

射孔全过程压力作用下管柱的动态响应及失效机理*

丁亮亮¹, 廖涛², 练章华², 薛永志¹, 宁坤³, 刘荣辉¹

(1. 西南石油大学机电工程学院, 四川成都 610500;

2. 油气藏地质及开发工程全国重点实验室·西南石油大学, 四川成都 610500;

3. 中国石油集团工程技术研究院有限公司, 北京102206)

摘要: 针对超深井射孔作业中瞬态压力波动引发管柱及井下工具失效的工程难题,以射孔全过程压力瞬态演化模拟为基础,建立考虑爆轰压力与动态负压全过程压力演化特征的射孔管柱动力学模型。采用准噶尔盆地X1井的现场试验数据完成模型验证,计算与实测轴向加速度峰值的相对误差为8.62%,表明模型能够较好捕捉射孔初期强冲击阶段的加速度峰值与主要振荡特征。以四川盆地某超深井为例,系统分析了射孔管柱应力波的传播演化特征、加速度响应规律及其对关键工艺参数的敏感性。结果表明:爆轰压力峰值主要影响管柱的轴向压缩应力水平,而动态负压谷值降低则显著放大轴向拉伸应力;应力波在封隔器固定端反射叠加,使封隔器及其邻近连接区域成为管柱应力集中和局部损伤风险较高的关键部位。研究从载荷演化、动态响应到失效风险识别构建了较为完整的分析框架,可为射孔全过程管柱完整性评价提供理论依据。

关键词: 超深井; 射孔管柱; 爆轰压力; 动态负压; 动力学响应; 失效机理

中图分类号: TE257.1

国标学科代码: 44301

文献标识码: A

Dynamic response and failure mechanisms of a perforating string under transient pressure loading throughout the perforation process

DING Liangliang¹, LIAO Tao², LIAN Zhanghua², XUE Yongzhi¹, NING Kun³, LIU Ronghui¹

(1. School of Mechanical and Electrical Engineering of Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, Sichuan, China;

2. National Key Laboratory of Reservoir Geology and Development Engineering, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, Sichuan, China;

3. CNPC Engineering Technology R&D Company Limited, Beijing 102206, China)

Abstract: Transient pressure fluctuations generated during perforating operations in ultra-deep wells can induce severe axial vibration, stress-wave reflection, local stress amplification, and failure of perforating strings and downhole tools. The objective was to establish a dynamic-analysis framework that represents the complete wellbore-pressure history and clarifies the respective effects of the detonation-pressure peak and the dynamic-underbalance trough on string response and failure risk. A transient pressure-evolution model was first used to reproduce the initial equilibrium, rapid detonation-induced pressure rise, pressure decline, dynamic-underbalance formation, pressure recovery, and final equilibrium stages. The calculated pressure history was then converted into the incremental axial load acting

*收稿日期: 2026-04-21; 修回日期: 2026-07-20;

基金项目: 油气重大专项“超高温高压固井完井关键技术与工具”(2025ZD1401906)

第一作者: 丁亮亮(1983—), 男, 博士, 副教授, E-mail: ding1210@swpu.edu.cn

通信作者: 廖涛(1996—), 男, 博士研究生在读, E-mail: liaotao199611@163.com

at the lower end of the string. The string below the packer was represented as a one-dimensional elastic rod with a fixed upper boundary. Initial deformation caused by gravity and pre-perforation pressure was separated from the transient incremental displacement to avoid repeated loading. Axial elasticity, inertia, and equivalent viscous damping induced by the annular fluid were incorporated into the governing equation. An explicit finite-difference method was adopted to calculate the displacement, acceleration, axial stress, and stress-wave propagation along the string. Field measurements from Well X1 in the Junggar Basin were used for validation, and an ultra-deep well in the Sichuan Basin was analyzed to evaluate spatial response characteristics and parameter sensitivity. For Well X1, the relative error between the predicted and measured peak axial accelerations was 8.62 percent, confirming that the model reproduced the dominant response during the initial strong-impact stage. The case analysis shows that axial stress waves attenuate during propagation but are reflected and superimposed at the fixed packer boundary, raising the local peak stress to 199.43 MPa and identifying the packer and adjacent connections as critical. When the detonation-pressure peak increased from 75 MPa to 115 MPa, maximum tensile and compressive stresses increased by 17.24 percent and 44.71 percent, respectively, and the effective compressive load approached the sinusoidal-buckling threshold. When the dynamic-underbalance trough decreased from 30 MPa to 10 MPa, the maximum tensile and compressive stresses increased by 80.73 percent and 53.67 percent, respectively. These results demonstrate that the detonation-pressure peak primarily controls compressive stress and buckling susceptibility, whereas a lower dynamic-underbalance trough primarily amplifies tensile stress and connection-failure risk. The complete pressure history is therefore essential for integrity assessment and operational optimization of perforating strings in ultra-deep wells.

Keywords: Ultra-deep wells; Perforating string; Detonation pressure; Dynamic underbalance pressure; Dynamic response; Failure mechanism

我国油气资源开发已逐步迈入超深、复杂、非常规阶段，超深井成为陆上油气增储上产的核心阵地^{[1]-[3]}。射孔测试联作是超深井完井核心一体化工艺，将射孔连通地层、地层压力测试、流体取样等多道工序集成至一趟井下管柱完成，可简化作业流程、保护油气储层、降低深井井控风险、缩短施工周期，是目前超深井勘探开发的主流技术^{[4]-[7]}。然而，超深井普遍面临高温、高压、小井眼等极端工况^{[8]-[11]}，射孔测试联作过程中，井筒压力骤变诱发的瞬态冲击载荷易导致井下管柱系统产生剧烈振荡，对井下设备安全及作业顺利实施构成严峻挑战。



(a) String deformation (b) String fracture (c) Fracture of packer mandrel (d) Hydraulic anchor cracking

图 1 射孔测试联作现场失效图

Fig. 1 Field failure diagram of perforation-testing combined operation

近年来，四川盆地、塔里木盆地、准噶尔盆地等主力勘探区域，超深井射孔测试联作事故频发。其中，角探 1 井、双探 9 井、元坝 15 井和新疆天湾 1 井等相继出现管柱屈曲、断裂及封隔器失效等问题(如图 1 所示)，严重制约了超深井勘探开发进程^{[12],[13]}。

针对射孔管柱动力学问题，Craddock 等^[14]基于瞬变流理论建立了多维度射孔管柱动态响应的数值模型。Canal 等^[15]通过差分法对射孔管柱数值模型进行分析。国内学者也围绕该领域展开深入研究，

重点探讨了不同因素对管柱动力学响应的影响。李明飞等^[16]基于振动力学理论分析了装药密度、装药量和射孔长度对管柱强度安全性的影响。邓桥等^[17]利用 LS-DYNA 模拟了多发射孔过程中的冲击载荷传播,明确了管柱底部和封隔器附近为薄弱部位。柳军等^[18]在考虑管柱与套管接触、高温高压等因素的基础上,构建了管柱纵-横-扭耦合非线性模型,并结合爆轰压力场对管柱振动进行了预测。杨文武等^[19]考虑管柱自重、射孔液、地层围压和冲击载荷的影响,建立了射孔冲击载荷下油管-射孔枪耦合动力学模型,开展了不同射孔弹装药量和管柱几何参数对管柱动态响应的影响分析。窦益华等^[20]通过构建射孔液压力脉动数值模型,分析了射孔液充填射孔枪的压力脉动和负压下的管柱安全,认为射孔负压引起的下曳力可能是引发封隔器中心管损伤的主要因素。此外,薄壁圆柱壳轴向动力屈曲研究可为本文理解管柱压缩失稳风险提供参考。陈永涛、郑钢铁等^{[21],[22]}基于有限元仿真和落锤实验,研究了薄壁圆柱壳在轴向冲击作用下的屈曲模态演化、第二临界速度确定及几何参数对屈曲形态的影响。

