

• 碳中和与清洁能源 •

DOI:10.12454/j.jsuese.202400185



本刊网刊

超临界 CO₂ 相变致裂技术中致裂管释压特性研究

阿比尔的¹, 吴发友¹, 刘明维^{1*}, 张洁¹, 曾启富¹, 蒋明镜², 胡尊谔¹, 李佩伦¹

(1. 重庆交通大学 国家内河航道整治工程技术研究中心, 重庆 400074; 2. 苏州科技大学 土木工程学院, 江苏 苏州 215009)

摘要: 致裂管作为超临界 CO₂ 相变致裂技术中释放能量的核心部件, 研究其释压特性对于提高技术的破岩效率和安全性至关重要。本文通过开展不同活化剂质量、CO₂ 充装质量及泄能片厚度下的膛压试验, 探明了致裂管内部压力响应特征, 分析了活化剂质量、CO₂ 充装质量及泄能片厚度 3 个因素对致裂管内峰值压力和升压时间的影响规律, 讨论了致裂管内峰值压力计算方法, 提出了活化剂质量、CO₂ 充装质量及泄能片厚度的量化取值方法。结果表明: 致裂管内压力响应曲线主要包括峰值压力前的升压阶段及峰值压力后的释放阶段; 在升压阶段, 致裂管内的压力随时间的增加呈先缓慢上升后线性激增的变化趋势; 在释放阶段, 致裂管内的压力随时间的增加呈先迅速下降, 随后逐渐降低至大气压的变化规律。活化剂质量、CO₂ 充装质量及泄能片厚度共同影响升压时间, 活化剂质量与 CO₂ 充装质量共同控制致裂管内的升压能力, 泄能片厚度则决定了致裂管内所能达到的峰值压力。致裂管被激发时的峰值压力可以通过剪切破坏计算公式得到的泄能片破坏压力来表征。致裂管中 CO₂ 初始充装压力宜不小于 7.5 MPa, 活化剂消耗系数 K_c 建议取 200。研究可为超临界 CO₂ 相变致裂技术的参数取值和破岩效果分析提供理论依据。

关键词: 超临界 CO₂; 岩石爆破; 致裂管; 释压特性

中图分类号: TU751.9

文献标志码: A

文章编号: 2096-3246(2026)01-0345-10

岩土爆破工程中, 在临近重大基础设施保护区、生态保护区等振动敏感区域使用钻爆法会因强冲击、强振动而受限^[1-2]。超临界 CO₂ 相变致裂技术因安全、高效、振动小的优点, 在振动敏感区域的使用越来越广泛^[3-6]。致裂管作为超临界 CO₂ 相变致裂技术的核心部件, 控制释放的能量大小及释放过程。在工程应用中, 致裂管在从被激发到释放能量的环节中存在两个关键问题。一是, 致裂管是否能够被成功激发。只有当致裂管中的压力达到泄能片破坏强度时, 能量才能得以有效释放。如致裂管不能被正常激发, 则会形成“哑炮”, 此时, 管内压力达到上百兆帕, 需要人工来排除, 存在较大风险且会造成人力物力的耗费。二是, 致裂管被成功激发后产生压力的计算问题。致裂管被成功激发后的峰值压力既是衡量破岩能力的基础, 也是实现释放压力控制的关键。因此, 研究超临界 CO₂ 相变致裂技术中致裂管的释压特性, 有助于提高该技术的利用效率及安全性。

当前, 相关学者主要通过开展膛压试验对致裂管释压特征进行研究。在致裂管被成功激发的影响因素方面, 相关研究表明, CO₂ 充装质量、活化剂质量、泄能片厚度是致裂管能否被成功激发及能量是否能释放的主要因素。Zeng^[7]、Xia^[8]、孟祥甜^[9]、肖诚旭^[10]等通过致裂管的膛压试验研究了 CO₂ 充装质量、活化剂质量、泄能片厚度 3 个因素对致裂管释压特性的影响, 指出活化剂主要为 CO₂ 相变提供热量。当 CO₂ 及泄能片厚度一定时, 活化剂质量不足则难以提供足够使致裂管内压力升高至泄能片破坏压力的热量。同样, 当活化剂质量及泄能片厚度一定时, CO₂ 充装质量不足也无法达到泄能片破坏压力。只有活化剂及 CO₂ 充装质量足够时, 致裂管才能被成功激发并释放能量。谢晓锋^[11-12]、邵鹏^[13]等指出, 泄能片越厚, 破坏压力也越大。然而, 当前文献对于上述 3 个因素在实际应用中如何量化取值的报道较少。Xia 等^[8]通过试验拟合了活化剂质量、CO₂

收稿日期: 2024-03-19 修回日期: 2024-09-05 网络出版日期: 2024-09-10

基金项目: 国家自然科学基金青年项目(41907261; 42302332); 重庆市自然科学基金项目(CSTB2023NSCQ-MSX0913; CSTB2022NSCQ-BHX0738)

作者简介: 阿比尔的(1988—), 男, 副教授。研究方向: 岩石冲击损伤力学、水利工程致灾机理及防护措施。E-mail: abierdi@163.com

* 通信作者: 刘明维, 教授, E-mail: mingwei_liu@126.com

充装质量、泄能片厚度 3 个变量与致裂管被成功激发之间的关系式,以判别致裂管是否能被成功激发,然而,该判别式的适用性存在不足。实际应用中,对 CO_2 充装质量、活化剂质量、泄能片厚度的取值仍然依赖工程经验,缺乏理论支撑。若上述 3 个因素取值不当,致裂管不会被成功激发,形成潜在的安全隐患^[8-9]。

在释压过程方面,周科平^[14]、Ke^[15-16]、郭勇^[17]等通过膛压试验发现,致裂管内压力表现为两段式增长:一是,活化剂被引燃后快速释放热量,引起压力呈指数型增长的阶段;二是,活化剂逐渐燃烧耗尽后,释放热量减少,从而压力呈平稳增长的阶段。受活化剂质量、 CO_2 充装质量、泄能片厚度共同影响,致裂管内从开始升压到泄放过程的持续时间从数十毫秒到上百毫秒不等。其中,升压阶段持续时间对泄能片的破坏形式起控制作用。当升压时间较长时,作用于泄能片的荷载加载率较小,泄能片发生拉伸破坏。相反地,升压时间短则加载速率大,泄能片发生剪切破坏^[8]。倪昊等^[18]通过膛压试验研究了致裂管被成功激发后 CO_2 流场形态及温度变化规律。

