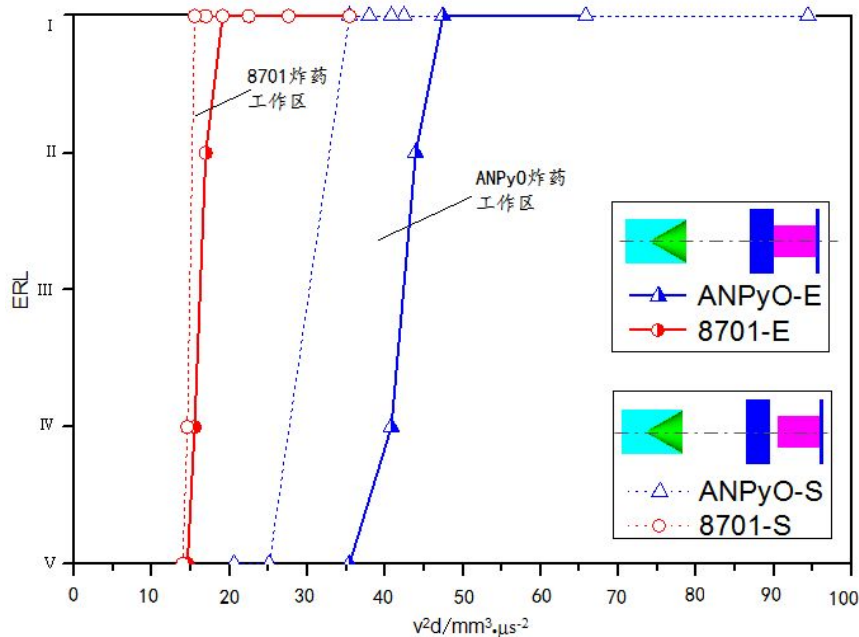


图 4.15 ANPyO 和 8701 炸药的反应等级曲线

如图 4.15 所示，钝感炸药 ANPyO 的工作区宽度大于 8701 炸药的工作区宽度，而且对应的射流刺激强度也明显高于 8701 炸药，因此，制备具有良好不敏感特性的炸药不论是对于提高战斗部整体不敏感性能还是拓宽战斗部结构设计空间都是至关重要的。

接下来，以壳体厚度为 10mm，材料为 45#钢，被发炸药尺寸为Φ52mm×100mm，密度为 1.63g/cm³ 的 ANPyO 炸药为标准模型（相当于战斗部的圆柱部），将进行三组不同对比因素下的带壳装药冲击起爆仿真研究，方案 1 针对壳体厚度不同的模型，方案 2 针对壳体材料不同的模型，方案 3 针对带间隙和缓冲材料的模型，具体见表 4.9。

表 4.9 仿真计算方案

方案	壳体厚度δ _c /mm	壳体材料	炸药类型	间隙/缓冲材料（5mm）
1	5/10/15	45#钢	ANPyO	—
2	10	铝/45#钢/钨合金	ANPyO	—
3	10	45#钢	ANPyO	接触间隙/内部间隙/尼龙

仿真建模的思路已在 4.3.1 节的仿真方案中说明，射流冲击起爆带壳装药的过程为 29μs 时刻射流穿过壳体与炸药接触，59μs 射流头部已将炸药引爆，94μs 时刻爆轰的炸药驱动壳体膨胀并产生裂纹和破片，同时射流贯穿整个带壳装药，见图 4.16。

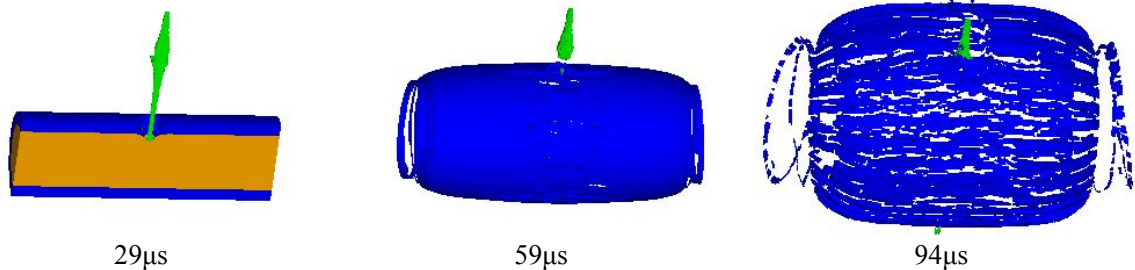


图 4.16 射流冲击起爆带壳装药过程图

通过对以 45#钢为材料的不同厚度壳体装药 ANPyO 进行仿真,得到了不同厚度壳体条件下炸药的响应情况,又由图 4.6 中隔板厚度与射流刺激 v^2d 的一一对应关系,可得炸药延迟引爆距离 Δs 和炸药响应等级 ERL 随着射流刺激 v^2d 的变化情况,见图 4.17。

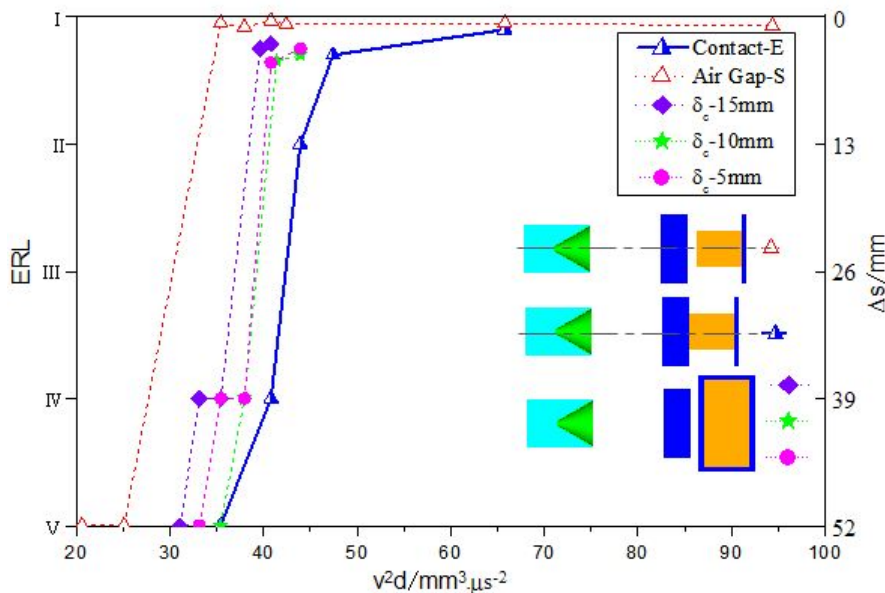


图 4.17 壳体厚度对带壳装药感度的影响

比较图 4.17 中曲线可知, 15mm 厚度的壳体时, 炸药达到 I 级爆轰所对应射流刺激最弱, 5mm 厚度其次, 而 10mm 厚度时, 对应射流刺激最强, 不敏感性能最佳, 表明壳体厚度或增加或减小对于带壳装药的减敏都是不利的, 存在最佳厚度值。由第三章图 3.12 可知, 对于 45#钢而言, 当壳体厚度由 10mm 减小到 5mm 时, 其约束作用迅速降至很低水平, 此时对应的带壳装药的冲击起爆性能与裸炸药更为接近; 当厚度由 10mm 增至 15mm 时, 壳体的约束强度接近于最大值, 此时壳体的约束作用对于炸药感度的影响明显而壳体对射流刺激的削弱作用很小, 相应的壳体装药的敏感度增大。

由第三章的圆筒约束作用理论计算可知, 壳体材料的屈服强度 σ_s 对于约束强度的影响较大, 从而对炸药装药起爆特性的影响是不容忽视的。仿真计算了壳体壁厚为 10mm 的铝、45#钢以及钨合金的带壳装药的射流冲击起爆过程, 如图 4.18 所示, 给出了不同壳体材料对应的带壳装药的感度行为曲线。由于在处理仿真计算的结果时考虑的是射流刺激穿过壳体时的 v^2d 值, 此时, 壳体密度的差异而所导致射流速度变化并不会影响壳体约束作用对炸药感度的评估。

当采用屈服强度远高于 45#钢(352MPa)的钨合金(1506MPa)为壳体材料时, 炸药响应等级曲线往隔板覆盖含间隙炸药的 ERL 曲线靠近, 此时带壳装药的感度升高; 当采用屈服强度(337MPa)略小于 45#钢的 AL7039 作为壳体材料时, 炸药响应等级曲线往隔板覆盖炸药的 ERL 曲线靠近, 此时带壳装药的感度略有降低。因此, 在厚度一定的情况下, 壳体材料的屈服强度是影响壳体对炸药的约束作用的关键因素, 材料的屈服强度

越高,壳体对炸药的约束作用越显著,射流与炸药相互作用的时间越长,且在受约束的密闭空间里炸药的反应速率也将增大,并最终导致炸药被引爆的可能性增加,对于整个带壳装药的减敏是不利的。