综上所述,现有研究为超深井射孔管柱安全控制奠定了理论基础。然而,现有研究多聚焦于射孔瞬间爆轰压力峰值对管柱的影响,忽略了实际射孔作业中井筒压力经历的骤升、锐降、恢复全周期瞬态演化过程,难以全面反映射孔全过程压力对管柱动力行为的真实影响。基于此,本文以射孔全过程压力演化曲线作为载荷边界,建立射孔管柱轴向冲击振动控制方程,揭示全过程压力耦合作用下管柱的动力学响应特性及失效机理,为超深井射孔管柱的安全性评价与工艺优化提供理论支撑。

1 射孔全过程压力演化机理

射孔弹(Perforating shaped charge)起爆后形成高速聚能射流,依次穿透射孔枪(Perforating Gun)、套管(Casing)、水泥环(Cement sheath)及部分地层(Formation),实现油气层与井筒之间的连通,如图 2(a)所示。在这一过程中,炸药化学能主要转化为射孔弹壳体破裂能、射流侵彻动能、热耗散能以及引发井筒流体瞬态压力波动的流体内能。

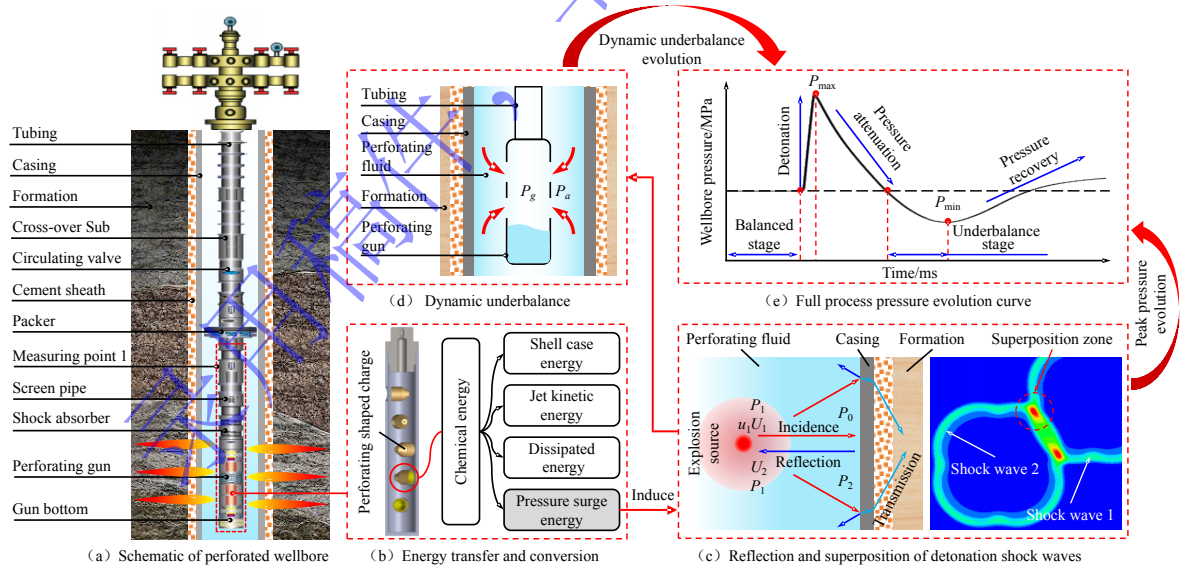


图 2 射孔全过程压力演化示意图

Fig. 2 Schematic diagram of pressure evolution during the whole perforation process

爆轰产生的冲击波首先在射孔枪内部传播,并迅速耦合进入井筒流体中形成高幅值压力扰动。由于井筒属于典型的狭长受限空间结构,冲击波传播至不同声阻抗介质界面时,将如图 2(c)所示,产生明显的透射、反射与波动叠加现象^[23],进而在井筒内部演化为多峰值特征的瞬态动态压力场。基于

能量守恒定律，若假定爆炸释放的能量部分转化为井筒流体内能增量，则井筒初始爆轰压力峰值可表征为^[24]：

$$P_{\max} = P_0 + \lambda(\delta - 1) \frac{n_m}{V} \frac{m_m}{M_n} Q \quad (1)$$

式中， $P_{\max}$ 为爆轰压力峰值，Pa； P_0 为射孔前初始环空压力，Pa； λ 为射孔弹爆炸能量转化率，无量纲，取值范围为 0~1； δ 为等效气液比，无量纲； n_m 为射孔弹数量，枚； m_m 为单枚射孔弹炸药质量，g； V 为井筒有效体积， m^3 ； M_n 为爆轰气体组分的平均摩尔质量，g/mol； Q 为射孔弹炸药爆热，J/mol。

爆轰结束后，射孔枪内的爆轰气体迅速耗散，导致枪内压力骤降。如图 2(d) 所示，由于射孔枪内与射孔孔道内的压力远低于环空流体压力，环空流体在压差驱动下高速涌入射孔枪及孔道内。这一有限空间内的流体体积转移，直接引发了环空压力的急剧衰减，形成动态负压。

针对流体经孔眼流入射孔枪的过程，引入基于孔流补偿理论的非定常流量方程^[25]：

$$q_{in} = 0.9556 n_m d_s^2 \sqrt{P_{ah} u_{sp} (1 - r_k)} \quad (2)$$

式中， q_{in} 为环空液体流入射孔枪的体积流量， m^3/s ； d_s 为射孔枪孔眼直径，m； P_{ah} 为射孔枪孔眼处环空压力，Pa； u_{sp} 为流体比容， m^3/kg ； r_k 为枪内液体压力与射孔枪孔眼处环空压力的比值，无量纲。

为了更精确地描述该阶段环空压力的瞬态演化，摒弃理想化的刚性假设，综合考虑流体可压缩性与套管弹性变形，建立一维环空流体连续性方程与动量守恒方程：

$$\frac{1}{\rho_a} \left(\frac{\partial P_a}{\partial t} + v_a \frac{\partial P_a}{\partial z} \right) + v_p^2 \frac{\partial v_a}{\partial z} = 0 \quad (3)$$

$$\frac{\partial v_a}{\partial t} = -\frac{1}{\rho_a} \frac{\partial P_a}{\partial z} - \frac{f v_a^2}{2 D_i} - g \quad (4)$$

式中， ρ_a 为环空流体密度， kg/m^3 ； P_a 为环空压力，Pa； v_a 为环空流体流速，m/s； v_p 为压力波传播速度，m/s； f 为环空流体摩擦系数，无量纲； D_i 为套管内径，m； g 为重力加速度， m/s^2 。

当动态负压达到谷值时，在套管内外壁之间会产生极大的瞬态压差，极易诱发套管挤毁变形。随后，油管内高压流体通过筛管向环空低压区回流；若环空压力低于地层孔隙压力，地层流体将通过射孔孔道向环空低压区渗流。在地层渗流与油管内流体持续补充的共同作用下，井筒压力最终趋于稳定，并建立新的压力平衡状态。

为量化地层流体的补给作用，将储层岩石视为三维多孔介质，结合达西定律与质量守恒原理，引入储层三维渗流控制方程：

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{k_x}{\mu_l B_l} \frac{\partial P_f}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{k_y}{\mu_l B_l} \frac{\partial P_f}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{k_z}{\mu_l B_l} \frac{\partial P_f}{\partial z} \right) = \frac{\phi T_s}{P_s} \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{P_f}{T_f Z_{cf}} \right) \quad (5)$$

式中， $k_{x,y,z}$ 为三维方向渗透率， m^2 ； μ_l 为地层流体黏度，Pa·s； B_l 为体积系数，无量纲； P_f 为地层孔隙压力，Pa； ϕ 为孔隙度，无量纲； P_s 为标况下地层单元中液体压力，Pa； T_s 为标况下地层单元中液体温度，K； T_f 为地层单元中液体温度，K； Z_{cf} 为地层单元中流体的压缩因子，无量纲。

射孔过程中井筒压力演化可划分为五个典型阶段：初始平衡阶段、爆轰阶段、负压阶段、压力恢复阶段以及最终平衡阶段，如图 2(e) 所示。该过程在井筒密闭受限空间内引发剧烈的压差波动，由此产生的复杂流固耦合动力响应，是诱发射孔管柱(Perforating string)冲击振动的主要原因。