综上,当前研究聚焦于对各影响因素的定性分析,在致裂管峰值压力的计算方法方面还没有统一表述。因此,有必要进一步开展超临界 CO_2 相变膨胀下致裂管泄能特征及其影响因素的量化研究。由此,本文通过开展膛压试验,获得致裂管内部压力响应的特征,进一步研究活化剂质量、 CO_2 充装质量、泄能片厚度 3 个因素对致裂管内峰值压力和升压时间的影响,以及峰值压力的计算方法,并提出工程应用中参数量化取值方法,为超临界 CO_2 相变致裂技术的参数取值和破岩效果分析提供了理论依据。

1 CO_2 相变致裂原理及致裂管结构

1.1 超临界 CO_2 相变致裂原理

CO_2 温度与压力超过临界值(临界压力和临界温度分别为 7.38 MPa、31.4 °C)后,相变为超临界态,体积膨胀至原来的 600 倍以上,压力迅速升高。超临界 CO_2 相变致裂技术正是利用该性质,将液态 CO_2 充装入致裂管,通过引燃活化剂快速放热,使液态 CO_2 相变,压力急剧上升,最终通过破坏泄能片释放能量,达到破岩的目的。

1.2 致裂管结构

超临界 CO_2 相变释放能量主要依靠致裂管实现。致裂管主要由充装头、活化剂、储液管、泄能片及释放头等组成,其结构与实物如图 1 所示。充装头包括单向充装阀、安全阀、激发电极。致裂时,充装头与中间接线柱分别作为激发电源的两极。活化剂是氧化剂和还

原剂混合组成的激发药剂,主要为 CO_2 相变提供热量^[19-20]。储液管为中空厚壁无缝钢管,用于储存液态 CO_2 ,其壁厚为 15~18 mm,压力承载能力高达 1 000 MPa。泄能片为钢板切割制成的饼状铁片,是致裂管内部高压系统中最薄弱部位。释放头位于致裂管的尾部,是能量泄放的主要部件。

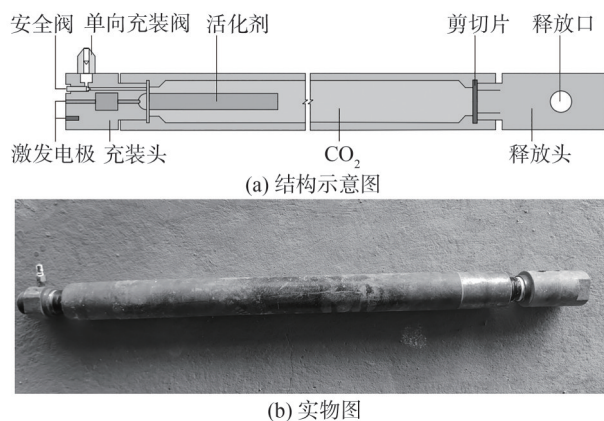


图 1 致裂管结构示意图及实物

Fig. 1 Schematic diagram and physical of fracturing tube

2 致裂管膛压试验

2.1 试验装置

致裂管膛压试验系统由 CO_2 充装系统、致裂测试系统及数据采集系统组成,如图 2 所示;主要试验设备如图 3 所示。

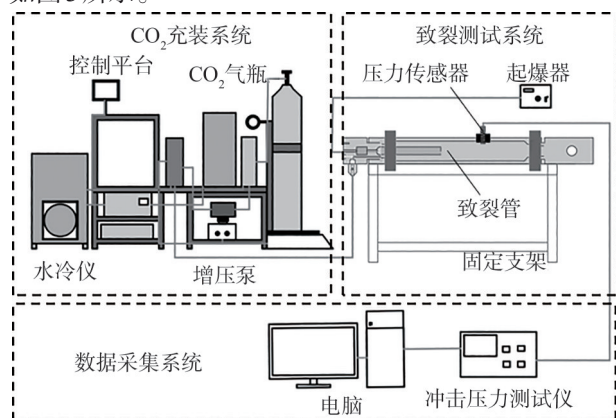
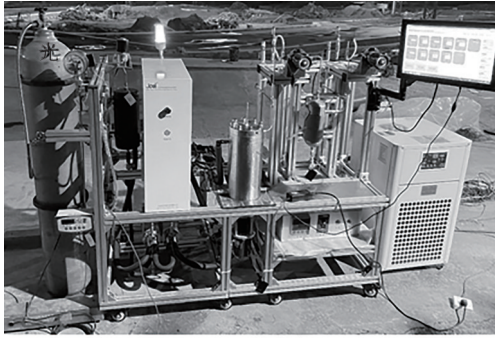


图 2 试验系统示意图

Fig. 2 Schematic diagram of experiment system

CO_2 充装系统为自主研发的高精度定量双泵增压仪,可实现致裂管中 CO_2 的快速充装。致裂测试系统包括实际中常用的 51 型致裂管、固定支架及起爆器等。数据采集系统主要包括 SAYL203Y 型压电式压力传感器、冲击压力测试仪及计算机。其中:致裂管长为 1 m,外径为 51 mm,容积为 0.58 L;压力传感器的最大量程超过 600 MPa,具有较高精度,满足试验要求;试验采集频率为 250 kHz。数据采集系统中,先在致裂管中部开孔,并焊接固定螺母;再通过螺纹旋转啮合的方

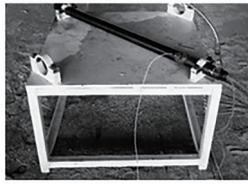
式安装固定压力传感器,使压力传感器测量部件与管内连通,以实时记录试验过程中管内压力变化。



(a) CO₂充装仪



(b) 冲击测试仪



(c) 致裂管及支架

图 3 试验设备实物

Fig. 3 Physical of experiment instruments

2.2 试验方案

参考工程实际,试验中考虑了不同活化剂质量、不同CO₂充装质量、不同泄能片厚度对致裂管释压特征的影响。活化剂质量分别取70、90、120 g,CO₂充装压力分别设置为7.5、9.5、11.5 MPa,泄能片厚度分别取1.9、2.6、3.4 mm。泄能片为Q235钢,屈服强度为235 MPa,抗拉强度为375~460 MPa。

根据数理统计思维设计正交试验,巧妙地进行统筹安排,使试验方案不仅搭配均衡,而且能对试验指标进行综合比较^[21]。因此,结合正交试验原理,设计了9组试验工况,具体如表1所示。

表 1 腔压试验工况

Tab. 1 Cavity pressure test conditions

工况	活化剂质量/g	CO ₂ 充装质量/kg	CO ₂ 充装压力/MPa	泄能片厚度/mm
1	70	0.385	7.5	1.9
2	70	0.438	9.5	3.4
3	70	0.461	11.5	2.6
4	90	0.387	7.5	3.4
5	90	0.431	9.5	2.6
6	90	0.467	11.5	1.9
7	120	0.390	7.5	2.6
8	120	0.436	9.5	1.9
9	120	0.464	11.5	3.4