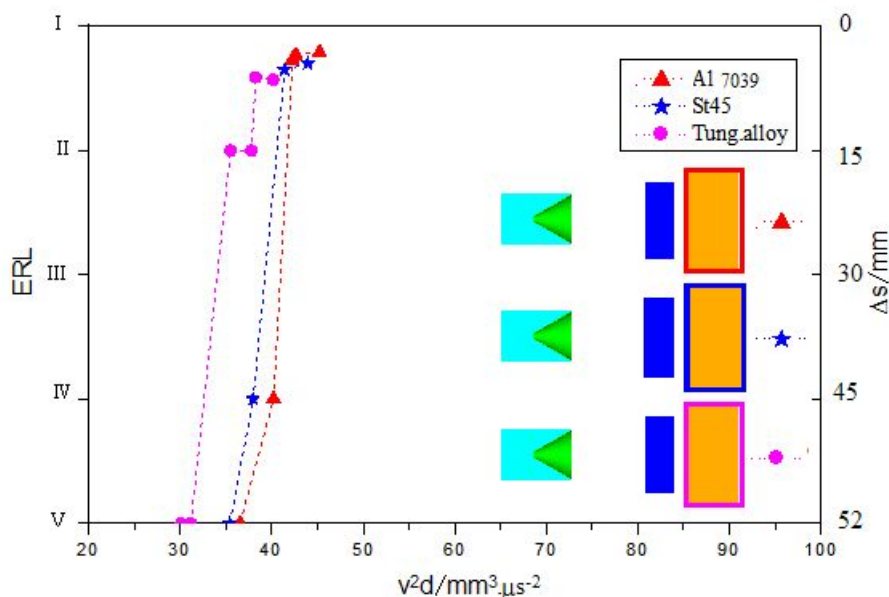


图 4.18 壳体材料对带壳装药感度的影响

如图 4.19 所示,当存在侧向间隙和内部间隙时,带壳装药的响应等级曲线向裸炸药对应的曲线靠近,带壳装药的感度升高;当壳体与炸药之间设置缓冲层时,能起到一定的减敏效果,响应等级曲线向隔板覆盖无约束炸药曲线靠近,缓冲层主要在射流撞击壳体瞬间对输入冲击波的峰值压力起到一定的缓冲作用,可以将射流对战斗部的起爆模式由先驱冲击波起爆逐步转化为侵彻起爆,从而增大战斗部的延迟引爆距离,此外也减小了带壳装药底端起爆的可能性。

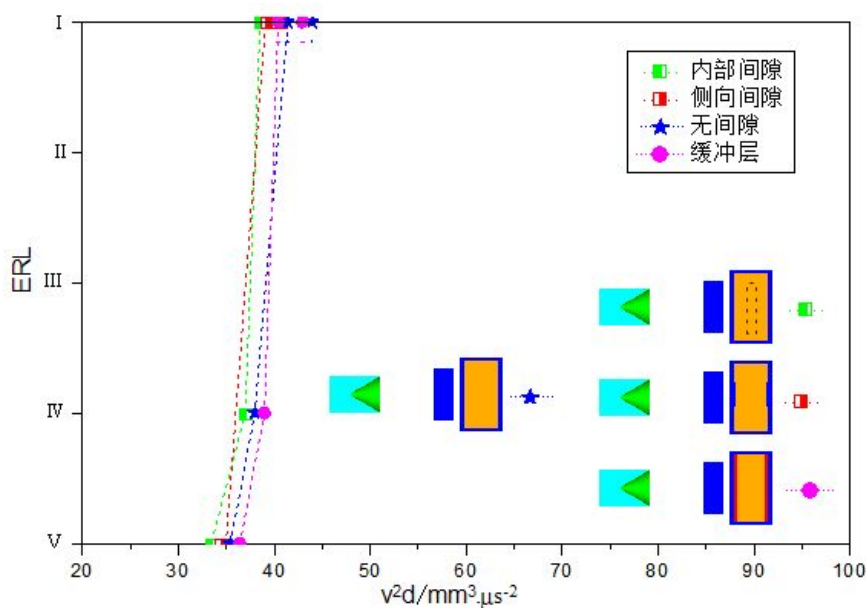


图 4.19 间隙和缓冲材料对响应等级曲线影响

综合上述仿真研究结果,可用于指导战斗部减敏设计的结论有以下几点:

1) 采用具备良好不敏感特性的炸药是实现战斗部减敏的重要技术途径之一,钝感炸药大幅提升战斗部不敏感性能的同时能够为不敏感战斗部研发预留更多的设计空间。

2) 不论是壳体与炸药之间的间隙还是炸药内部的间隙都使得战斗部的不敏感性能下降,因此,要尽可能通过先进的装药技术,减小壳体与炸药的接触间隙以及炸药内部的孔隙和缺陷。

3) 隔板形变预压使得炸药内部形成局部密实区,射流穿过该区域而不引爆炸药,从另一个角度反映出提高炸药密度可以减少炸药内部气隙和空穴,进而降低战斗部的敏感度,故可以通过改进装药技术尽可能地提高炸药的装填密度来实现战斗部的减敏。

4) 薄壳体对炸药约束作用很弱,带壳装药的射流冲击感度行为曲线接近于裸炸药,厚壳体对炸药的约束作用明显,相应的感度行为曲线同样接近于裸炸药,故壳体壁厚与防护结构之间存在最佳的匹配厚度,单纯地依靠战斗部自身的壳体不足以抵抗射流刺激,要实现战斗部减敏还需借助于外部的辅助设计,例如,设计针对每发弹药的泄压式集装箱、设计具备良好防护性能的弹药储存箱或弹药舱等。

5) 材料屈服强度对于降低壳体约束强度的作用明显,但战斗部对壳体强度有一定要求,通过降低壳体材料强度来实现战斗部减敏的途径并不可取,然而,可以通过降低战斗部的某些部位的材料强度来制造薄弱点,使战斗部遭受射流冲击时从该薄弱点处泄压,从而降低整个战斗部的反应等级,例如,在战斗部与引信连接处带有内外螺纹的泄压套,根据不同的需求泄压套的材料可选择铝、玻璃钢、尼龙等。

4.4 本章小结

本章首先介绍了 Lee-Tarver 点火增长模型的基本思想、模型对两相状态炸药的描述以及炸药点火增长过程的描述,然后介绍了 AUTODYN 软件中对炸药起爆的判定方法,并采用统计分析和控制变量的方法详细分析了三项式点火增长模型中 12 个可调参数的作用,并进行了相应的修正验证。根据临界隔板厚度的试验结果拟合了新型炸药 ANPyO 的反应速率方程参数;最后运用仿真方法对“实现战斗部减敏”的具体因素进行了计算和结果分析,总结了间隙大小、壳体形变预压等对炸药冲击起爆的影响,在此基础研究之上,对不同壳体厚度和材料以及带有间隙和缓冲层的带壳装药的响应行为进行了研究,得到了“实现战斗部减敏”设计的指导思想和方法。通过研究表明单纯地依靠战斗部自身的机构设计来提高其抵抗射流的能力很有限,因此,核心的含能要素研制高能钝感炸药仍然是重点,同时通过战斗部起爆机理研究指导弹药外围防护的设计,包括泄压环、泄压式弹药箱等设计,进而从整个弹药系统出发研制不敏感弹药,同时需要兼顾战斗部自身的威力。

5 战斗部简化模型射流冲击起爆试验研究

5.1 引言

本文对射流冲击起爆战斗部局部作用区域进行了简化,得到了三种不同形式的简化模型,并对射流冲击起爆各简化模型的起爆机理和规律进行了研究,最后分析了以新型钝感炸药 ANPyO 为被发炸药的战斗部简化模型的减敏规律。但数值仿真终归有其不足之处,不能有足够的说服力,许多仿真模型的参数都是基于试验数据获取的,因此,还需要一定的试验数据的支撑。本文第三章研究了不同隔板厚度下不同冲击起爆模式,当隔板厚度增大到某一临界时,被发炸药将不再被起爆;第四章基于试验获得的临界厚度,得到了 ANPyO 炸药的反应速率方程参数,并分析了隔板的形变预压效应、炸药长度的影响等,本章将通过战斗部简化模型射流冲击起爆试验验证仿真的部分结果与结论,同时对比 ANPyO 和 8701 炸药的感度,从而证明炸药在不敏感弹药设计中的重要作用。

目前,研究射流相关的细节问题多采用 X 光摄影技术,但其固有的缺陷是拍摄的帧数很有限,对于帧与帧之间的触发时间控制非常严格,而射流冲击起爆炸药的作用时间很短,同时存在炸药爆轰产物的干扰,故采用 X 光很难确定厚隔板与炸药交界面处的射流速度与直径^[31,67-68],然而,国外学者 Held 等人^[22,25-28]使用的高频(10⁶fps)分幅摄影技术也是目前研究过程中所不具备的,因此,本文将比对更多的试验照片和仿真结果来进行验证,以弥补由于试验手段不足而导致的细节观察不充分的情况。

本章主要工作是设计战斗部简化模型射流冲击起爆试验,通过锡箔靶测速法获取射流侵彻隔板的平均速度并测量隔板的射流穿孔,观察底板冲塞、残余炸药等评估炸药反应程度,并对比试验结果和仿真结果,验证仿真分析的准确性。此外,进行射流的侵彻试验,测定了基准弹射流的最大侵深并得到了隔板的孔径数据。