2 射孔管柱动力学模型

2.1 管柱纵向振动微分方程

为准确描述全过程压力作用下射孔管柱的动力学行为，同时兼顾模型求解效率与工程实用性，基于超深井射孔作业实际工况，提出以下合理假设：

- (1)射孔管柱视为连续均质弹性体，忽略材料缺陷与局部几何不规则性；
- (2)地层视为刚性边界，不考虑射孔后地层变形对管柱受力的影响；
- (3)封隔器坐封后为轴向刚性固定约束，忽略射孔后封隔器的轴向微小弹性变形；
- (4)忽略管柱的径向与周向动力学响应，仅聚焦于射孔管柱的纵向振动特性；
- (5)射孔瞬态响应以射孔前静态平衡构型为参考，重力、初始内压及初始环空压力引起的静态变形已计入初始平衡状态。

射孔段管柱可简化为上端由封隔器固定、下端承受射孔全过程压力载荷的一维弹性杆模型^[16]。以封隔器位置为原点建立直角坐标系，竖直向下为 x 轴正方向，向右为 y 轴正方向，构建如图 3 所示射孔管柱动力学模型。

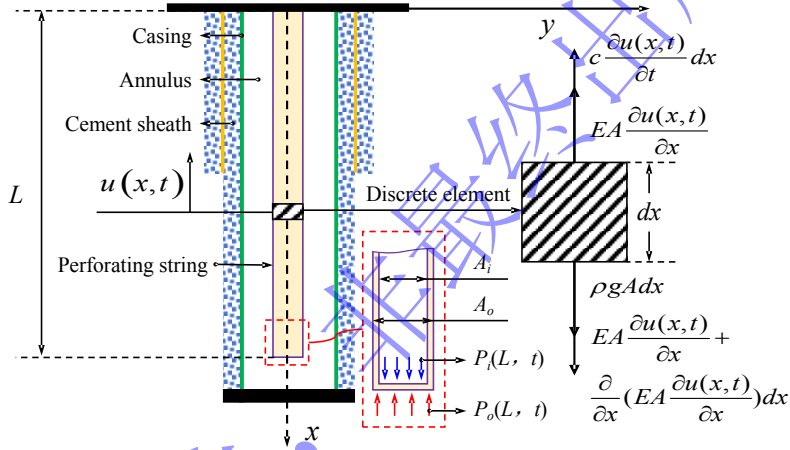


图 3 射孔管柱动力学模型示意图

Fig. 3 Schematic of the dynamic model for perforation string

为避免将初始自重和初始井筒压力重复计入瞬态载荷，将管柱轴向总位移 $U(x, t)$ 分解为射孔前静态平衡位移为 $U_0(x)$ 与瞬态增量位移为 $u(x, t)$ ，则：

$$U(x, t) = U_0(x) + u(x, t) \quad (6)$$

射孔前，管柱处于静态平衡状态。对于管柱微元，其轴向静力平衡方程为：

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(EA \frac{dU_0(x)}{dx} \right) + \rho g A = 0 \quad (7)$$

相应的静态边界条件为：

$$\begin{cases} U_0(0) = 0 \\ EA \frac{dU_0(L)}{dx} = F_0 \end{cases} \quad (8)$$

式中， E 为射孔管柱材料弹性模量，Pa； A 为射孔管柱横截面积， m^2 ； ρ 为射孔管柱材料密度， kg/m^3 ； L

为射孔管柱长度, m; F_0 为射孔前管柱底端的初始压力合力, N。

射孔过程中, 管柱受到轴向弹性力、重力、流体阻尼力及底端瞬态压力载荷的共同作用。根据达朗贝尔原理, 管柱总位移 $U(x, t)$ 对应的运动方程为:

$$\rho A dx \frac{\partial^2 U(x, t)}{\partial t^2} = \frac{\partial}{\partial x} (EA \frac{\partial U(x, t)}{\partial x}) dx + \rho A g dx - c \frac{\partial U(x, t)}{\partial t} dx \quad (9)$$

式中, c 为单位长度管柱所对应的等效轴向黏性阻尼系数, N·s/m²。

将式(6)代入式(9), 并利用静态平衡方程式(7)消去重力项。在 E 、 A 和 ρ 均为常数的条件下, 可得射孔管柱轴向冲击振动控制方程:

$$\frac{\partial^2 u(x, t)}{\partial t^2} = a^2 \frac{\partial^2 u(x, t)}{\partial x^2} - \nu \frac{\partial u(x, t)}{\partial t} \quad (10)$$

式中, a 为射孔管柱中的应力波速, m/s, $a = \sqrt{E/\rho}$; ν 为射孔液对射孔管柱的相对阻尼系数, 1/s, $\nu = c/(\rho A)$ 。

对于管柱与套管近似同心、环空流体作轴向黏性剪切运动的情况, 可采用同心环空 Couette 流模型估算流体阻尼系数^[26]:

$$c = \frac{2\pi\mu}{\ln(D_i/d_o)} \quad (11)$$

式中, μ 为射孔液的动力黏度, Pa·s; d_o 为射孔管柱外径, m。

2.2 初始条件与边界条件

假设射孔开始前($t=0$), 管柱处于静止状态, 其相对于射孔前静态平衡构型的增量位移和增量速度均为零, 因此初始条件为:

$$\begin{cases} u(x, t)|_{t=0} = 0 \\ \frac{\partial u(x, t)}{\partial t}|_{t=0} = 0 \end{cases} \quad (12)$$

封隔器坐封后, 将其视为轴向固定约束, 则管柱上端边界条件为:

$$u(x, t)|_{x=0} = 0 \quad (13)$$

射孔管柱底端承受射孔全过程压力作用。按照图 3 所示坐标方向, 管柱底端内压 $P_i(L, t)$ 作用于内压有效面积 A_i 并沿 x 正方向加载; 环空压力 $P_o(L, t)$ 作用于外压有效面积 A_o 并沿 x 负方向加载。因此, 管柱底端压力合力 $F(t)$ 可写为:

$$F(t) = A_i P_i(L, t) - A_o P_o(L, t) \quad (14)$$

式中, A_i 和 A_o 分别为射孔管柱内径和外径所对应的横截面积, m²; $P_i(L, t)$ 和 $P_o(L, t)$ 分别为射孔过程管柱底端内、外压力时程变化函数, Pa。其中, $P_o(L, t)$ 表征爆轰压力与动态负压共同作用下管柱环空压力的全过程时程变化。

射孔前管柱底端的初始压力合力 F_0 为:

$$F_0 = A_i P_i(L, 0) - A_o P_o(L, 0) \quad (15)$$

管柱总位移对应的底端力边界为:

$$EA \frac{\partial U(L, t)}{\partial x} = F(t) \quad (16)$$

射孔前静态平衡位移对应的底端边界为:

$$EA \frac{dU_0(L)}{dx} = F_0 \quad (17)$$

将上述两式相减, 可得瞬态增量位移对应的底端边界条件:

$$EA \left. \frac{\partial u(x, t)}{\partial x} \right|_{x=L} = \Delta F(t) = A_i [P_i(L, t) - P_i(L, 0)] - A_o [P_o(L, t) - P_o(L, 0)] \quad (18)$$

式中, $\Delta F(t)$ 为管柱底端瞬态轴向载荷增量, N。

射孔弹起爆初期, 爆轰冲击波主要作用于环空流体, 使环空压力在极短时间内发生剧烈变化; 相比之下, 管柱内部压力的瞬态变化幅度较小, 可近似取为射孔前初始内压, 即:

$$P_i(L, t) \approx P_i(L, 0) \quad (19)$$

2.3 模型求解

封隔器以下管柱的轴向振动可视为一维连续介质中的波动问题。为获得射孔全过程压力作用下管柱轴向振动响应的时空演化规律, 采用显式有限差分法对控制方程式 (10) 进行数值离散。将模拟过程的振动总时间 t 划分为以 Δt 为间隔的时间步长, 从而得到 m 个时间点, 分别标记为 $j=1, 2, \dots, m$ 。将封隔器下部管柱划分为 M 个单元, 每个单元长度为 Δx , 从而形成 $M+1$ 个节点。从封隔器开始到管柱系统底端, 节点标记依次为 $i=1, 2, \dots, M+1$, 所采用的差分网格形式如图 4 所示。