2.3 试验步骤

首先,按照试验工况选择相应的泄能片厚度及活

化剂质量,完成致裂管的组装,并进行导电性检测;其次,将压力传感器安装至致裂管上,安装完成后通过电子秤称量记录空管状态下致裂管的质量;再次,打开测试系统并调试,保证传感器处于正常工作状态;接着,按照设计压力将CO₂充装至致裂管中,充装完成后再次称量致裂管质量以得到CO₂的充装质量;随后,将致裂管牢牢固定于固定支架上,防止试验过程中飞管;最后,将致裂管连接至起爆器,启动采集系统并激发致裂管和采集数据;按照上述步骤开展后续试验。

2.4 试验结果

共开展了9组不同工况下的致裂管腔压试验,其中:第1组试验因密封性问题充装后CO₂泄漏,未能被正常激发;其余8组试验结果如表2所示。

表 2 试验结果

Tab. 2 Test results

工况	活化剂质量/g	充装压力/MPa	泄能片厚度/mm	峰值压力/MPa	持续时间/ms	升压时间/ms
2	70	9.5	3.4	133.76	35.11	20.48
3	70	11.5	2.6	103.33	47.86	35.57
4	90	7.5	3.4	135.91	25.81	11.49
5	90	9.5	2.6	106.60	33.50	18.53
6	90	11.5	1.9	77.64	20.45	8.08
7	120	7.5	2.6	112.49	22.19	7.42
8	120	9.5	1.9	78.69	13.20	8.16
9	120	11.5	3.4	140.94	44.13	32.08

由表2试验结果可得:不同因素组合下,致裂管内达到的峰值压力范围为77.64~140.94 MPa,并且,从被激发到完全释放整个过程的持续时间范围为13.20~47.86 ms。其中:致裂管内压力增加到峰值过程耗时范围为7~36 ms;从峰值压力衰减至大气压过程耗时则相对较短,为5~15 ms。降压过程即能量释放作用于岩石的过程,由此可得超临界CO₂相变致裂岩石时的加载率约为10⁴ MPa/s。综上,相比炸药爆破(作用时间<10⁻⁶ s,加载率>10⁸ MPa/s)^[22],超临界CO₂相变致裂岩石的作用持续时间更长、加载率更小。这反映出超临界CO₂相变致裂岩石时破坏程度、破坏范围相比炸药爆破小,同时对周围环境产生的冲击振动也要小得多,适用于振动敏感区破岩工程。

3 致裂管释放特征分析

3.1 致裂管内CO₂压力时程响应特征

试验中,通过冲击压力传感器获得了致裂管从被激发到释放过程中管内压力响应曲线;由于试验曲线具有相似性,以工况2、5、8的试验曲线为例对致裂管内压力变化特征进行分析,具体结果如图4所示。

由图4可见:总体上可将管内压力响应曲线以峰值压力为特征点分为两个阶段,包括峰值压力之前的升压阶段、峰值后的释放阶段。升压阶段中,管内压力呈指数式增长,表现为随时间先呈下凹型缓慢增加,后呈直线型迅速增加,最终达到峰值压力。这是由于致裂管中活化剂刚刚被点燃时为局部燃烧,单位时间释放热量相对较少,CO₂受热缓慢,使管内压力增速较缓;随后,活化剂剧烈燃烧,单位时间内释放大热量,CO₂受热迅速,使管内压力陡增。释放阶段中,管内压力随时间先呈跌落式陡降,后缓慢降低,最终与大气压平衡。该阶段中,泄能片破坏导致管内超临界CO₂迅速释放。释放初期,管内外压差大,超临界CO₂以超声速流出^[23],引起管内压力骤降;管内压力降低至一定范围后,由于内外压差降低,CO₂流速减缓,压力降幅也随之变缓。

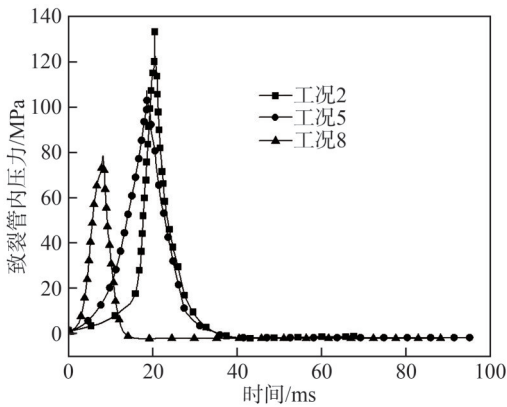


图4 致裂管内CO₂压力时程响应曲线

Fig. 4 Time response curves of CO₂ pressure in the fracturing tube

3.2 不同因素对峰值压力及升压时间影响

3.2.1 不同因素对峰值压力的影响

利用相关分析^[24],通过 Pearson 相关系数表征峰值压力分别与活化剂质量、CO₂充装质量、泄能片厚度 3 个因素之间的相关关系的强弱性,显著性水平 α 取 0.01。计算得到相关系数如表 3 所示。

表3 峰值压力与各因素相关系数

Tab. 3 Correlation coefficients between peak pressure and influencing factors

因素	活化剂质量/g	CO ₂ 充装质量/kg	泄能片厚度/mm	峰值压力/MPa
活化剂质量/g	1.000			
CO ₂ 充装质量/kg	-0.278	1.000		
泄能片厚度/mm	0.014	-0.220	1.000	
峰值压力/MPa	0.115	-0.257	0.992	1.000

由表 3 分析可得:峰值压力与活化剂质量之间的相关系数为 0.115,接近于 0,并且, p 值为 0.807,大于 0.01,说明峰值压力与活化剂质量之间相关关系较弱;

峰值压力与 CO₂ 充装质量之间的相关系数值为 -0.257,并且, p 值为 0.578,大于 0.01,表明峰值压力与 CO₂ 充装质量之间相关关系也较弱。峰值压力与泄能片厚度之间的相关系数值为 0.992,呈现出 0.01 水平的显著性,表明两者之间具有强相关性。

图 5、6 分别为峰值压力与泄能片厚度、峰值压力与活化剂质量和 CO₂ 充装压力之间的分布关系。由图 5、6 可见,峰值压力与泄能片厚度呈线性关系(图 5),而其与活化剂质量、CO₂ 充装压力之间相关性较弱(图 6)。这表明泄能片厚度对致裂管内的峰值压力起决定性作用。