5.2 试验设计

5.2.1 试样分析

(1) 56mm 口径聚能装药及性能

根据 STANAG 4526 试验程序^[58],要求试验用空心射流应具备以下典型性质,即炸高为 70~100mm,穿透能力为 127~229mm。本试验选用与仿真所用结构完全相同的 56mm 口径的聚能装药,装药结构已在前面章节详细阐述,实物见图 5.1。

该口径的聚能装药作为试验时常用的基准弹已经发展的较为成熟,并且进行过大量的 X 光拍摄试验,本课题组的陈闯等人对射流的成型过程进行了 X 光拍摄试验,详细的试验布局和试验过程可以参考文献[2],试验获取了较高质量的图像数据,两个不同时

刻的射流的 X 光图像，如图 5.2 所示。



图 5.1 $\phi 56\text{mm}$ 口径聚能装药实物图

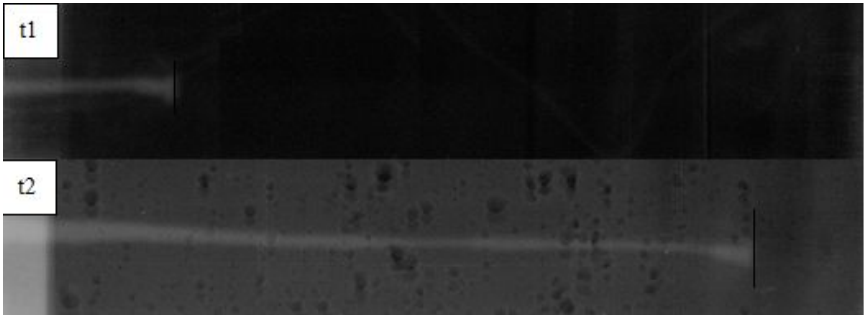


图 5.2 两个不同时刻的聚能射流 X 光图像

为了测定该射流的侵彻能力，进行了相应的侵深试验，试验布局和侵彻靶板的结果如图 5.3 所示，试验获得的侵深以及靶板射流入口和出口孔径结果见表 5.1。



(a) 试验布置

(b) 侵彻靶板

图 5.3 聚能射流侵深试验照片

表 5.1 $\phi 56\text{mm}$ 聚能装药射流侵深试验结果

编号	主装药 类型	炸药质量 (g)	侵深 L_{max} (mm)	入口孔径 (mm)	出口孔径 (mm)	备注
1#	8701	230	196	32	6	——
2#	8701	230	181	32	5	第二块靶板有杵堵
3#	8701	230	180	30	5	第一块靶板刚透

通过 X 光试验可得，炸高为 80mm 时射流头部速度 6850m/s，射流头部直径略大，其余射流部分近似为等直径变化，仿真计算的射流速度约为 6720m/s，与试验结果吻合；通过侵深试验实测的射流侵彻 45#钢的能力约为 180mm，仿真结果为 200mm。可见该聚

能装药射流基本满足感度试验要求，关于射流成形与侵彻的数值模拟计算是可靠的。

（2）被发炸药试样

被发炸药：ANPyO 炸药，参照文献^[17-19]实验室自制，呈黄色粉末状小颗粒，粒径 2~70μm，熔点大于 340℃。采用Φ40mm 的压药模具，通过压药机施加 5t 左右的压力，保压 10s，将炸药粉末压制形成Φ40mm×26mm 的圆柱形被发药柱，可以根据实际需要选择 1 个或多个药柱进行试验，试样的密度为 1.62g/cm³，如图 5.4（a）所示；对照试样：8701 炸药，采用相同的方法压制，保持与前者相同的尺寸与密度，如图 5.4（b）所示。

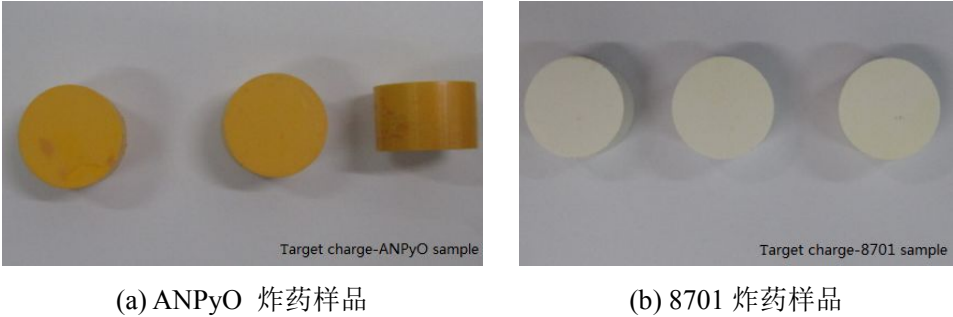


图 5.4 被发炸药试样

5.2.2 试验方案

第一组方案：临界隔板厚度试验

为了获得射流侵彻不同隔板厚度下新型钝感炸药 ANPyO 的响应情况以及临界爆轰时的隔板厚度，设计了带挡板的隔板试验。

试验过程中，通过改变隔板的数量来调节厚度，进而调整射流的出射速度与直径。为了减少 ANPyO 炸药的试验次数，采用“Langlie 法”^[71]测试临界厚度，即若隔板厚度为 a 时，被发炸药发生完全爆轰；当隔板厚度增至 b 时，没有任何反应；那么，接下来以 $(a+b)/2$ 进行试验，若不发生反应，则临界厚度介于 a 与 $(a+b)/2$ 之间，反之则介于 $(a+b)/2$ 与 b 之间。依次类推，不断地缩小试验范围，直到找到临界点为止。

依据“Langlie 法”的思想，测试 ANPyO 炸药的临界隔板厚度时，从最小厚度 40mm 开始试验，最大厚度取 80mm，具体的厚度取值方案，见图 5.5。

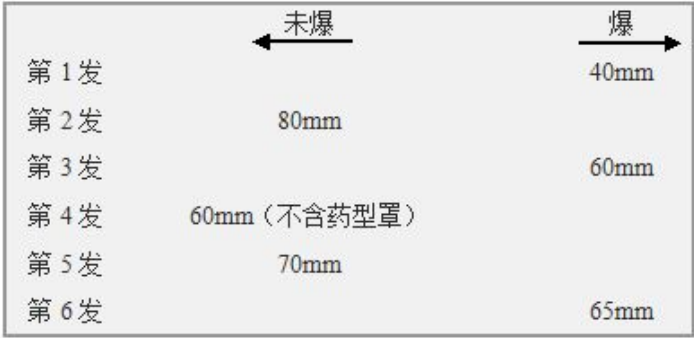


图 5.5 ANPyO 炸药的试验步骤

第二组方案：炸药射流感度对比试验

炸药作为战斗部中重要的含能材料，其感度与战斗部的不敏感性能密切关联，研发具备良好不敏感特性的炸药是不敏感弹药设计的两个关键理念之一，因此，有必要对 8701 炸药射流感度进行试验研究，并将试验结果与 ANPyO 炸药的结果比较。

由经验可知，8701 炸药的射流感度要高于 ANPyO 炸药的射流感度，故 8701 炸药对应隔板的厚度初始值以 ANPyO 不爆时的最大隔板厚度 80mm 为参考，在先期试验过程中隔板厚度增大到 100mm 时，8701 炸药仍发生爆轰，在无法预估 8701 炸药不被引爆时对应的最大隔板厚度情况下，无法依照“Langlie 法”进行试验，故以 20mm 间隔递增，最大厚度达到 160mm，试验取值方案，见图 5.6。



图 5.6 8701 炸药的试验步骤

第三组方案：被发药柱长度变化试验

通过仿真发现侵彻起爆模式下，当炸药底端与底板接触时，炸药可能发生底端起爆的现象，这与冲击波在底板反射有关，而起爆条件又与炸药的长度相关联，为了验证这一规律，设置 ANPyO 药柱长度为 26mm，隔板厚度 80mm 的测试组。

第四组方案：间隙试验

为了验证仿真发现的在隔板与炸药之间设置间隙时，射流穿过隔板后自由侵彻被发炸药，使其更容易在表面附近被射流冲击起爆，炸药延迟引爆距离缩短的现象。设置隔板厚度 80mm，间隙 5mm，ANPyO 药柱长度为 52mm 的测试组。由于缺乏有效的测试手段，炸药的预压效应以及延迟引爆距离等无法观测，故不再进行间隙大小细分的试验。

5.2.3 试验设置

图 5.7 给出了试验的整体布局，射流冲击起爆试验区和人员、测试仪器分别位于防护墙的两侧，以确保人员与测试设备的安全。试验过程中主要使用的器材包括：起爆器、六通道测时仪、锡箔靶纸、挡板、隔板、聚能药柱、炸高筒、被发药柱以及导线等。

测速仪器：锡箔靶若干，设置在隔板不同位置；NLG202G-2 型六路电子测时仪 1 台（最小时间分辨率为 $1\mu\text{s}$ ），记录射流侵彻每两个锡箔靶之间隔板的时间。测量射流侵彻隔板平均速度采用“锡箔靶测速法”^[55]。