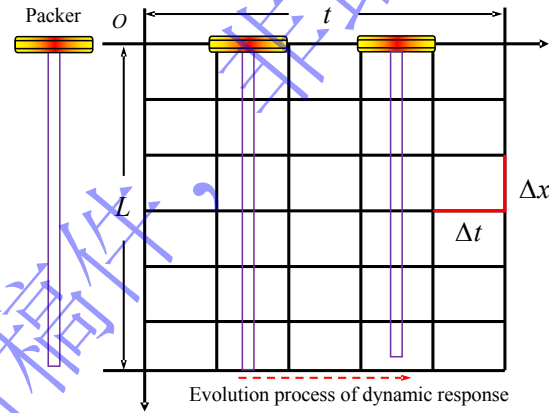


图 4 模型差分离散示意图

Fig. 4 Schematic diagram of finite difference discretization for the model

设封隔器下部管柱第 i 节点在第 j 时刻的轴向位移为 u_i^j , 则控制方程中的各微分项可离散为:

$$\begin{cases} \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \frac{u_i^{j+1} - 2u_i^j + u_i^{j-1}}{\Delta t^2} \\ \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = \frac{u_{i+1}^j - 2u_i^j + u_{i-1}^j}{\Delta x^2} \\ \frac{\partial u}{\partial t} = \frac{u_i^{j+1} - u_i^{j-1}}{2\Delta t} \end{cases} \quad (20)$$

将式(20)代入式(10)，可得内部节点的显式递推格式：

$$u_i^{j+1} = \frac{2u_i^j - \left(1 - \frac{v\Delta t}{2}\right)u_i^{j-1} + r^2(u_{i+1}^j - 2u_i^j + u_{i-1}^j)}{1 + \frac{v\Delta t}{2}}, \quad i = 2, 3, \dots, M \quad (21)$$

其中， r 为 Courant 数，可由下式计算：

$$r = \frac{a\Delta t}{\Delta x} \quad (22)$$

封隔器坐封后视为理想轴向固定约束，因此固定端节点满足：

$$u_1^j = 0 \quad (23)$$

管柱底端承受射孔压力变化产生的增量载荷。为使底端力边界的空间离散精度与内部节点相协调，对管柱底端的轴向位移梯度采用二阶后向差分，得到：

$$EA \frac{3u_{M+1}^j - 4u_M^j + u_{M-1}^j}{2\Delta x} = \Delta F^j \quad (24)$$

式中： ΔF^j 为第 j 个时间层作用于管柱底端的轴向增量载荷，N。

射孔起爆时，管柱相对于初始静态平衡构型的增量位移和增量速度均为零。为保持显式差分格式的时间二阶精度，采用二阶 Taylor 展开构造内部节点的第一时间层：

$$u_i^1 = u_i^0 + \Delta t \dot{u}_i^0 + \frac{\Delta t^2}{2} \left[a^2 \frac{u_{i+1}^0 - 2u_i^0 + u_{i-1}^0}{\Delta x^2} - v \dot{u}_i^0 \right], \quad i = 2, 3, \dots, M \quad (25)$$

根据初始条件式(12)，有：

$$\begin{cases} u_i^0 = 0 \\ \dot{u}_i^0 = 0 \end{cases} \quad (26)$$

获得管柱轴向位移场后，节点加速度和轴向增量应力可由位移时程及轴向应变计算。节点加速度采用时间中心差分；内部节点应力采用空间中心差分；封隔器固定端应力采用二阶前向差分；管柱底端应力则由增量载荷边界直接确定，即：

$$\begin{cases} \ddot{u}_i^j = \frac{u_i^{j+1} - 2u_i^j + u_i^{j-1}}{\Delta t^2}, & i = 1, 2, \dots, M+1 \\ \Delta \sigma_i^j = E \frac{u_{i+1}^j - u_{i-1}^j}{2\Delta x}, & i = 2, \dots, M \\ \Delta \sigma_1^j = E \frac{-3u_1^j + 4u_2^j - u_3^j}{2\Delta x}, & i = 1 \\ \Delta \sigma_{M+1}^j = \frac{\Delta F^j}{A}, & i = M+1 \end{cases} \quad (27)$$

式中， $\ddot{u}_i^j$ 为节点轴向加速度， m/s^2 ； $\Delta \sigma_i^j$ 为轴向增量应力，Pa；

为保证显式差分格式的稳定性，时间步长应满足应力波传播的 Courant 稳定条件：

$$r = \frac{a\Delta t}{\Delta x} \leq 1 \quad (28)$$

由此,在保留射孔全过程压力时程特征的基础上,可逐步求得管柱不同轴向位置处的位移、加速度和轴向应力响应,进而分析应力波沿管柱的传播、衰减、反射及叠加规律。

2.4 模型验证

为验证本文模型的科学性和可靠性,选取准噶尔盆地某超深试验井 X1 井的现场射孔试验数据开展对比验证。X1 井人工井底 7054 m,地层压力 149 MPa,地层温度 147 °C,属于典型高温高压超深井。现场试验采用高速多功能射孔压裂听诊仪,对射孔过程中爆轰冲击波、水击振荡等诱发的压力、温度及加速度变化进行实时监测。该设备基于高速采集分析技术,具有非干扰、实时性强和多参数同步采集等特点,可识别信号源激发波的频率、波速及幅值特征。设备压力测量范围为 0~210 MPa,加速度测量范围为±500 g,最高采样频率 100 kHz,能够捕捉 10 μs 量级压力波动过程,可为射孔瞬态压力演化模型验证提供可靠的现场测试数据。试验过程中,射孔压裂听诊仪同轴安装于射孔枪与油管连接处位置。

试验过程压力曲线如图 5(a)所示。当射孔弹起爆后,爆轰冲击波在极短时间内作用于井筒流体,使测点压力在 0.2 ms 内迅速升高并形成尖峰,峰值压力达到 184.79 MPa。随后,受射孔孔眼开启、井筒流体向地层及孔道快速泄流及压力波反射叠加共同影响,测点压力回落,并在短时间内出现明显的振荡衰减特征,最低压力降至 106.1 MPa,说明射孔后井筒局部形成了较强的动态负压响应。

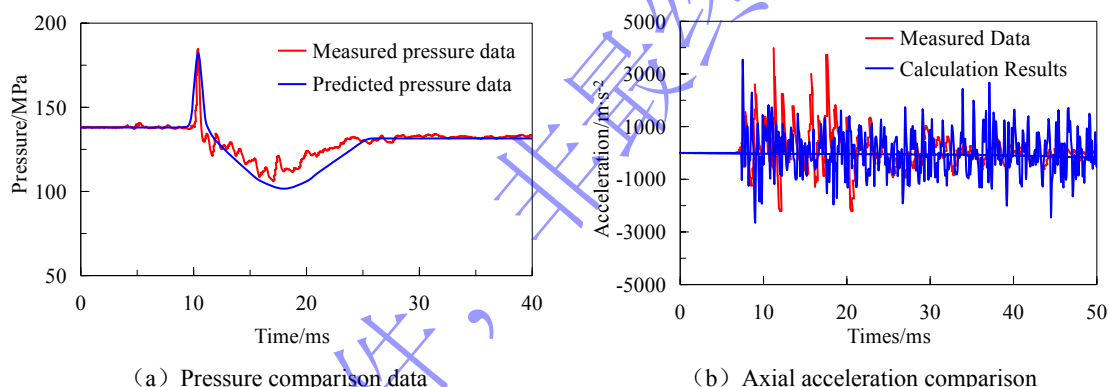


图 5 X1 井现场试验结果

Fig. 5 Field test results of well X1

利用前述压力演化模型及计算程序对 X1 井射孔过程中实测位置处的压力演化规律进行模拟预测。该软件以能量转化^[6]、孔流补偿^[25]、环空瞬变流^[23]和储层渗流方程^[25]为核心,可计算射孔过程环空压力随时间的变化曲线。预测压力曲线如图 5(a)所示。其中,预测峰值压力与谷值压力分别为 182.24 MPa 和 101.64 MPa,与实测值的相对误差分别为 1.38%及 4.2%。