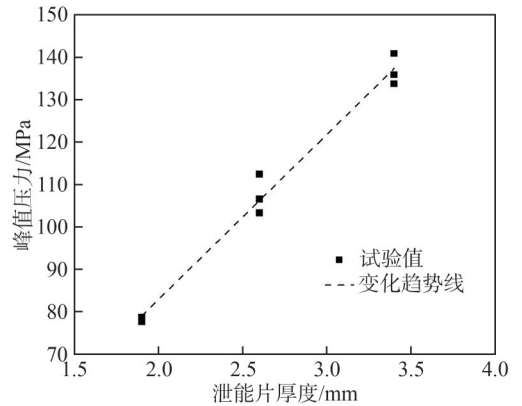


图5 峰值压力与泄能片厚度分布关系

Fig. 5 Distribution of peak pressure and the thickness of energy release plate

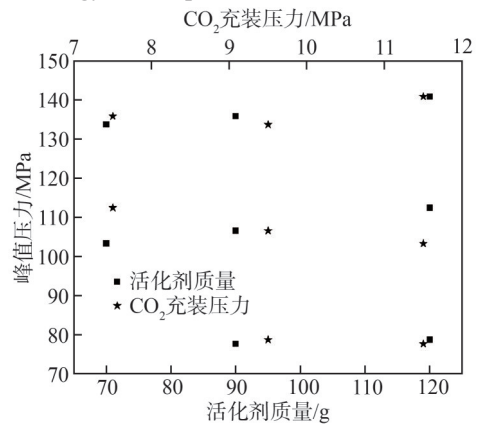


图6 峰值压力与活化剂质量、CO₂充装压力的分布关系

Fig. 6 Distribution of peak pressure vs. activator quality and CO₂ filling pressure

3.2.2 不同因素对升压时间的影响

致裂管内升压时间受各因素共同影响,因此从机理方面对其进行分析。激发过程中,致裂管内形成的高压系统可视为定容环境。定容条件下,CO₂的压缩因子与密度密切相关,压缩因子随密度增大而增大,且表现为非线性^[25]。压缩因子越大,CO₂的可压缩性越差。

图 7 为不同温度下 CO₂ 密度与压力之间的关系^[26]。由图 7 可知,恒温定容条件下,CO₂ 压力随密度

的增大先缓慢增加后陡增。这是由于密度较小时,压缩因子也小,CO₂容易压缩,使压力升高缓慢;随着密度增加,CO₂可压缩性降低,使压力随密度增加而陡增;定容条件下,CO₂压力随温度变化受密度影响显著,表现为密度越大,随温度升高,压力增幅也越大。

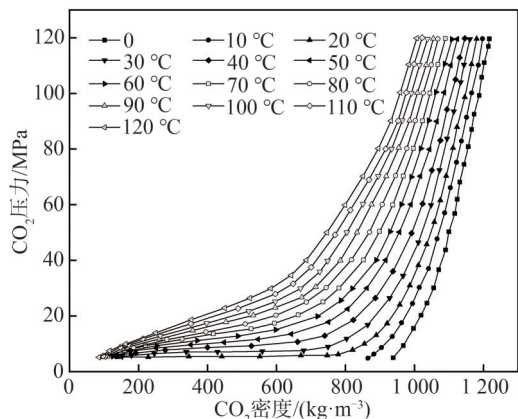


图 7 不同温度下 CO₂ 密度与压力的分布曲线^[26]

Fig. 7 Distribution curves of CO₂ density and pressure under different temperatures^[26]

上述特点反映到超临界 CO₂ 相变致裂破岩中,则呈现为:在致裂管内定容条件下且活化剂质量与泄能片厚度一定时,CO₂ 初始充装压力越大,随着温度升高,管内压力增长得越快,升压阶段耗时越短。充装压力越大,最终压力能够升高得越大。当 CO₂ 充装压力与泄能片厚度一定时,活化剂燃烧越快,单位时间释放的热量越大,管内压力升高得越快,升压阶段耗时也越短;活化剂质量越大,总体释放热量也越大,管内压力能够升高得越大。峰值压力随泄能片厚度呈线性增加,则泄能片厚度越大,管内峰值压力越大,升压时间相应增大。

综上,活化剂质量、CO₂ 充装质量及泄能片厚度共同影响升压时间;活化剂质量、CO₂ 充装质量共同控制管内的升压能力;泄能片厚度则决定了致裂管内最大压力阈值,即致裂管内所能达到的峰值压力。

3.3 致裂管内峰值压力计算方法

当致裂管内部压力达到泄能片破坏强度时,泄能片发生破坏,管内压力得以迅速释放。由此可认为泄能片破坏时的压力即为致裂管内达到的峰值压力。因此,泄能片破坏压力的计算方法是获得致裂管内峰值压力的关键。

致裂管的激发过程中,泄能片受力状态示意图如图 8 所示。由图 8 可见,泄能片边缘受储液管与释放头紧紧夹持,储液管侧表面受均布压力,释放头侧为自由面。储液管与释放头的刚度比泄能片的刚度大得多,可视为刚体部件。其对泄能片的夹持作用可看作固定约束。

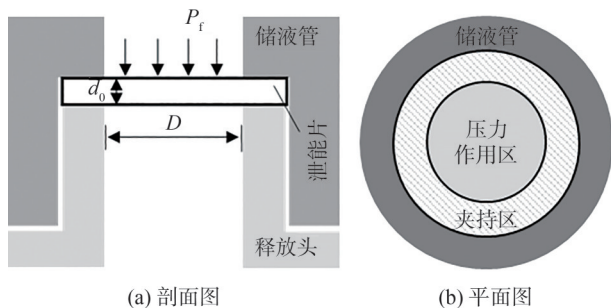


图 8 泄能片受力状态示意图

Fig. 8 Schematic diagram of stress state for the energy release plate

当前,针对该状态下的泄能片破坏压力尚无成熟的计算方法。与该受力状态相似的结构有高压容器中的焊接平盖^[27]、混合式气体发生器中的爆破膜^[28]。参考类似结构,泄能片破坏压力的计算方法有焊接平盖法、拉伸破坏法,以及剪切破坏法,具体计算如下。

焊接平盖法的公式^[7]为:

$$P_f = \left(\frac{d_0}{D}\right)^2 \frac{\sigma_t \varphi}{K} \quad (1)$$

拉伸破坏法的计算式 1^[7]为:

$$P_f = \frac{d_0}{D} \cdot K_0 \sigma_t \quad (2)$$

拉伸破坏法的计算式 2^[8]为:

$$P_f = \frac{d_0}{D} \left(8\sigma_t \sqrt{\frac{(\sqrt{1+\delta}-1)}{(1+\delta)}} \right) \quad (3)$$