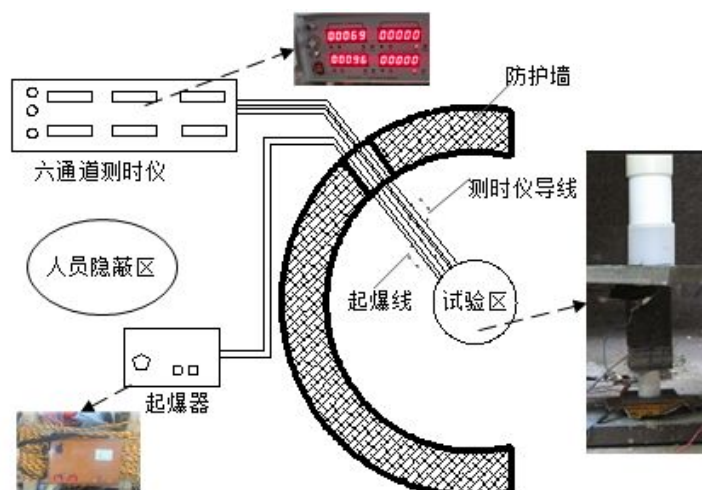


图 5.7 试验总体布局示意图

为了验证不同的问题，整个试验过程包含了四组不同的设置方案，试验区的设置如图 5.8 所示，左侧为试验设置示意图（单位：mm），右侧为相应的实景图。

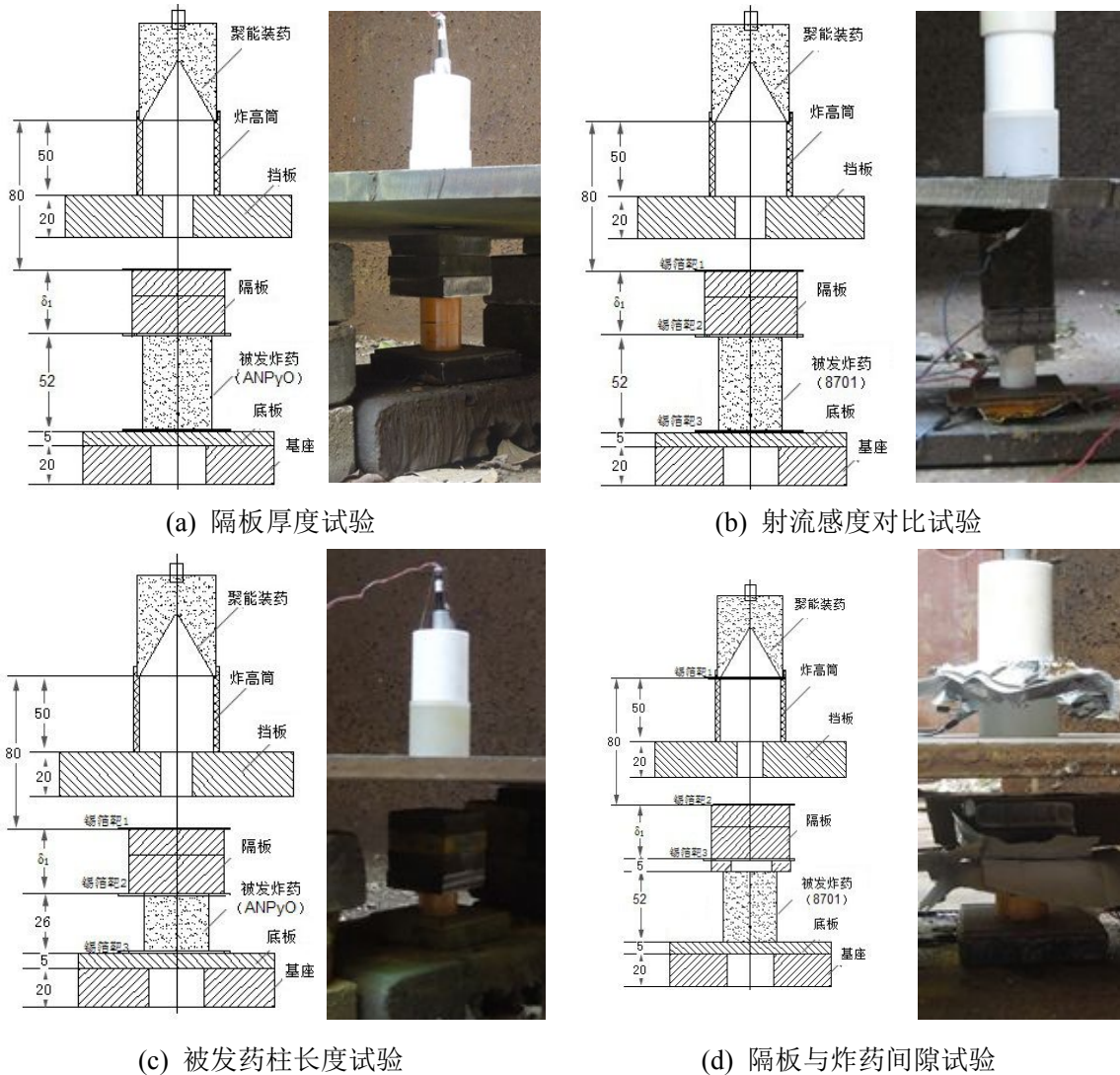


图 5.8 试验区设置示意和实景图

试验时聚能装药炸药爆轰有可能导致被发炸药殉爆，故在炸高筒和隔板之间设置带中心孔 $\Phi 30\text{mm}$ 的 $500\text{mm}\times 500\text{mm}\times 20\text{mm}$ 的挡板，如图 5.8 所示，用于削弱聚能装药爆炸产生的爆轰波以及爆轰产物对射流冲击起爆被发药柱的影响，由此评估被发药柱抗射流冲击起爆的能力。

试验过程中，准备了 1mm、2mm、10mm、20mm 厚度不等的隔板，通过改变隔板的数量来调节厚度，进而方便地调整射流的出射速度与直径。但采用多层叠装的方式时，隔板之间可能存在非意愿的间隙而影响射流的侵彻能力，这点不足希望能够在将来的试验中得到改进。

5.3 试验结果与分析

5.3.1 隔板厚度变化试验结果

仿真过程中发现隔板厚度的变化不仅会影响起爆模式，而且不同隔板厚度对应的炸药的起爆情况完全不同。鉴于试验技术有限的原因，不能够区分反应是由哪种起爆模式引起的，但炸药的响应等级可以从试验现场残留的炸药粉末、底板的冲塞与凹陷情况以及隔板底部的爆炸印痕等现象来判断，见图 5.9。

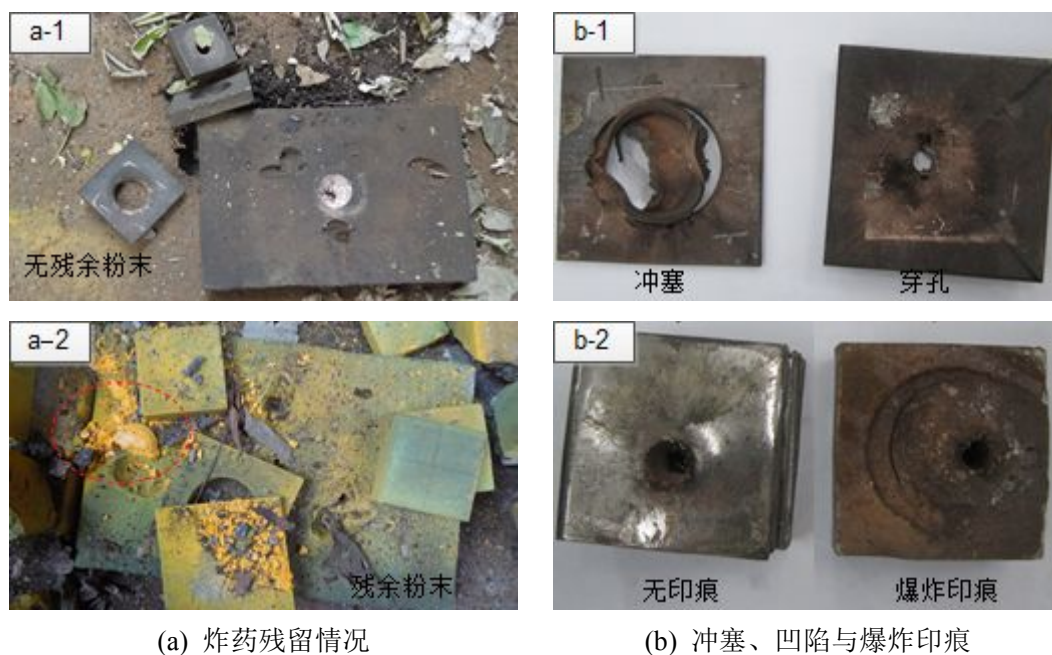


图 5.9 不同响应等级下目标特征的对比

ANPyO 炸药的试验总共进行了 6 发，其中包括 1 发(弹序 4)验证挡板隔爆效果的试验（主发炸药不含药型罩）和 5 发(弹序 1, 2, 3, 5, 6)不同隔板厚度的冲击起爆试验。根据第二章 2.3.2 节对刺激响应等级的分类（I~V），从 V 类到 I 类反应剧烈程度增强，反应特征分别为燃烧、爆燃、爆炸、局部爆轰与完全爆轰。试验后得到底板冲孔、炸药粉末残留等响应情况的结果，见表 5.2。