基于式(18)将预测压力时程转换为管柱底端边界载荷,并进一步开展管柱动态响应分析,结果如图 5(b)所示。实测最大轴向加速度为 3874.37 m/s²,计算所得最大轴向加速度为 3540.21 m/s²,计算与实测的加速度响应峰值吻合良好,最大峰值相对误差为 8.62%,表明所建模型能有效捕捉射孔初期的瞬态冲击响应特征,为分析管柱在峰值载荷下的动力学行为提供了可靠依据。

3 管柱动态响应特性及敏感性分析

3.1 管柱动态响应特性分析

3.1.1 实例井基本参数

为系统揭示爆轰压力与动态负压全过程压力作用下射孔管柱的动力学响应特性及潜在失效机理,选取四川盆地某超深直井 X2 井作为典型实例进行分析。X2 井人工井底深度达 7430 m,地层压力 129.88 MPa,地层温度 155 °C,封隔器坐封于井深 6505 m 处;套管外径为 184.15 mm、壁厚为 15.83 mm、钢级为 TP155V;射孔枪采用 127 型,射孔段长 25 m,射孔管柱长度为 98 m。其余参数见表 1 和表 2。

表1 射孔管柱参数

Table 1 Perforating string parameters

外径/mm	壁厚/mm	钢级	线重/(N/m)	密度/kg·m ⁻³	弹性模量/GPa
88.9	7.34	P110	148.75	7850	210

表2 射孔工艺参数

Table 2 Perforating operation parameters

射孔弹装药量/g	炸药类型	相位角/°	孔密/m ⁻¹	射孔液密度/kg·m ⁻³	射孔液动力黏度/Pa·s
45	HNS(六硝基二苯乙烯)	60	16	1000	0.01

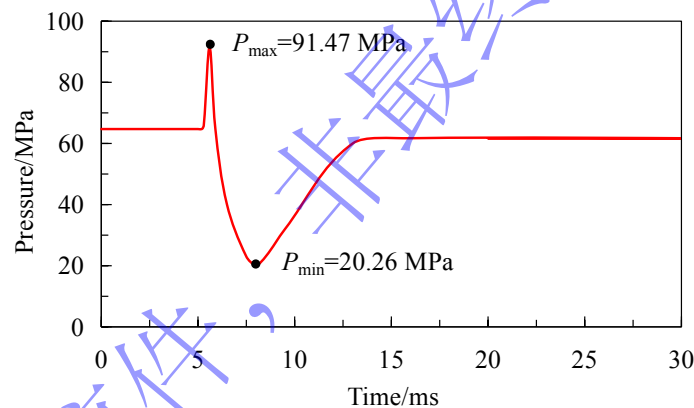


图 6 X2 井射孔全过程压力曲线

Fig. 6 Pressure history curve of Well X2 during the whole perforation process

利用前述压力演化模型及计算程序对 X2 井射孔作业全过程的环空压力波动特性进行模拟分析,结果如图 6 所示。X2 井射孔管柱底部初始环空压力为 61.71 MPa,射孔爆轰阶段的峰值压力高达 91.47 MPa,动态负压谷值为 20.26 MPa。基于式(18)将预测压力时程转换为管柱底端边界载荷,开展 X2 井管柱动态响应分析。

3.1.2 加速度响应特征

管柱不同位置处轴向加速度时程曲线如图 7 所示,测点沿管柱轴向由封隔器位置向下依次布置,最大距离为 80 m。结果表明,各测点加速度响应均呈现高频振荡特性,反映了爆轰压力峰值与动态负压协同形成的强瞬态冲击载荷对管柱的激励效应。值得注意的是,加速度响应存在明显的空间衰减与时间滞后特征。从空间分布特征来看,加速度响应沿管柱轴向呈现明显的衰减规律。以正向加速度峰值为例,距封隔器 80 m 处的峰值达到 18728.09 m/s²,而距封隔器 20 m 处峰值降至 11443.11 m/s²,衰减幅度为 38.90%,表明冲击能量在传播过程中受材料阻尼与结构变形影响不断耗散。此外,各测点加速度均呈现正负交替波动形态,表明射孔过程中管柱始终处于拉伸-压缩交变受力状态,这种高

频、非对称的循环载荷是诱发材料疲劳损伤的根本原因。特别是在螺纹连接等应力集中部位，交变应力会驱动微裂纹的萌生、扩展，最终导致管柱的早期疲劳失效。

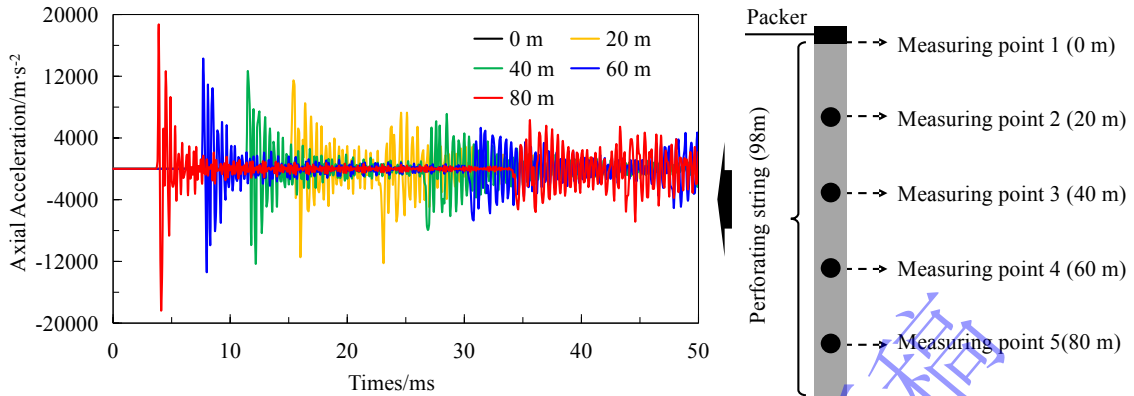


图 7 管柱不同位置处加速度时程曲线

Fig. 7 Acceleration time-history curves at different positions of the string

3.1.3 轴向应力响应特征

图 8 为管柱不同位置的轴向应力曲线，其中正值表示拉伸应力，负值表示压缩应力。结果表明，在全过程压力作用下，管柱轴向应力整体以拉伸应力为主导，其峰值明显高于压缩应力。冲击载荷产生的应力波沿管柱传递时，受管柱自身阻尼及弹性形变影响逐步衰减，距封隔器 80 m 处最大轴向应力为 114.22 MPa，传播至封隔器下端 20 m 处时衰减至 80.89 MPa。

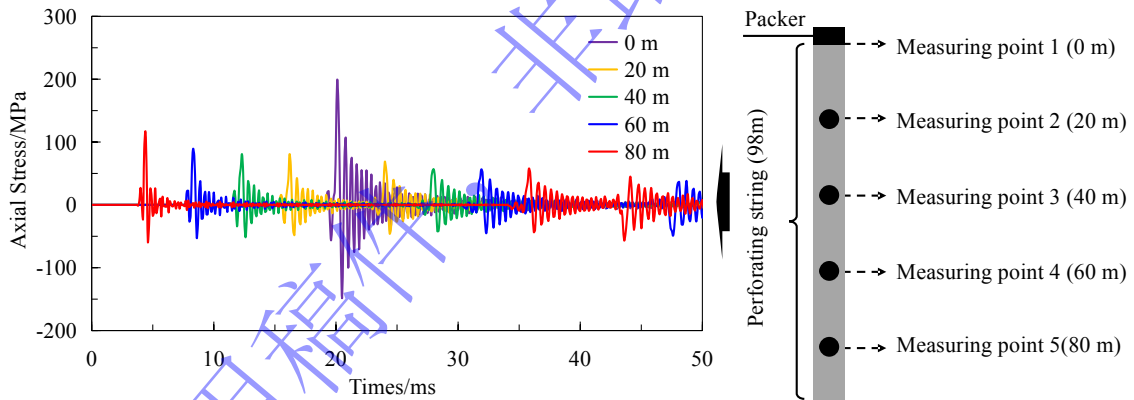


图 8 管柱不同位置处轴向应力时程曲线

Fig. 8 Axial stress time-history curves at different positions of the string

当应力波抵达封隔器固定端时，因无法继续轴向传播发生反射，入射应力波与反射应力波叠加，导致固定端附近应力急剧升高至 199.43 MPa，远高于管柱其他位置的应力水平。这一结果表明，封隔器固定边界及邻近连接区域易出现拉伸应力峰值放大和局部附加应力集中，从而提高螺纹连接失效、封隔器中心管局部损伤及疲劳损伤风险。实际失效还可能受到截面突变、初始缺陷及循环载荷累积等因素的共同影响。