剪切破坏法的计算式^[8]为:

$$P_f = \frac{d_0}{D} \cdot 4\sigma_s \quad (4)$$

式(1)~(4)中: P_f 为泄能片破坏时压力,MPa; d_0 为泄能片厚度,mm; D 为泄能片夹持直径,mm; σ_t 为材料的抗拉强度,MPa; K 为结构特征系数,取 0.2; φ 为焊缝系数,取 1; K_0 为与材料应变硬化程度有关的系数,取 3.0; δ 为钢材伸长率,取 21%; σ_s 为材料的抗剪强度,一般取 0.6~0.7 倍抗拉强度,MPa。

由以上不同计算方法可知,泄能片的破坏模式是计算破坏压力的基础。进一步地,将本文试验及文献[7,10]试验共 22 组结果与理论公式结果进行对比,得到不同计算方法下泄能片破坏压力与泄能片厚度的关系曲线及试验数据分布,如图 9 所示。

进一步对试验结果与理论公式结果进行分析可得:剪切破坏法得到的计算结果与本文试验结果的平均误差最小,为 2.11%;焊接平盖法下计算结果与本文试验结果的平均误差最大,为 -190.12%;拉伸破坏法中,式(2)、(3)与本文试验结果的平均误差分别为 18.87%与 -19.75%。

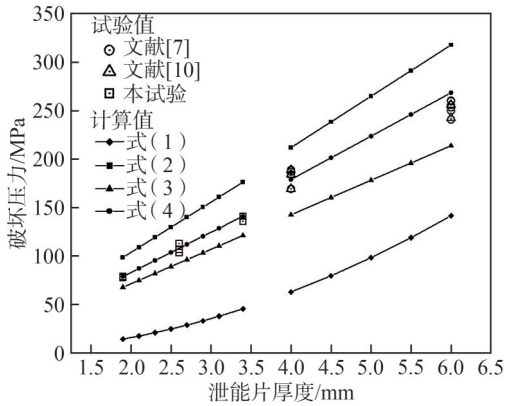


图 9 不同计算方法的峰值压力计算值与试验值

Fig. 9 Calculated value and experimental value of peak pressure under different calculation methods

4种计算方法得到的结果差异明显,分析认为,不同计算方法的适用条件是导致差异产生的主要原因。焊接平盖法为基于弹性理论的小挠度计算方法,并以最大弯曲应力作为失效条件得到^[29],仅适用于受均布载荷的平板单向小变形弯曲情况。实际上,泄能片破坏时产生的变形相对较大,文献[30]研究表明在大变形时,焊接平盖法得到的计算解与实际结果差异可达15倍以上;拉伸破坏法中,式(2)假设平板在压力作用下,中心处沿直径方向被双向拉伸产生塑性应变,且变形过程存在应变硬化效应,最终出现拉伸破坏;式(3)中同样认为泄能片失效是由于中心产生大变形而形成拉伸破坏,并假设产生拉伸变形中,平板呈球状变化,由此推导出了破裂压力与抗拉强度、伸长率的关系;剪切破坏法是根据泄能片表面所受均布压力与夹持圆周厚度方向上所受的剪应力平衡推导得出的。

当加载速率相对较小且加载时间足够久时,泄能片能够充分变形,最终产生拉伸破坏,此时适用拉伸破坏公式。然而,致裂管的激发过程中活化剂剧烈燃烧放热,导致管内压力急剧增大,对泄能片的加载率极大,导致泄能片无法充分变形,进而主要表现为剪切破坏。致裂管被成功激发时,泄能片破裂形态表现为中部稍微隆起,沿其夹持周长呈剪切破坏,如图10所示。因此,拉伸破坏法得到的结果误差较大,而剪切破坏法更符合实际。

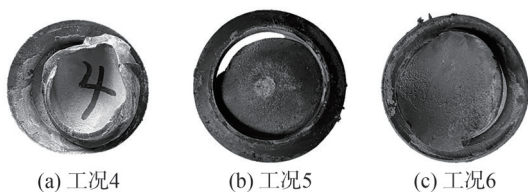


图 10 泄能片破坏形态

Fig. 10 Failure morphology of the energy release plate

综上,结合本文试验及文献[7,10]中不同致裂管型号和不同泄能片厚度的22组试验结果、泄能片破坏过

程及破坏形态分析可知,可采用剪切破坏计算公式计算泄能片的破坏压力。

4 活化剂与 CO₂ 量化取值方法

实际应用中,足够的活化剂质量与 CO₂ 充装质量是保证致裂管被成功激发的前提。通过本文试验结合文献[7-10]试验对不同致裂管型号和不同泄能片厚度的膛压试验结果进行分析,旨在得到致裂管被成功激发时活化剂与 CO₂ 充装压力的合适取值。本文试验与文献[7-10]试验采用的致裂管型号及泄能片参数均为工程中常用类型,因此,研究结果对实际工程有一定参考意义。

由于文献[7-10]中存在 CO₂ 初始充装压力与 CO₂ 充装质量的单位差异,为便于对比分析,通过状态方程转换将单位统一。PR (Peng-Robinson) 状态方程在温度处于 273.15~423.15 K,压力处于 0.1~30.0 MPa 范围内对 CO₂ 物性参数计算具有高精度的优点^[31]。因此,采用 PR 状态方程将各试验组的 CO₂ 充装质量转化为初始充装压力,得到 CO₂ 充装压力与泄能片厚度之间的分布,如图 11 所示。

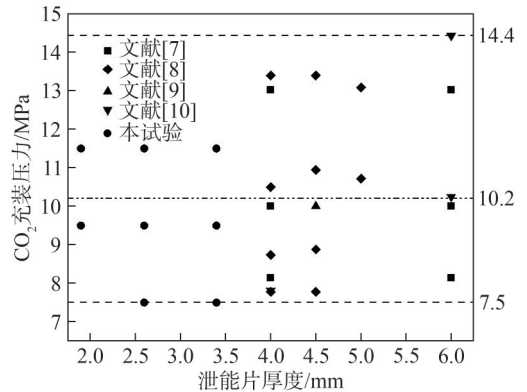


图 11 不同试验下的 CO₂ 充装压力与泄能片厚度分布

Fig. 11 Distribution of CO₂ filling pressure and the thickness of energy release plate under different tests

由图 11 可知,在常用泄能片厚度范围(1.9~6.0 mm)内,CO₂ 的充装压力范围为 7.5~14.4 MPa,平均 CO₂ 的充装压力为 10.18 MPa,均大于 CO₂ 的临界压力 7.38 MPa。这表明致裂管被成功激发时 CO₂ 的初始充装压力不宜小于 7.5 MPa。