表 5.2 不同隔板厚度下 ANPyO 炸药试验结果

弹序	药柱长度 (/mm)	隔板厚度 /mm	残余炸药 (0/1)	冲塞孔径 /mm	射流穿孔 /mm	响应特征	响应等级 (I ~V)
1	52	40	0	45	—	完全爆轰	I
2	52	80	1	—	6.4	燃烧	V
3	52	60	0	43	—	完全爆轰	I
4	52	60	1	—	—	未反应	NR
5	52	70	1	—	15	爆燃	IV
6	52	65	0	40	—	局部爆轰	II

试验的结果表明，隔板厚度为 40mm（弹序 1）时，ANPyO 炸药发生 I 级响应，爆轰后现场无残留炸药粉末或药块，见图 5.9(a-1)，且底板上形成冲塞，与 ANPyO 接触的隔板底部有明显的爆炸印痕，见图 5.9(b-2)。

当隔板厚度为 80mm(弹序 2)时，ANPyO 炸药发生 V 级响应，反应的剧烈程度明显下降，通常情况下，现场还残留有被发炸药的粉末及烧蚀的纸片，见图 5.9(a-2)，底板未发生冲塞，仅留有射流的穿孔和熏黑痕迹，如图 5.9(b-1)，隔板底部也没有爆炸印痕。

当采用 40mm 和 80mm 平均值 60mm(弹序 3)时，ANPyO 炸药又发生 I 响应，因此，设计了相同口径的不含药型罩的炸药作主发炸药而其余条件与(弹序 3)完全形同的实验组(弹序 4)，结果 ANPyO 炸药未发生任何反应，隔板也无明显变化，由此可见(弹序 3)的测试结果主要由射流引起的，挡板起到了隔爆的作用。

当采用 70mm 厚隔板时（弹序 5），试验现场发生少量的残余炸药，底板上有熏黑的痕迹，表明炸药发生过燃烧，此时 ANPyO 炸药仅发生IV响应等级。

进一步细化，在 60mm 与 70mm 的试验基础上，选择了中间厚度 65mm（弹序 6），观察到底板冲孔减小，炸药反应的威力有所降低，ANPyO 炸药发生了 II 响应。

综上所述，取 65mm 与 70mm 的平均厚度约 68mm 作为 ANPyO 炸药爆轰与不爆轰的界限。通过不同厚度的隔板试验，不仅观察到炸药不同的响应特征情况，较为粗略地划分了炸药的响应等级，同时，也为 ANPyO 炸药的冲击起爆仿真时采用模型参数的修正提供了试验参考值。

5.3.2 炸药射流感度对比试验结果

（1）8701 炸药试验结果

考虑到不同炸药的微观结构、化学性能等差异而导致感度区别很大，炸药又是战斗部包含的最主要的含能要素，对于战斗部的安全性能起到至关重要的作用，因此，有必要对相同加工工艺和密度的 8701 炸药和 ANPyO 炸药感度进行对比，主要包括测试炸药的临界隔板厚度以及后续通过侵彻试验与仿真计算得到的判据值的比较。ANPyO 炸药

的临界隔板厚度已给出，8701 炸药的试验结果见表 5.3。

表 5.3 不同隔板厚度下 8701 炸药试验结果

弹序	药柱长度 (/mm)	隔板厚度 /mm	残余炸药 (0/1)	冲塞孔径 /mm	射流穿孔 /mm	响应特征	响应等级 (I ~V)
1	52	80	0	50	—	完全爆轰	I
2	52	100	0	49	—	完全爆轰	I
3	52	120	0	47.5	—	完全爆轰	I
4	52	140	0	45	—	完全爆轰	I
5	52	160	1	—	13	局部爆轰	II

对比表 5.2 和表 5.3 的结果表明，当隔板厚度为 80mm 时，ANPyO 炸药的响应等级已降至 V 级，而相同条件下的 8701 炸药却发生了完全爆轰，试验后现场未残留任何炸药粉末，且底板上形成大的冲孔；当隔板厚度以 20mm 间隔增大至 140mm 时，8701 炸药仍发生了完全爆轰；当隔板厚度增至 160mm 时，虽然试验后现场未发现残余炸药，但底板上也并未形成大的冲孔，仅仅形成了较明显的凹坑和较小的射流穿孔，这表明炸药的反应还达不到完全爆轰时的威力，而仅仅发生了威力较小的局部爆轰，此时，160mm 左右的厚度可以认为是 8701 炸药的临界隔板厚度，是 ANPyO 炸药临界隔板厚度的 2.35 倍，可见，相同条件下 ANPyO 炸药要比 8701 炸药要钝感得多。

根据试验获得的隔板厚度与炸药响应等级的对应关系以及图 4.6(b)的拟合曲线方程近似地可以计算出射流刺激强度与炸药响应等级 ERL 之间的关系，如图 5.10 所示，从图中可以更加明显地对比 ANPyO 炸药和 8701 炸药在不同射流刺激作用下的区别。

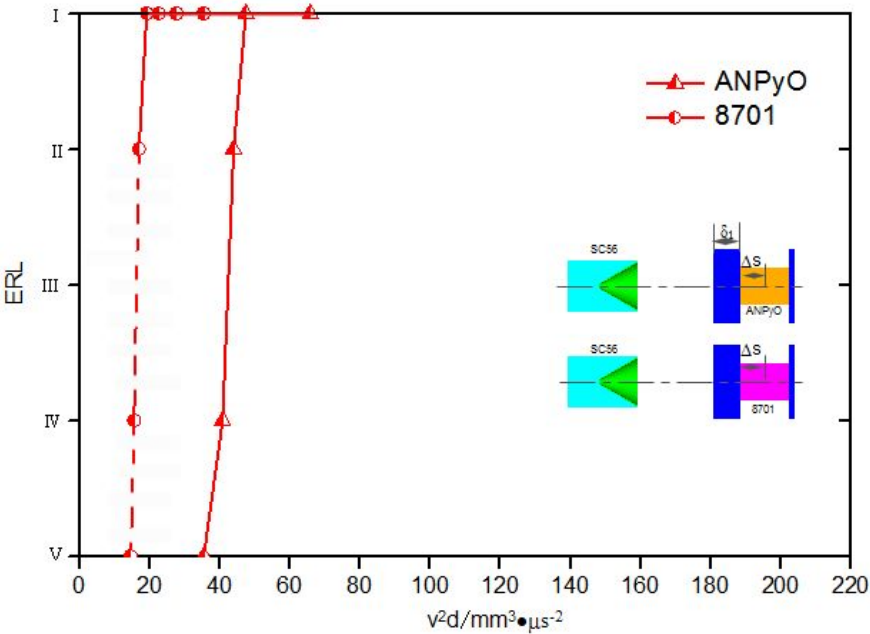


图 5.10 两种炸药的响应等级曲线对比

(2) ANPyO 炸药和 8701 炸药射流感度值计算

对于不同尺寸的射流源,射流撞击起爆厚隔板覆盖炸药的开坑速度的平方和射流头部直径的乘积是一常数,称为射流引爆临界阈值或 u^2d 准则。由于采用 X 光很难确定厚隔板与炸药交界面处的射流速度与直径^[31,67-68],因此,需要辅助仿真来确定射流到达隔板与炸药交界面处的头部剩余速度与直径。为了验证射流侵彻靶板数值模拟方法以及模型参数的可行性和可靠性,采用锡箔靶测速得到了两组射流侵彻隔板的平均速度,并将隔板试验和侵深试验的隔板剖开测量侵彻孔径的大小,从而获得了更多的对比数据,如图 5.11 所示,分别是三组隔板射流穿孔剖面的对比图。

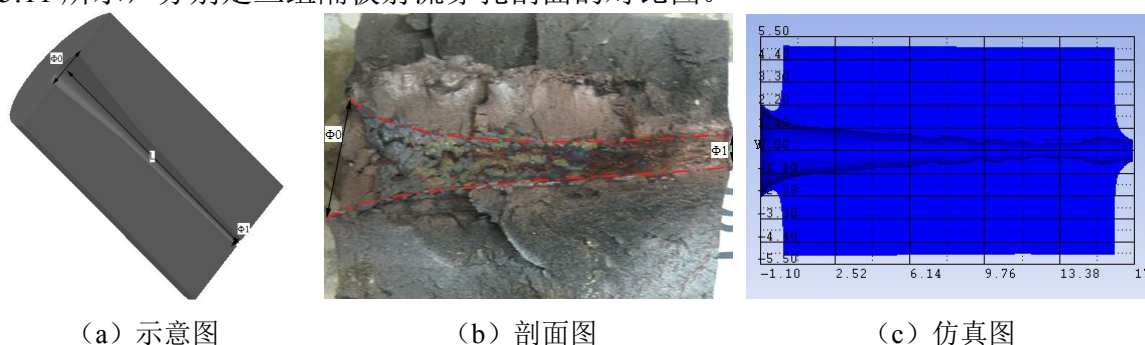


图 5.11 射流侵彻靶板穿孔图对比

分析下表 5.4 可知,仿真得到的射流的平均侵彻速度值 v_s 与锡箔靶测速得到的实验值 v_e 吻合较好,射流侵彻隔板入口直径 Φ_0 与出口直径 Φ_1 的仿真值与实验值吻合的也较好,误差均在 10%以内,表明本文仿真模拟射流侵彻靶板的结果是可靠的。