3.2 爆轰压力影响

为探究爆轰压力对管柱动态响应的影响规律，在固定动态负压谷值为 20.26 MPa 的条件下，分别设置爆轰压力峰值为 75 MPa、85 MPa、91.47 MPa、105 MPa 和 115 MPa 进行对比分析，结果如图 9、图 10 所示。

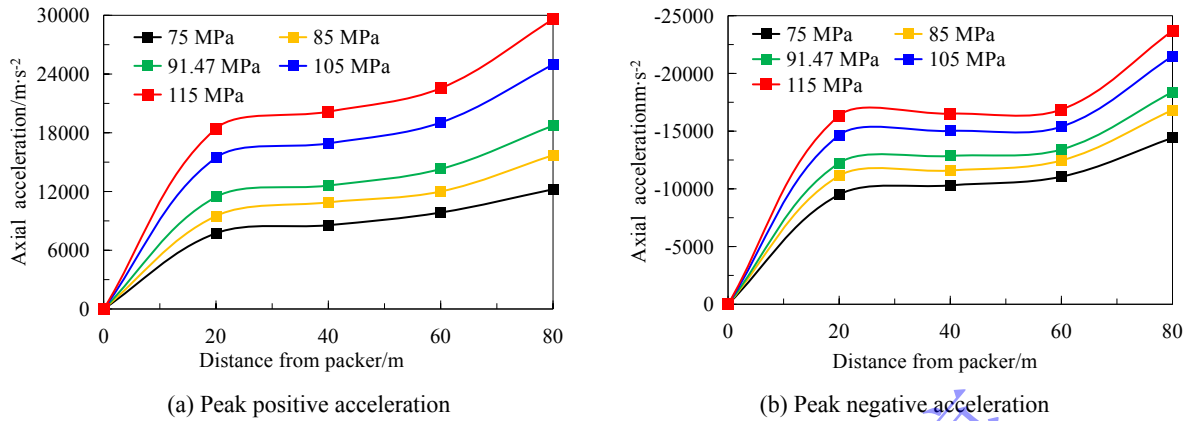


图 9 管柱不同位置处加速度随爆轰压力峰值变化曲线

Fig. 9 Acceleration at different string positions as a function of peak detonation pressure

由图 9 可知，随着爆轰压力峰值的增大，管柱各位置的正、负向加速度幅值均显著增大，其中正向加速度对爆轰压力变化更为敏感。当爆轰压力峰值从 75 MPa 增加至 115 MPa 时，距封隔器 80 m 处管柱正向加速度幅值由 12223.67 m/s^2 增长至 29593.67 m/s^2 ，增幅为 142.10%；负向加速度幅值由 14417.91 m/s^2 增长至 23676.86 m/s^2 ，增幅为 64.22%。这表明爆轰压力峰值对管柱轴向加速度响应应具有显著影响，其增大将增强射孔冲击载荷作用下管柱的振动强度。

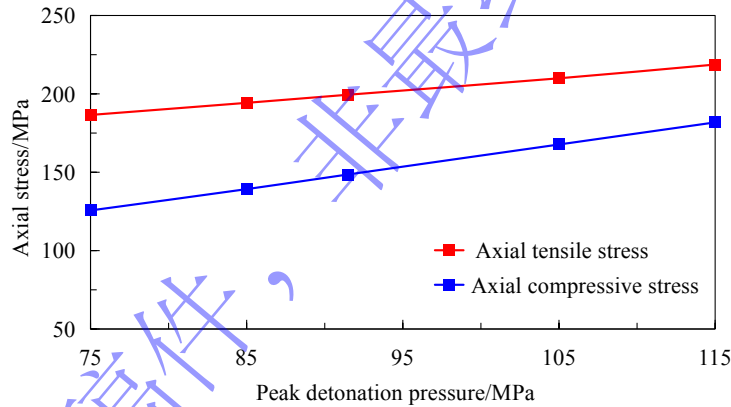


图 10 封隔器处管柱最大轴向应力随爆轰压力峰值变化曲线

Fig. 10 Variation curves of maximum axial stress at packer position with peak detonation pressure

图 10 揭示了封隔器处管柱最大轴向应力随爆轰压力峰值的变化规律。随着爆轰压力峰值的增大，封隔器处的最大轴向拉伸应力和压缩应力均呈线性增长。当爆轰压力峰值从 75 MPa 增加至 115 MPa 时，封隔器处最大轴向拉伸应力由 186.55 MPa 增长至 218.71 MPa，增幅为 17.24%；而最大轴向压缩应力由 125.64 MPa 增长至 181.81 MPa，增幅为 44.71%。对比可见，爆轰压力峰值对轴向压缩应力的影响程度远高于拉伸应力。这表明，在爆轰压力较高的工况下，冲击压缩波会显著提高管柱轴向压缩应力水平，并使管柱在局部约束不足或几何不规则区域更易产生压缩失稳风险。

为进一步定性判断爆轰压力峰值升高对管柱屈曲风险的影响，针对射孔管柱测点 4 位置（距封隔器 60 m 处）开展临界屈曲载荷理论估算，并将其与计算得到的有效轴力进行比对，结果如图 11 所示。

受限管柱正弦屈曲和螺旋屈曲临界载荷可表示为^[27]：

$$\begin{cases} F_{cr} = 2.55\sqrt{EIw^2} \\ F_{hel} = 5.55\sqrt{EIw^2} \end{cases} \quad (29)$$

式中, F_{cr} 为射孔管柱正弦屈曲临界载荷, N; F_{hel} 为射孔管柱螺旋屈曲临界载荷, N; I 为射孔管柱截面惯性矩, m^4 ; w 为射孔管柱在空气中的线重, N/m。

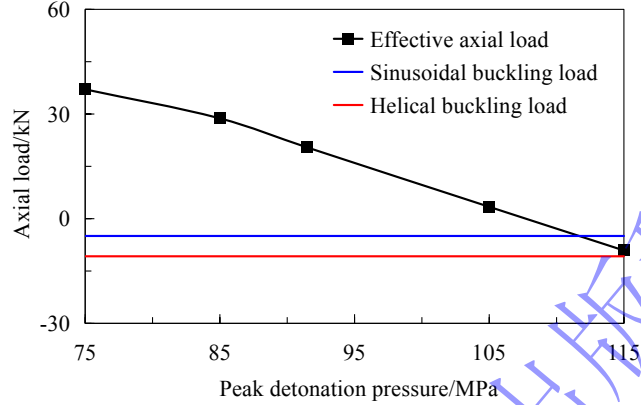


图 11 管柱有效轴力与临界屈曲载荷对比

Fig. 11 Comparison between effective axial load and critical buckling loads of string

按式(29)计算得到正弦屈曲临界载荷为 4.95 kN, 螺旋屈曲临界载荷为 10.78 kN。若以拉伸为正、压缩为负, 则上述临界载荷在图 11 中对应为负向压缩阈值。

由图 11 可见, 随着爆轰压力峰值由 75 MPa 增加至 115 MPa, 测点 4 处管柱有效轴力由拉伸状态逐步转变为压缩状态, 并不断接近屈曲临界载荷。在 75~105 MPa 范围内, 有效轴力尚未达到正弦屈曲临界压缩阈值, 管柱整体处于相对安全状态; 当爆轰压力峰值升高至 115 MPa 时, 有效轴向压缩载荷已达到正弦屈曲临界载荷, 并向螺旋屈曲临界载荷逼近, 表明高爆轰压力工况下管柱中部弱约束管段的屈曲敏感性明显增强。