进一步地,令活化剂质量与 CO₂ 充装质量之比为活化剂消耗系数 K_c ,代表每千克 CO₂ 消耗的活化剂质量,得到 K_c 与相应的泄能片厚度之间的分布关系如图 12 所示。由图 12 可知,致裂管被成功激发时, K_c 主要分布于 150.0~258.0,最小值、最大值分别为 130.0 和 310.0,平均值为 203.5。由此,超临界 CO₂ 相变破岩中,在保证致裂管被成功激发前提下考虑经

济效益时,建议 K_c 取200.0,即每千克CO₂消耗活化剂200 g。

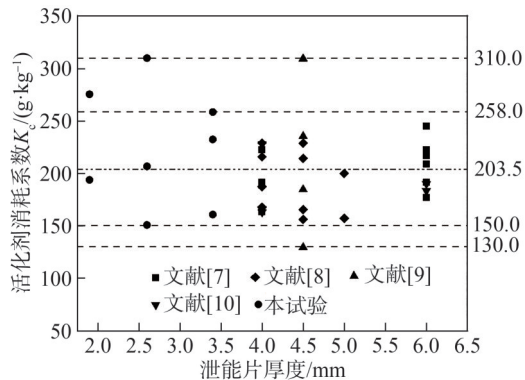


图12 不同试验下活化剂消耗系数 K_c 与泄能片厚度分布
Fig. 12 Distribution of the activator consumption factor K_c and the thickness of energy release plate under different tests

综上所述,超临界CO₂相变致裂破岩中释放压力主要由泄能片厚度控制,因此,实际工程中可根据对岩石损伤范围及对周围环境冲击振动程度控制的需要来选取不同泄能片的厚度。致裂管中升压时间为从活化剂点燃至达到峰值压力过程所持续的时间,代表活化剂点燃到致裂管起爆所需时间,是多管微差同步起爆中的关键控制因素。范永波等^[32]指出多致裂管起爆时间差较大,控制难以同步,将会直接影响致裂效果。升压时间受活化剂质量、CO₂初始充装压力及泄能片厚度共同控制。因此,当泄能片厚度确定时,可通过增加CO₂充装质量与活化剂质量、优化活化剂引燃方式缩减升压时间实现微差同步起爆。CO₂充装质量大,则压缩因子大,CO₂较难被压缩。受热后致裂管内压力上升快,达到峰值压力的耗时减少。同样,增加活化剂质量及优化活化剂的引燃方式,如多点同步引燃,会使单位时间内释放热量更大,致裂管内压力上升更快,从而减少升压时间。

5 结论

本文通过开展膛压试验,获得了致裂管内部压力响应特征,研究了活化剂质量、CO₂充装质量及泄能片厚度3个因素对致裂管内峰值压力和升压时间的影响,以及峰值压力计算方法,提出了各影响因素取值的量化方法。初步得到以下结论:

1)致裂管内压力时程响应曲线主要分为两个阶段,分别为峰值压力之前的升压阶段和峰后的释放阶段。升压阶段中,压力随时间的增加先呈下凹型缓慢上升,后呈线性激增;峰值过后,压力随时间的增加先呈跌落式陡降后缓慢降低至大气压力。

2)活化剂质量、CO₂充装质量及泄能片厚度共同

影响致裂管内达到峰值压力过程的升压时间,活化剂质量与CO₂充装质量共同控制致裂管内升压能力,泄能片的厚度则决定了致裂管内峰值压力的阈值。致裂管被成功激发达到的峰值压力可通过剪切破坏计算公式得到的泄能片破坏压力来表征。

3)常用泄能片厚度范围(1.9~6.0 mm)内,致裂管内CO₂初始充装压力范围为7.5~14.4 MPa,平均充装压力为10.18 MPa;活化剂消耗系数 K_c 主要分布于150.0~258.0,平均值为203.5。实际应用中,可以根据对岩石损伤范围和对周围的冲击振动程度控制的需要选取不同的泄能片厚度;为保证致裂管被成功激发,CO₂初始充装压力应不低于临界压力,即宜大于7.5 MPa;活化剂消耗系数 K_c 可以取200.0,即每千克CO₂消耗活化剂200.0 g。增加CO₂充装压力和活化剂质量、优化活化剂引燃方式可以缩减升压时间,减小致裂管之间的激发时间差,实现同步起爆。

本文对超临界CO₂相变破岩中致裂管从被成功激发到释放环节的释能特性及激发条件进行研究,进一步开展致裂管释放不同能量下岩石破坏损伤机制,以及不同能量引起的冲击波在岩石中振动衰减规律的研究,对提高临界CO₂相变破岩效率,实现不同场景下基于需求控制的影响参数的合理取值,以及提升技术应用成熟度,均具有重要意义。

参考文献:

- [1] Liu Xiao, Yan Peng, Lu Wenbo, et al. Effects of the high in situ stress level on the acoustic detection and the damage degree evaluation of the excavation damage zone[J]. Advanced Engineering Sciences, 2019, 51(6): 115-123. [刘晓, 严鹏, 卢文波, 等. 高地应力水平对爆破开挖损伤区声波检测及损伤程度评价的影响[J]. 工程科学与技术, 2019, 51(6): 115-123.]
- [2] Han Yafeng, Liu Xinrong, Du Libing, et al. Physical model test on the mechanical behavior and progressive failure of tunnel-type anchorages[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2023, 169: 105423.
- [3] Yuan Wei, Wang Wei, Su Xuebin, et al. Numerical study of the impact mechanism of decoupling charge on blasting-enhanced permeability in low-permeability sandstones[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2018, 106: 300-310.
- [4] Li Qiyue, Chen Guan, Luo Dayou, et al. An experimental study of a novel liquid carbon dioxide rock-breaking technology[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2020, 128: 104244.
- [5] Li Haotian, Abi Erdi, He Linlin, et al. Research on evolution law of rock damage under CO₂ phase change impact[J].