表 5.4 仿真结果与实验值对比

隔板厚度	v_s	v_e	Δv	Φ_{0s}	Φ_{0e}	$\Delta \Phi_0$	Φ_{1s}	Φ_{1e}	$\Delta \Phi_1$
/mm	/mm· μs^{-1}	/mm· μs^{-1}	%	/mm	/mm	%	/mm	/mm	%
140	1.959	2.029	3.45	32.6	33.7	3.26	11.4	11.0	3.63
160	1.828	1.928	5.19	32.0	32.3	0.93	15.8	15.0	5.30

通过上述大量的试验数据对比可知,用仿真来辅助计算射流到达隔板与炸药交界面处的头部剩余速度 $v_{j,R}$ 与直径 d_j 是行之有效的方法。

按照如下公式 (5.1) 计算射流感度值:

$$I_{cr} = u^2 d_j = \left(\frac{v_{cr}}{1 + \sqrt{\rho_e / \rho_j}} \right)^2 \cdot d_j \quad (5.1)$$

式中, I_{cr} 为炸药射流感度值, $mm^3 \cdot \mu s^{-2}$; u 为射流在炸药中的开坑速度, $mm \cdot \mu s^{-1}$; v_{cr} 为临界头部速度(临界隔板厚度下射流剩余头部速度), $mm \cdot \mu s^{-1}$; ρ_e 和 ρ_j 分别为被发炸药和射流的密度, $g \cdot cm^{-3}$; d_j 为射流剩余头部直径, mm 。

由试验获得了 ANPyO 炸药和 8701 炸药的临界隔板厚度分别为 68mm 和 160mm,再借助于仿真获得了射流侵彻临界厚度的隔板后的头部速度与直径,计算参数和感度值

I_{cr} ，见表 5.5。数据表明，ANPyO 临界起爆时对应的射流临界速度为 $3.7\text{mm} \cdot \mu\text{s}^{-1}$ ，远高于 8701 炸药的临界速度，且 ANPyO 的临界阈值 I_{cr} 也大得多，这意味着 ANPyO 炸药比 8701 炸药对射流刺激更钝感。

表 5.5 计算参数与结果

被发炸药	$\rho_c/\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$	$\rho_j/\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$	$v_{cr}/\text{mm} \cdot \mu\text{s}^{-1}$	d_j/mm	$I_{cr}/\text{mm}^3 \cdot \mu\text{s}^{-2}$
ANPyO	1.62	8.93	3.70	4.8	32.3
8701			1.52	6.3	7.16

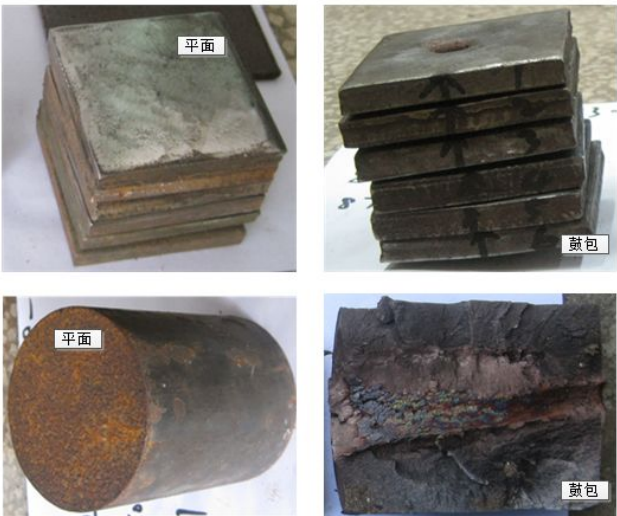
5.3.3 炸药长度改变和间隙试验结果

ANPyO 的隔板试验结果表明当隔板厚度为 80mm，被发炸药长度为 52mm 时，炸药并未发生爆轰。然而，当隔板厚度保持为 80mm，炸药长度取为 26mm 或在隔板和炸药之间设置 5mm 间隙时试验结果却发生了变化，具体结果，见表 5.6。

表 5.6 ANPyO 炸药长度变化和间隙试验结果

弹序	炸药长度/mm	隔板厚度/mm	间隙 X_1 /mm	残余炸药 (0/1)	冲塞孔径/mm	响应特征	响应等级 (I~V)
1	26	80	0	0	52	完全爆轰	I
2	52	80	5	0	50	完全爆轰	I

由上表可知，当炸药长度减小一半时，炸药发生了完全爆轰，表明炸药的长度对于起爆结果产生了影响，炸药长度减小后在接近底板处被射流引爆的可能性增大，这与第三章仿真（B 炸药）得到的规律和结论相符；当隔板厚度取 80mm，炸药长度仍为 52mm 时，若在隔板和炸药之间设置 5mm 的间隙，炸药也发生了完全爆轰，与第四章的仿真得到的隔板覆盖带间隙炸药更容易被引爆的结论相符。



(a) 试验前 (b) 试验后

图 5.12 射流侵彻靶板变形情况

此外,在射流侵彻作用下隔板因形变而隆起的鼓包也很明显,如图 5.12 所示,测量得到的叠装隔板鼓包的高度约为 7~8mm 左右,与仿真的结果相符,单一隔板鼓包略小。

5.4 本章小结

本章详细介绍了试验的设计方案,在炸药筒与隔板之间设置了一定厚度的挡板,消除了主发药柱爆轰产物对评估被发炸药射流冲击起爆感度的影响。通过不同厚度的隔板试验得到了 ANPyO 炸药临界隔板厚度,为仿真拟合 ANPyO 炸药反应速率方程参数提供了参考和依据,并与 8701 炸药试验结果作了比较,证明了不同类型炸药之间的感度存在明显差异,新型炸药 ANPyO 比 8701 炸药钝感得多;同时也进行了少量的炸药长度变化试验和间隙试验,初步验证了相应的仿真结果,可见炸药的长度以及隔板与炸药之间的间隙都是影响战斗部射流冲击感度的重要因素;对比了射流侵彻隔板平均速度与射流侵彻孔径的试验和仿真结果,验证了 AUTODYN 模拟射流侵彻靶板的可行性和一定的准确性,进而借助于 AUTODYN 仿真得到了临界速度与直径,标定了 ANPyO 的射流冲击起爆临界阈值。以上临界厚度试验、间隙试验、炸药感度对比试验等为战斗部射流冲击减敏的设计提供参考。

6 结束语

本文主要研究战斗部射流冲击起爆和减敏规律,基于射流局部作用假设,建立合理的局部作用区域简化模型,并分析了射流冲击起爆各个简化模型炸药的规律;根据隔板厚度不同提出了三种不同的起爆模式,并推导了不同起爆模式下炸药的起爆判据;应用仿真软件分析了射流冲击起爆隔板接触覆盖炸药、隔板带间隙覆盖炸药的冲击起爆现象的差异,并基于这一基础研究,分析了与实弹最为相近的带壳装药的壳体厚度、壳体材料、炸药类型、间隙等因素对战斗部感度行为的影响,建立了炸药反应等级曲线。综合本文所有的研究内容,大致可以归纳出如下几点主要的结论:

(1) 战斗部减敏关键的两个设计理念:其一,含能物质必须具备良好的钝感特性,比如对外界冲击和热刺激不敏感,其二,尽可能地消除所有由于含能物质反应和约束所引起的压力升高;战斗部射流冲击起爆与减敏规律研究的两种重要途径:小尺寸评估试验与数值模拟仿真;当前急需展开的工作包括:制定和规范试验标准、提升试验测试手段、建立符合自身国情的不敏感弹药评价体系。

(2) 基于三项基本假设,通过分析不同口径、壁厚、长径比战斗部的装填炸药直径 d_e 与延迟引爆距离 Δs 的关系,建立了三种简化模型:若 $d_e \gg \Delta s$,则可以简化为隔板覆盖无约束炸药模型;若 $d_e \approx \Delta s$,则可以简化为夹层炸药模型;若壳体厚度和强度高,约束作用不可忽略时,则简化为侧向约束(壳装)炸药模型。

(3) 对三种战斗部简化模型射流冲击起爆的仿真研究可知,对于隔板覆盖无约束炸药,调整隔板厚度可实现三种起爆模式:撞击起爆模式、先驱冲击波起爆模式和侵彻起爆模式,延迟引爆距离 Δs 也随隔板厚度增加而增大;对于夹层炸药模型,炸药存在底端起爆现象,底端起爆的概率与隔板和炸药的轴向尺寸相关;对于带壳装药而言,壳体的约束强度随着壳体厚度和材料屈服强度的增大而增大,约束强度增加将使炸药变敏感。撞击起爆时炸药的起爆判据为 $v^2 d$,先驱冲击波起爆则根据衰减后输入炸药的初始冲击波强度来判定,侵彻起爆则采用基于驻点压力的 $u^2 d$ 来判定,夹层炸药和带壳装药冲击起爆的判定则分别要考虑底板的反射以及壳体约束作用的影响。