3.3 动态负压影响

为探究动态负压对管柱动态响应的影响规律, 在固定爆轰压力峰值为 91.47 MPa 的条件下, 分别设置动态负压谷值为 10 MPa、15 MPa、20.26 MPa、25 MPa 和 30 MPa 进行对比分析, 结果如图 12、图 13 所示。

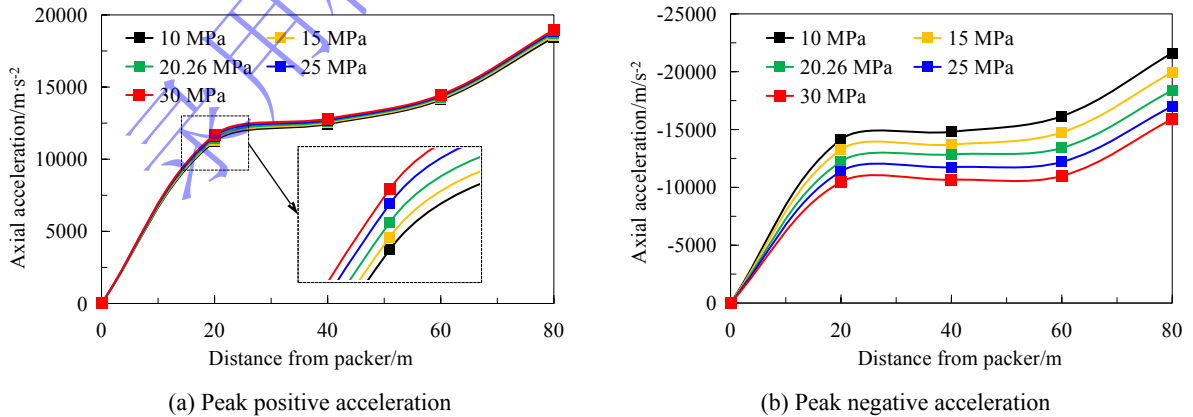


图 12 管柱不同位置处加速度随动态负压谷值变化曲线

Fig. 12 Acceleration at different string positions as a function of dynamic underbalance pressure trough

图 12 显示, 动态负压谷值对正、负向加速度的影响规律与爆轰压力峰值恰好相反。它对负向加速度的影响更为显著, 而对正向加速度的影响较小。正向加速度幅值随动态负压谷值降低呈小幅递减, 当动态负压谷值从 30 MPa 降低至 10 MPa 时, 距封隔器 80 m 处管柱正向加速度幅值由 18964.61 m/s² 降低至 18446.57 m/s², 降幅仅 2.73%; 而负向加速度幅值则由 15908.09 m/s² 增长至 21615.65 m/s², 增幅达 35.88%。

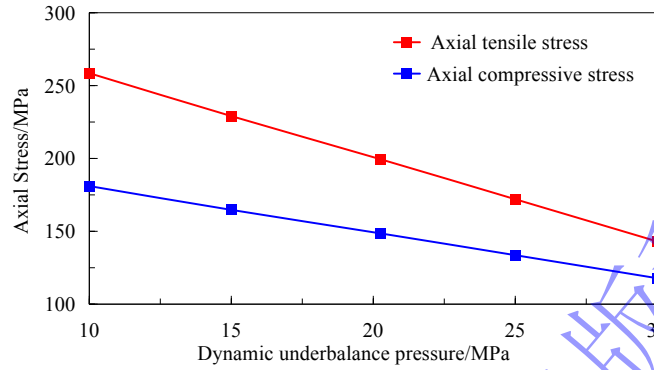


图 13 封隔器处管柱最大轴向应力随动态负压谷值变化曲线

Fig. 13 Variation curves of maximum axial stress at the packer position with trough value of dynamic underbalance pressure

图 13 为封隔器处管柱最大轴向应力随动态负压谷值变化曲线。随着动态负压谷值的降低, 封隔器处的最大轴向拉伸应力和压缩应力均呈线性增大趋势。当动态负压谷值从 30 MPa 降至 10 MPa 时, 最大轴向拉伸应力由 143.04 MPa 急剧升高至 258.52 MPa, 增幅达 80.73%, 而最大轴向压缩应力则由 117.82 MPa 增至 181.05 MPa, 增幅为 53.67%。数据表明, 动态负压谷值对轴向拉伸应力的影响程度显著大于压缩应力。当动态负压谷值过低时, 管柱在回弹阶段承受的轴向拉伸载荷显著增大, 可能在螺纹连接、封隔器中心管、截面突变和局部缺陷处形成应力集中, 从而提高连接失效、疲劳损伤或局部断裂风险。

3.4 爆轰压力及动态负压耦合作用影响

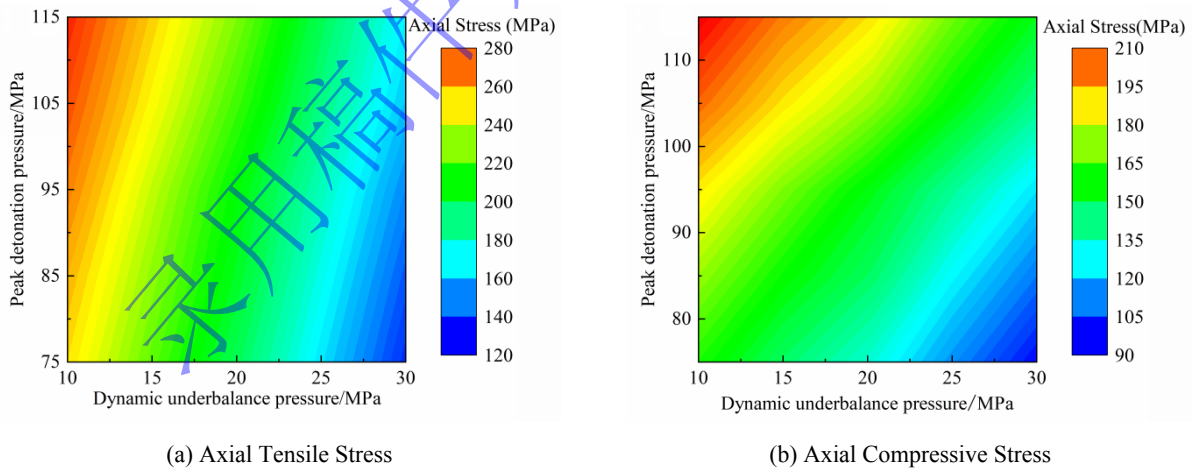


图 14 封隔器处管柱最大轴向应力变化云图

Fig. 14 Contour plot of maximum axial stress variation at packer position

图 14 为综合考虑爆轰压力峰值和动态负压谷值变化条件下, 封隔器处管柱最大轴向应力的响应云图。该云图直观地展示了两者耦合作用下的应力分布特征。云图右下角区域对应低爆轰压力峰值、高动态负压谷值的组合。在此区域, 无论是拉伸应力还是压缩应力, 均处于较低水平。这一区域可被

视为相对安全的射孔工艺参数窗口；而云图左上角区域对应高爆轰压力峰值、低动态负压谷值的组合。在此区域，管柱承受的拉伸和压缩应力均急剧升高，进入高应力水平区，管柱失效的风险也随之剧增。

进一步分析表明，压缩应力云图在纵轴方向的应力梯度较大，说明压缩应力对爆轰压力峰值变化更为敏感。爆轰压力峰值升高是导致管柱轴向压缩应力放大及屈曲失稳风险增加的主要因素。相比之下，拉伸应力云图在横轴方向变化更为明显，表明拉伸应力对动态负压谷值变化更为敏感。动态负压增强会显著放大封隔器邻近连接区域的轴向拉伸应力，从而提高连接失效、脱扣及疲劳损伤风险。由此可见，爆轰压力与动态负压共同决定封隔器附近管柱的最大受力状态。因此，在超深井射孔管柱安全性评价与工艺参数优化中，应同时考虑爆轰压力峰值和动态负压谷值的影响，以提高管柱完整性评价的可靠性。