- Journal of Changsha University of Science & Technology (Natural Science),2024,21(4):91–102.[李浩田,阿比尔的,贺林林,等.CO₂相变冲击下岩石损伤演化规律研究[J].长沙理工大学学报(自然科学版),2024,21(4):91–102.]
- [6] Sun Keming, Xin Liwei, Wu Di. Experimental study on fracture mechanism of coal caused by supercritical CO₂ explosion[J].Explosion and Shock Waves,2018,38(2):302–308.[孙可明,辛利伟,吴迪.超临界CO₂气爆煤体致裂机理实验研究[J].爆炸与冲击,2018,38(2):302–308.]
- [7] Zeng Yongqing, Li Haibo, Xia Xiang, et al. Experimental study on cavity pressure of carbon dioxide fracturing tube[J].Journal of Vibroengineering,2021,23(7):1602–1620.
- [8] Xia Jieqin, Dou Bin, Tian Hong, et al. Research on initiation of carbon dioxide fracturing pipe using the liquid carbon dioxide phase-transition blasting technology[J]. Energies, 2021,14(3):521.
- [9] Meng Xiangtian, Liu Pan, Ni Hao, et al. Experimental study on the minimum detonation length of carbon dioxide fracturing device[J]. Safety in Coal Mines, 2018,49(1):53–56.[孟祥甜,刘磐,倪昊,等.CO₂致裂器药卷最小起爆长度试验[J].煤矿安全,2018,49(1):53–56.]
- [10] Xiao Chengxu. Experimental study of phase-transforming fracturing of liquid carbon dioxide[D]. Wuhan: Hubei University of Technology, 2018.[肖诚旭.液态二氧化碳相变致裂的试验研究[D].武汉:湖北工业大学,2018.]
- [11] Xie Xiaofeng, Li Xibing, Li Qiyue, et al. Liquid CO₂ phase-transforming rock fracturing technology in pile-well excavation[J]. Journal of Central South University(Science and Technology), 2018,49(8):2031–2038.[谢晓锋,李夕兵,李启月,等.液态CO₂相变破岩桩井开挖技术[J].中南大学学报(自然科学版),2018,49(8):2031–2038.]
- [12] Xie Xiaofeng, Li Xibing, Li Qiyue, et al. Research and review about the liquid CO₂ phase-transforming rock fracturing technology[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2018,15(6):1406–1414.[谢晓锋,李夕兵,李启月,等.液态CO₂相变破岩技术述评研究[J].铁道科学与工程学报,2018,15(6):1406–1414.]
- [13] Shao Peng, Xu Ying, Cheng Yusheng. Research on the test system of airshooting[J]. Explosive Materials, 1997,26(5):6–8.[邵鹏,徐颖,程玉生.高压气体爆破实验系统的研究[J].爆破器材,1997,26(5):6–8.]
- [14] Zhou Keping, Ke Bo, Li Jieli, et al. Pressure dynamic response and explosion energy of liquid carbon dioxide blasting system[J]. Blasting, 2017,34(3):7–13.[周科平,柯波,李杰林,等.液态CO₂爆破系统压力动态响应及爆炸能量分析[J].爆破,2017,34(3):7–13.]
- [15] Ke Bo, Zhou Keping, Ren Gaofeng, et al. Positive phase pressure function and pressure attenuation characteristic of a liquid carbon dioxide blasting system[J]. Energies, 2019,12(21):4134.
- [16] Ke Bo, Zhou Keping, Xu Chaoshui, et al. Thermodynamic properties and explosion energy analysis of carbon dioxide blasting systems[J]. Mining Technology, 2019,128(1):39–50.
- [17] Guo Yong, Ke Bo, Wu ZhuMing, et al. Thermodynamic properties of liquid carbon dioxide blasting system in process of phase transformation[J]. Blasting, 2018,35(4):108–115.[郭勇,柯波,吴著明,等.液态CO₂爆破系统相变过程的热力学特性研究[J].爆破,2018,35(4):108–115.]
- [18] Ni Hao, Yang Renshu, Tan Zhuoying, et al. An experimental study on temperature field evolution of carbon dioxide blasting jets[J]. Explosion and Shock Waves, 2023,43(12):68–79.[倪昊,杨仁树,谭卓英,等.二氧化碳爆破射流温度场演化规律实验研究[J].爆炸与冲击,2023,43(12):68–79.]
- [19] Yang Haibin, Wang Xuguang, Wang Yinjun, et al. Experimental study on the safety of liquid CO₂ phase change explosive excitant[J]. Chinese Journal of Explosives & Propellants, 2022,45(4):590–596.[杨海斌,汪旭光,王尹军,等.液态CO₂相变爆炸激发药剂安全性的试验研究[J].火炸药学报,2022,45(4):590–596.]
- [20] Yang Haibin, Wang Xuguang, Wang Yinjun, et al. Explosiveness and safety of liquid CO₂ phase change explosive excitant[J]. Engineering Blasting, 2022,28(3):97–102.[杨海斌,汪旭光,王尹军,等.液态CO₂相变爆炸激发药剂的爆炸性与安全性[J].工程爆破,2022,28(3):97–102.]
- [21] Wu Bo, Lan Yangbin, Yang Shisheng, et al. Optimization and analysis of blasting construction of shallow-buried tunnel with small clear spacing in city[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2020,17(5):1201–1208.[吴波,兰扬斌,杨仕升,等.城市浅埋小净距隧道爆破施工优化与分析[J].铁道科学与工程学报,2020,17(5):1201–1208.]
- [22] Wang Jiehao, Elsworth D, Cao Yunxing, et al. Reach and geometry of dynamic gas-driven fractures[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2020,129:104287.
- [23] Bai Xin. Research on mechanism and application of liquid carbon dioxide phase change jet fracturing coal seam to increase gas permeability[D]. Chongqing: Chongqing University, 2019.[白鑫.液态二氧化碳相变射孔致裂煤岩体增透机理及应用研究[D].重庆:重庆大学,2019.]
- [24] Liu Tingting, Yu Xiaohui, Lü Dagang. Analysis of correlation between principal components of multivariate earthquake intensity measures and structural damage[J]. Engineering Mechanics, 2018,35(8):122–129.[刘亭亭,于晓辉,吕大刚.地震动多元强度参数主成分与结构损伤的相关性分析[J].工

- 程力学,2018,35(8):122–129.]
- [25] Cai Can. Flow characteristic and enhancement mechanism of supercritical carbon dioxide jet fracturing[D]. Wuhan: Wuhan University, 2019. [蔡灿. 超临界二氧化碳喷射压裂流场特性及压裂增强机理[D]. 武汉: 武汉大学, 2019.]
- [26] Shang Zheng. Mechanism and application research of liquid CO₂ phase transition fracturing coal seam based on BLEVE to enhance permeability[D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2021. [商政. 基于 BLEVE 的液态二氧化碳相变致裂煤体增透机制与应用研究[D]. 徐州: 中国矿业大学, 2021.]
- [27] 中国国家标准化管理委员会. 压力容器: GB150—2011[S]. 北京: 中国标准出版社, 2012.
- [28] Shen Hong, Li Yumin, Shen Shaochuan. The effect of plasticity of anti-explode film material on the precision of burst pressure[J]. Petro-chemical Equipment, 2004, 33(1): 39–40. [沈宏, 李育敏, 沈绍传. 防爆膜材料的塑性对爆破压力精度影响[J]. 石油化工设备, 2004, 33(1): 39–40.]
- [29] Gao Zhongda. Finite element stress analysis of the high pressure vessel flat cover[D]. Shijiazhuang: Hebei University of Science and Technology, 2011. [高忠大. 高压容器平盖区域有限元应力分析[D]. 石家庄: 河北科技大学, 2011.]
- [30] Tang Chao. Welding flat cover for hydraulic test calculated basing on large deflection theory[J]. Petrochemical Design, 1999, 16(2): 52–55. [唐超. 按大挠度理论计算的液压试验用焊接平盖[J]. 石油化工设计, 1999, 16(2): 52–55.]
- [31] Du Yukun. Study on the rock-breaking mechanism of supercritical carbon dioxide jet[D]. Dongying: China University of Petroleum (Huadong), 2012. [杜玉昆. 超临界二氧化碳射流破岩机理研究[D]. 东营: 中国石油大学(华东), 2012.]
- [32] Fan Yongbo, Qiao Jiyan, Li Shihai, et al. Study on blasting synchronization of liquid CO₂ cardox blasters[J]. Explosive Materials, 2018, 47(3): 60–64. [范永波, 乔继延, 李世海, 等. 液态 CO₂ 多致裂管爆破同步性研究[J]. 爆破器材, 2018, 47(3): 60–64.]