(4) AUTODYN 中可通过峰值压力、已反应炸药的质量分数来综合判定炸药的起爆情况,炸药被引爆时内部压力达到 C-J 压力且内置参数 ALPHA 值达到 1; Lee-Tarver 三项式点火速率方程中 12 个可调参数的影响曲线显示,能够对炸药冲击起爆结果起显著调节作用的为 G_1 、 G_2 和 y 、 z ,其中 G_1 、 G_2 与感度成正相关而 y 、 z 与感度成负相关。战斗部射流冲击减敏研究发现,隔板与炸药之间的间隙是影响炸药起爆最重要的结构因素之一,间隙位于隔板与炸药之间或炸药内部对于减敏都是极不利的,隔板形变对炸药预压作用真实存在,且间隙由小到大变化时预压形式从持续预压到瞬态预压到最终的无

预压,炸药的起爆模式也由侵彻起爆向撞击起爆过渡;壳体壁厚的设计需要考虑与防护结构之间的匹配关系,并非越厚越有利,控制战斗部的某些部位的材料强度来制造薄弱点,有利于炸药反应时泄压,从而降低战斗部整体的反应等级。

(5) 通过 X 光试验获得了 56mm 口径聚能装药射流形态和头部速度,其性能参数与当前国外试验用聚能射流性能参数相近,适用于本文的研究,且与仿真结果相差不大;随隔板厚度增大,覆盖炸药的反应等级逐渐降低,从表面上预示着炸药起爆模式的转变;ANPyO 炸药比 8701 炸药钝感得多,前者具有更宽的“工作区”,为不敏感弹药结构设计预留了更多的设计空间,证明了钝感炸药在降低战斗部敏感性中的优越性;炸药长度改变以及间隙试验结果与仿真结果相一致,表明数值仿真方法用于战斗部射流冲击起爆与减敏研究是可行性。锡箔靶测试射流侵彻隔板的平均速度以及剖开隔板的射流穿孔等试验数据与仿真数据对比结果表明数值模拟射流侵彻隔板是可行的且有一定的准确性。

本文的研究都是基于一定假设条件下,对特定的聚能装药、特定的射流撞击位置、撞击角度,特定的横向结构尺寸的战斗部简化模型进行的,获得了具有一定参考价值的结果和结论,然而,仍存在一些不足和值得改进之处:

(1) 本文建立战斗部简化模型时是基于弹径远大于射流侵彻作用影响区域,炸药临界爆轰直径明显大于射流直径的假设,具有一定的局限性,且研究的是射流垂直作用在战斗部装填炸药位置情形,对于射流带攻角作用于战斗部其他部位,如传爆药柱、雷管等,有待作进一步深入的研究;

(2) 研究夹层炸药与侧向约束炸药模型的起爆判据时,由于射流侵彻形成的冲击波超越了一维平面波的范畴,非常复杂,本文只考虑了基于伯努利原理的动态压力对夹层炸药的作用以及采用弹性极限压力近似表征壳体对炸药的约束强度,进而分析了底板和侧向约束圆筒对炸药冲击起爆的影响,而完全意义上的判据还需要作进一步的研究;

(3) 受限于目前的试验观测技术,试验能够获取的有效细节数据不足且试验量有限,无法完全达到预期目的,不能充分地验证所有仿真结果和结论,随着试验技术的提升,试验研究还可以进一步地丰富和完善。

综上所述,本文通过仿真计算与分析、理论分析、试验验证三种途径研究了战斗部射流冲击起爆与减敏的规律,得到了具有一定参考价值的结果和结论,但研究内容仍存在一定不足之处,有待与同行学者探讨并进一步改进。

致 谢

本文是在导师郑宇副研究员的悉心指导下完成的。值此论文完稿之际，致以导师最诚挚的感激之情。得益于导师的悉心指导和耐心帮助，论文从拟题、框架搭建、试验开展到后续的论文写作与修改都进展顺利，前进的每一步都凝聚了导师的智慧和心血。在过去近三年的学习和科研过程中，导师渊博的专业知识、开阔的科研视野和严谨的工作作风对我影响深远，导师不仅培养了我独立思考的能力和活跃的科研思维，更重要的是使我明白了许多待人接物和为人处事的道理。此外，导师在日常生活的各个方面也给予了我很大的帮助，再次向导师表示崇高的敬意和衷心的感谢！

感谢课题组张庆老师、李文彬老师在本人工作方面的关心和莫大的帮助，感谢王晓鸣教授在我论文准备期间的严格把关以及提供的宝贵指导和建议，感谢姚文进老师、李伟兵老师、宋梅利老师、李翠英老师、于纪言老师等在我学习和生活各个方面关心和照顾，感谢孙宇嘉师兄传授给我实验技能，感谢张博、程波、黄经纬、张兆军、李兴隆等师兄分享给我学习技巧和工作经验。

感谢母校所有传授给我知识的老师们，感谢所有支持和关心我的同学和朋友们！

感谢父母多年来含辛茹苦的培养和教育，感谢亲人们无私和默默的关怀和支持！

参考文献

- [1] 朱秀才. 信息化弹药发展新趋势[N]. 解放军报. 2008-06-19(012).
- [2] 陈闯, 王晓鸣, 等. 串联战斗部最佳隔爆参数研究[J]. 弹道学报, 2014, 26(3):82-86.
- [3] 蔡杰. 聚能射流侵彻钢筋混凝土结构动态响应研究初步[D]. 南京: 南京理工大学, 2005.
- [4] 郑宇, 王晓鸣, 李文彬. 模型参数对射流侵彻半无限靶板的影响研究[J]. 计算机仿真, 2009, 26(1):39-41.
- [5] The History of Insensitive Munitions[DB/OL]. <http://www.insensitivemunitions.org>, 1994/2011.
- [6] 张先锋, 赵有守, 等. 聚能射流引爆带壳装药数值模拟研究[J]. 火箭与制导学报, 2005, 25(4): 165-167.
- [7] 中国兵器工业第二零四研究所, 国外不敏感弹药危险性评估试验标准[S]. 2008, 8:17.
- [8] General Dynamics Ordnance and Tactical Systems/120mm IM HE-T [EB/OL]. <http://www.gd-ots.com/down/120mm%20IM%20HE-T.pdf>, 2010.
- [9] 张春海. 不敏感弹药, 让士兵和武器更安全[J]. 现代军事, 2006(2):54-59.
- [10] 董海山. 钝感弹药的由来及重要意义[J]. 含能材料, 2006, 14(5):321-322.
- [11] 智小琦, 胡双启, 等. 钝感弹药的发展与分析[J]. 中北大学学报(自然科学版), 2008(3):236-238.
- [12] 王昕. 美国不敏感混合炸药的发展现状[J]. 火炸药学报, 2007(2):78-80.
- [13] 王红星, 王晓峰, 等. DNAN 炸药的烤燃实验[J]. 含能材料, 2009, 17(2):183-186.
- [14] 王小军, 鲁志艳, 等. NTO 炸药研究进展[J]. 现代化工, 2013, 33(2):38-42.
- [15] 熊贤锋, 王晓峰, 等. 含 NTO 的 TNT 基熔铸炸药研究[J]. 含能材料, 2009, 9(2):70-72.
- [16] 美军拟用“钝感”炸药代替 TNT 炸药[EB/OL]. <http://mil.cankaoxiaoxi.com/2013/0403/188055.shtml>, 2013.
- [17] Ritter H, Licht H H. Synthesis and reactions of dinitrated amino and diaminopyridines[J]. Heterocycl Chem, 1995, 32(2):585-590.
- [18] 成健, 姚其正, 刘祖亮, 等. 2,6-二氨基-3,5-二硝基吡啶-1-氧化物的合成与性能[J]. 含能材料, 2008, 16(6): 672-675.
- [19] 成健, 姚其正, 刘祖亮. 2,6-二氨基-3,5-二硝基吡啶-1-氧化物的合成新方法[J]. 含能材料, 2009, 17(2): 166-168.

- [20] 何志伟, 高大元, 刘祖亮. 2,6-二氨基-3,5-二硝基吡啶-1-氧化物及其黏结炸药的热分解动力学[J]. 火炸药学报, 2009, 32(2):32-36.
- [21] 刘华宁, 郑宇,等. 新型炸药 2,6-二氨基-3,5-二硝基吡啶-1-氧化物的射流冲击敏感度实验研究[J]. 含能材料, 2014, 03(2):337-342.
- [22] M. Held. Initiierung von Sprengstoffen, ein vielschichtiges Problem der Detonationsphysik[J]. Explosivstoffe 1968(5):2-17.
- [23] C. L. Mader and G. H. Pimbley. Jet Initiation and Penetration of Explosives[J]. Journal of Energetic Materials 1983(1): 3-44.
- [24] M. C. Chick and D. J. Hatt. The Initiation of Covered Composition B by a Metal Jet[J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 1983(8):121-126.
- [25] M. Held. Experiments of Initiation of Covered but Unconfined High Explosive Charges by Means of Shaped Charge Jets[J].Propel., Explo., Pyrotec., 1987(12): 35-40.
- [26] M. Held. Experiments of Initiation of Covered, but Unconfined HE Charges under Different Test Conditions by Shaped Charge Jets[J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 1987(12):97-100.
- [27] M. Held. Discussion of the Experimental Findings from the Initiation of Covered but Unconfined High Explosives Charges with Shaped Charge Jets[J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 1987(12):167-174.
- [28] M. Held. Jet Initiation of Covered High Explosives with Different Materials[J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 2002(27):88-93.
- [29] Werner Arnold, Markus Graswald. Shaped Charge Jet Initiation of High Explosives equipped with an Explosive Train[J]. Insensitive Munitions & Energetic Materials Technology Symposium Marriott Hotel, Munich, Germany, October 11-14, 2010.
- [30] 孙承伟, 卫玉章,等. 应用爆轰物理[M]. 北京: 国防工业出版社, 2000:153-269.
- [31] 周涛, 等. 聚能射流引爆屏蔽 PBX 的实验研究[J]. 火炸药学报, 2006, 29(4):10-13.
- [32] 宋桂飞, 李成国,等. 聚能射流侵彻引爆薄壁弹试验研究[J]. 爆破, 2010, 27(1):76-77+103.
- [33] 宋桂飞, 李成国,等. 利用聚能射流销毁大壁厚弹药试验研究[J]. 工程爆破, 2010, 16(3):93-94+62.
- [34] C. L. Mader. Numerical Modeling of Detonations[M]. Berkeley: Univ. of California Press, 1979.
- [35] C. L. Mader. Recent Advances in Numerical Modeling of Detonations[J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 1986(11):163-166.
- [36] E. L. Lee and C. M. Tarver. Phenomenological model of shock initiation in

- heterogeneous explosives[J]. *Phys. Fluids*, 1980, 23(12):2362-2372.
- [37] J. N. Johnson, P. K. Tang, et al. Shock-wave initiation of heterogeneous reactive solids[J]. *Appl. Phys.*, 1985, 57(9):4323-4334.
- [38] C. A. Handley. The CREST Ractive Burn Model[J]. *AIP Conf. Proc.* 2007, 955:373-376.
- [39] C. A. Handley. The CREST reactive-burn model for explosives[J]. *EPJ Web of Conferences*, 2010, 10(4):1-6.
- [40] C. A. Handley. Critical Hotspots and Flame Propagation in HMX-Based Explosives[J]. *AIP Conf. Proc.* 2012, 1426:283-286.
- [41] C. A. Handley. A Comparison Between Entropy, Temperature and Pressure-Dependent Reactive-Burn Models[J]. *AIP Conf. Proc.* 2012, 1426:519-524.
- [42] 章冠人. 粘弹塑性热点燃烧模型的冲击起爆理论[J]. *爆炸与冲击*, 1988, 8(3):210-214.
- [43] 梁增友, 黄风雷, 等. PBX-9404 的化学反应速率方程及起爆特性[J]. *爆炸与冲击*, 2008, 28(1):38-43.
- [44] 王晨, 陈朗, 等. 多组分 PBX 炸药细观结构冲击点火数值模拟[J]. *爆炸与冲击*, 2014, 34(2):167-173.
- [45] 汪明星, 廖竹良, 等. 聚能射流引爆炸药的数值模拟研究[J]. *科学技术与工程*, 2010, 10(12): 2872-2878.
- [46] 孙华, 王志军, 等. 带壳炸药穿而不爆数值模拟与分析[J]. *火工品*, 2012, 02:40-43.
- [47] 董方栋, 王志军, 等. 低密度射流冲击带壳装药起爆阈值的数值仿真[J]. *兵器材料科学与工程*, 2013, 36(4):49-51.
- [48] 章冠人. 凝聚炸药起爆动力学[M]. 北京: 国防工业出版社, 1991: 64-127.
- [49] F. P. Bowden and A. D. Yoffe. Initiation and Growth of Explosion in Liquids and Solids[M]. Cambridge University Press, 1952.
- [50] C. L. Mader. Initiation of Detonation by the Interaction of Shocks With Density Discontinuities[M]. *Physics of Fluids*. 1965, 8(10):1811-1816.
- [51] J. E. Field, N. K. Bourne, et al. Hot-Spot Ignition Mechanisms for Explosives and Propellants[J]. *Phil. Trans. Soc. Lond. A*, 1992, 339:269-283.
- [52] R. B. Frey. Cavity Collapse in Energetic Materials[C]. The 8th International Detonation Symposium, 1985: 68-80.
- [53] A. W. Campbell, W. C. Davis, et al. Shock Initiation of Solid Explosives[J]. *Physics of Fluids*, 1961, 4(4):511-521.
- [54] M. M. Chaudhri. The Initiation of Fast Decomposition in Solid Explosives by Fracture, Plastic Flow, Friction, and Collpsing Voids[C]. The 9th International Detonation

- Symposium, 1989:857 - 867.
- [55] 王儒策, 赵国志. 弹丸终点效应[M]. 北京: 北京理工大学出版社, 1993:229-232.
- [56] M. C. Chick and D. J. Hatt. The Mechanism of Initiation of Composition B by a Metal Jet[J]. The 7th International Detonation Symposium, 1981: 352-361.
- [57] L. Zernow, I. Lieberman, et al. An exploratory study of the Initiation of Steel-shield Composition B by a Shaped Charge Jet[R]. Ballistic Research Laboratories, BRL Memo Report 944, 1955.
- [58] STANAG 4526 Ed.2(2004), Shaped Charge Jet, Munitions Test Procedure[S].
- [59] STANAG 4439 Ed.3(2010), Policy For introduction And Assessment Of Insensitive Munitions[S].
- [60] M. J. Murphy, E .L. Lee, et al. Modeling Shock initiation in Composition B[C]. The 10th Det. Symp., Boston, Massachusetts, 1993:963-970.
- [61] M. Held. Initiation Criteria of High Explosives at Different Projectile or Jet Densities[J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 1996(21):235-237.
- [62] M. C. Chick, D. J.Hatt. Metal Jet Initiation of Bare and Covered Explosives;Summary of the Mechanism, Empirical model and some applications[R]. Defence Science and Technology Organisation Materials Research Laboratories, Report MRL-R-830, 1981.
- [63] L. Green. Shock Initiation of Explosives by Impact of small Diameter Cylindrical Projectiles[C]. Preprints of the seventh Symposium on Detonation, June 16-19th, Annapolis, Maryland, USA, 1981:606-610.
- [64] M. Held. Initiation criteria of high explosives attacked with projectiles of different densities[C]. The 27th Int. Annual Conference of ICT, 1996:1-10.
- [65] 张庆明, 刘彦, 等译. 材料的动力学行为[M]. 北京:国防工业出版社, 2006:134-143.
- [66] 陈明祥. 弹塑性力学[M]. 北京: 科学出版社, 2007:297-298.
- [67] 姜春兰. 射流引爆炸药的机制及临界判据[J]. 含能材料, 2013, 21(4):392- 395.
- [68] 朱鹤荣, 陶钢. 关于射流引爆薄钢板覆盖炸药临界条件的实验测定和分析[J]. 兵工学报弹箭分册, 1992, (2):10-23.
- [69] Nicholas Whitworth. Mathematical and Numerical Modelling of Shock Initiation in Heterogeneous Solid Explosives[D]. Cranfield University, Defence College of Management and Technology Engineering Systems Department, 2008:24-32.
- [70] Century Dynamics Inc, Explosive initiation users manual(Lee-Tarver ignition & growth). America: Century Dynamics Inc, 1999:122-221.
- [71] Langlie, H. J. A Reliability Test Method for One-Shot Items[R]. Publication U-1792, Aeronutronic (Div. of Ford Motor CO.), Newport Beach, CA, 1962.

附 录

攻读硕士学位期间发表的论文和出版著作情况:

1. 第一作者, 新型炸药 2,6-二氨基-3,5-二硝基吡啶-1-氧化物的射流冲击感度实验研究, 含能材料, 已刊发;
2. 第一作者, 射流引爆带不同壳体炸药的规律研究, 计算机仿真, 已刊发;
3. 第一作者, 基于高速摄影技术的速度测量方法, 兵工自动化, 已刊发;
4. 第一作者, The effect of tube materials on metal jet initiating the confined Composition B, IISME2014, 2014, 已刊发;
5. 第一作者, 气隙位置对射流引爆厚盖板覆盖炸药的影响, 智能弹药会议, 2014;
6. 第一作者, 间隙对射流引爆厚盖板覆盖炸药影响仿真研究, 弹头与战斗部技术会议, 2014。

攻读硕士学位期间参加的科学研究情况:

- 主要承担战斗部的射流冲击感度与减敏结构设计的仿真和试验研究;
- 参与战斗部的殉爆和热刺激感度与减敏结构设计的仿真和试验研究;
- 参与双层药型罩形成串联 EFP 的试验和数值仿真研究;
- 参与 XX 型战斗部冲击波超压数值模拟计算等;
- 参与动能弹侵彻混凝土、火箭橇、XX 战斗部静爆、坦克毁伤评估等系列试验的高速摄影录制工作。

攻读硕士学位期间学术成果获奖情况:

- 2012-2013 学年, 一等奖助学金;
- 2013-2014 学年, 特等奖助学金;
- 2014-2015 学年, 特等奖助学金;
- 2014-2015 学年, 获得硕士研究生“国家奖学金”。