Pressure Release Characteristics of Fracturing Tube in Supercritical CO₂ Phase-transition Fracturing Technology

ABI Erdi¹, WU Fayou¹, LIU Mingwei^{1*}, ZHANG Jie¹, ZENG Qifu¹, JIANG Mingjing², HU Zunrong¹, LI Peilun¹

(1. National Inland Waterway Improvement Engineering Research Center, Chongqing Jiaotong University, Chongqing 400074, China;

2. School of Civil Engineering, Suzhou University of Science and Technology, Suzhou 215009, China)

Abstract:

Objective As the core components responsible for energy release in supercritical CO₂ phase transition fracturing, the fracturing tube faces challenges related to successful activation and the calculation of the pressure generated after activation. Successful activation of the fracturing tube is essential for effective energy release. After activation, the magnitude of the generated pressure is a key factor for evaluating the fracturing effect. The depressurization characteristics of the fracturing tube are mainly influenced by the activator quality, CO₂ filling pressure, and energy release plate thickness. Current research primarily focuses on qualitative analyses of influencing factors, and no unified expression exists for calculating the peak pressure in the fracturing tube. Therefore, further investigation of the energy release characteristics of the fracturing tube is crucial for improving the efficiency and safety of supercritical CO₂ phase transition fracturing.

Methods An independently built experimental system was utilized to conduct cavity pressure tests under different activator qualities (70, 90, and 120 g), CO₂ filling pressures (7.5, 9.5, and 11.5 MPa), and energy release plate thicknesses (1.9, 2.6, and 3.4 mm) to determine the dynamic pressure response inside the fracturing tube. Correlation analysis methods were utilized to examine the relationships among activator quality, CO₂ filling pressure, energy release plate thickness, and peak pressure inside the fracturing tube. The effects of these parameters on the pressure rise time inside the fracturing tube were analyzed based on the pressure-volume-temperature characteristics of the gas. The calculation method for peak pressure was discussed in conjunction with the stress state and failure mode of the energy release plate. A quantified method for determining activator quality, CO₂ filling pressure, and energy release plate thickness was proposed by comparing and analyzing the experimental results of this study with existing results reported in the literature.

Results and Discussions Under different experimental conditions, the peak pressure inside the fracturing tube ranged from 77.64 to 140.94 MPa, the pressure rise time ranged from 7 to 36 ms, and the time required for pressure decay from the peak value to atmospheric pressure was relatively short, ranging from 5 to 15 ms. The analysis indicated that the loading rate during supercritical CO₂ phase transition fracturing for rock fracturing was approximately 10⁴ MPa/s. The pressure response curve inside the fracturing tube consisted of a pressure rise stage before reaching the peak pressure and a release stage after the peak pressure. During the pressure rise stage, the pressure inside the fracturing tube initially increases slowly and then surges linearly with time. During the release stage, the pressure inside the fracturing tube initially drops rapidly and then gradually de-

creases to atmospheric pressure over time. The correlation between peak pressure and both activator quality and CO_2 filling pressure was weak, whereas a strong correlation existed between peak pressure and energy release plate thickness. When the activator quality and energy release plate thickness were constant, higher initial CO_2 filling pressure resulted in a shorter pressure rise time and a greater final pressure increase. When CO_2 filling pressure and energy release plate thickness were constant, faster activator combustion led to a shorter pressure rise time, while greater activator quality produced a higher pressure increase. Increasing energy release plate thickness resulted in higher peak pressure and longer pressure rise time. The destruction pressure of the energy release plate calculated using the punching shear method exhibited the smallest error relative to the experimental results, at 2.11%, whereas the welding flat cover method produced the largest error, at -190.12%, and the tensile failure methods yielded errors of 18.87% and -19.75%, respectively. These discrepancies primarily resulted from differences in the applicable conditions of the calculation methods. The dominant failure mode of the energy release plate was punching shear, indicating that the punching shear method better represented actual conditions. Comparison of the experimental results of this study with existing literature demonstrated that, within the commonly used range of energy release plate thicknesses (1.9~6.0 mm), the CO_2 filling pressure ranged from 7.5 to 14.4 MPa, with an average value of 10.18 MPa, while the K_c values mainly ranged from 150.0 to 258.0, with an average value of 203.5.

Conclusions The results indicate that the dynamic pressure response curve within the fracturing tube primarily consists of an exponential ascent stage before peak pressure and a rapid release stage after peak pressure. The duration of pressure increase in the fracturing tube is jointly influenced by the CO_2 filling pressure, activator quality, and energy release plate thickness. The pressure rising capacity is jointly controlled by the activator quality and the CO_2 filling pressure, whereas the ultimate peak pressure is predominantly governed by the thickness of the energy release plate. The maximum pressure during fracturing tube excitation can be characterized by the failure pressure of the energy release sheet calculated using the punching shear failure formula. The initial CO_2 filling pressure in the fracturing tube should not be less than 7.5 MPa, and the activator consumption coefficient K_c is recommended to be 200. These findings provide a theoretical basis for parameter optimization of supercritical CO_2 phase transition fracturing technology and for the evaluation of rock-breaking effectiveness.

Key words: supercritical CO_2 ; rock blasting; fracturing pipe; pressure release characteristics

(编辑 赵 婧)

引用格式: Abi Erdi, Wu Fayou, Liu Mingwei, et al. Pressure release characteristics of fracturing tube in supercritical CO_2 phase-transition fracturing technology[J]. *Advanced Engineering Sciences*, 2026, 58(1): 345–354. [阿比尔的, 吴发友, 刘明维, 等. 超临界 CO_2 相变致裂技术中致裂管释压特性研究[J]. *工程科学与技术*, 2026, 58(1): 345–354.]