4 结论

本文基于射孔管柱轴向冲击振动模型，系统分析了超深井射孔管柱在爆轰压力和动态负压共同作用下的动力学响应及失效特征，主要研究结论如下：

(1)射孔爆轰产生的瞬态应力波沿管柱传播，并在封隔器固定边界发生反射与波形叠加，导致该区域应力响应显著放大。从动力学响应特征来看，封隔器及其邻近连接区域是管柱应力集中和局部损伤风险较高的关键部位。

(2)射孔全过程压力演化对管柱动力响应表现出不同的主控作用。爆轰压力峰值主要影响管柱轴向压缩应力水平，并使管柱在局部约束不足或几何不规则区域更易产生压缩失稳风险；动态负压谷值降低则显著放大轴向拉伸应力，从而提高连接失效、疲劳损伤或局部断裂风险。二者在时域上的交替作用共同决定管柱的最大动力响应。

(3)建立了考虑射孔全过程压力时程的管柱动力学模型，并采用准噶尔盆地超深高温高压井现场实测数据进行验证。计算加速度峰值与实测结果的相对误差为 8.62%，表明该模型能够较好表征射孔初期强冲击阶段的峰值响应和主要振荡特征。

(4)研究表明，仅采用静态载荷或单一峰值载荷难以全面反映射孔全过程中管柱的动力响应特征。研究结果可为射孔工艺参数优化及管柱抗冲击设计提供参考。后续研究可进一步考虑复杂井眼轨迹、管柱一套管三维接触、局部连接件弹塑性行为以及多量程、多采样频率传感器联合测试，以完善极端射孔工况下管柱结构完整性评价方法。

参考文献

- [1]汪海阁, 黄洪春, 毕文欣, 等. 深井超深井油气钻井技术进展与展望[J]. 天然气工业, 2021, 41(8): 163-177. DOI: 10.3787/j.issn.1000-0976.2021.08.015.
- WANG H G, HUANG H C, BI W X, et al. Deep and ultra-deep oil/gas well drilling technologies: progress and prospect[J]. Natural Gas Industry, 2021, 41(8): 163-177. DOI: 10.3787/j.issn.1000-0976.2021.08.015.
- [2]邓虎, 贾利春. 四川盆地深井超深井钻井关键技术与展望[J]. 天然气工业, 2022, 42(12): 82-94. DOI: 10.3787/j.issn.1000-0976.2022.12.009.
- DENG H, JIA L C. Key technologies for drilling deep and ultra-deep wells in the Sichuan Basin: current status, challenges and prospects[J]. Natural Gas Industry, 2022, 42(12): 82-94. DOI: 10.3787/j.issn.1000-0976.2022.12.009.
- [3]王清华, 徐振平, 张荣虎, 等. 塔里木盆地油气勘探新领域、新类型及资源潜力[J]. 石油学报, 2024, 45(1): 15-32. DOI: 10.7623/syxb202401002.
- WANG Q H, XU Z P, ZHANG R H, et al. New fields, new types of hydrocarbon explorations and their resource potentials in Tarim Basin[J]. Acta Petrolei Sinica, 2024, 45(1): 15-32. DOI: 10.7623/syxb202401002.

- [4]袁发勇, 张锦宏, 陈志航, 等. 三联作射孔爆轰井筒环空压力脉动规律研究[J]. 天然气与石油, 2024, 42(1): 68-73. DOI: 10.3969/j.issn.1006-5539.2024.01.010.
- YUAN F Y, ZHANG J H, CHEN Z H, et al. Study on detonation pressure pulsation pattern of triple perforating explosion[J]. Natural Gas and Oil, 2024, 42(1): 68-73. DOI: 10.3969/j.issn.1006-5539.2024.01.010.
- [5]江武, 鲁斌昌, 魏军, 等. 准噶尔盆地 LT1 超高压井试油测试技术实践[J]. 钻采工艺, 2022, 45(5): 160-163. DOI: 10.3969/j.issn.1006-768X.2022.05.29.
- JIANG W, LU B C, WEI J, et al. Practice of well testing technology for ultra-high pressure well LT1 in Junggar Basin[J]. Drilling and Production Technology, 2022, 45(5): 160-163. DOI: 10.3969/j.issn.1006-768X.2022.05.29.
- [6]DING L L, CHEN W K, HAN C J, et al. Study on explosion energy conversion of a perforating shaped charge during perforation detonation[J]. SPE Journal, 2024, 29(6): 2938-2952. DOI: 10.2118/219473-PA.
- [7]余勇, 宋志同, 李献宾, 等. 青海油田高温高压低渗储层动态负压射孔-酸化-测试联作技术研究及应用[J]. 钻采工艺, 2020, 43(2): 129-131. DOI: 10.3969/j.issn.1006-768X.2020.02.35.
- YU Y, SONG Z T, LI X B, et al. Research and application of dynamic underbalanced perforation-acidizing-well testing combined operation technology for high-temperature high-pressure low-permeability reservoirs in Qinghai Oilfield[J]. Drilling and Production Technology, 2020, 43(2): 129-131. DOI: 10.3969/j.issn.1006-768X.2020.02.35.
- [8]李文哲, 李玉飞, 王汉, 等. 蓬莱气田深井超深井试油完井工艺优化研究与应用[J]. 钻采工艺, 2025, 48(2): 82-87. DOI: 10.3969/j.issn.1006-768X.2025.02.11.
- LI W Z, LI Y F, WANG H, et al. Research and application of well testing and completion technology improvement for deep and ultra-deep wells in Penglai Gas Field[J]. Drilling and Production Technology, 2025, 48(2): 82-87. DOI: 10.3969/j.issn.1006-768X.2025.02.11.
- [9]余朝毅. 四川盆地超深层钻完井技术进展及其对万米特深井的启示[J]. 天然气工业, 2024, 44(1): 40-48. DOI: 10.3787/j.issn.1000-0976.2024.01.004.
- SHE C Y. Progress in ultra-deep drilling and completion technology in the Sichuan Basin and its implications for extra-deep wells of more than ten thousand meters in depth[J]. Natural Gas Industry, 2024, 44(1): 40-48. DOI: 10.3787/j.issn.1000-0976.2024.01.004.
- [10]唐凯, 王海东, 彭建新, 等. 8000 m 超高温超高压超深井射孔配套技术[J]. 钻采工艺, 2018, 41(2): 57-60. DOI: 10.3969/j.issn.1006-768X.2018.02.17.
- TANG K, WANG H D, PENG J X, et al. 8000 m ultra-high temperature ultra-high pressure ultra-deep well perforation matching technology[J]. Drilling and Production Technology, 2018, 41(2): 57-60. DOI: 10.3969/j.issn.1006-768X.2018.02.17.
- [11]刘岩生, 张佳伟, 黄洪春. 中国深层—超深层钻完井关键技术及发展方向[J]. 石油学报, 2024, 45(1): 312-324. DOI: 10.7623/syxb202401018.
- LIU Y S, ZHANG J W, HUANG H C. Key technologies and development direction for deep and ultra-deep drilling and completion in China[J]. Acta Petrolei Sinica, 2024, 45(1): 312-324. DOI: 10.7623/syxb202401018.
- [12]练章华, 万智勇, 王飞文, 等. 超深井射孔冲击动载荷引起封隔器断裂失效分析[J]. 天然气工业, 2024, 44(6): 44-51. DOI: 10.3787/j.issn.1000-0976.2024.06.005.
- LIAN Z H, WAN Z Y, WANG F W, et al. Analysis on packer fracture failure caused by dynamic load of perforating impact in ultra-deep well[J]. Natural Gas Industry, 2024, 44(6): 44-51. DOI: 10.3787/j.issn.1000-0976.2024.06.005.
- [13]何新兴, 陈建波, 刘洪涛, 等. 射孔管柱断裂失效分析及其控制措施[J]. 测井技术, 2021, 45(2): 222-226. DOI: 10.16489/j.issn.1004-1338.2021.02.020.
- HE X X, CHEN J B, LIU H T, et al. Perforation string fracture failure analysis and its control measures[J]. Well Logging Technology, 2021, 45(2): 222-226. DOI: 10.16489/j.issn.1004-1338.2021.02.020.

[14]CRADDOCK G G, ZHANG W, WIGHT J, et al. Investigating the dynamic three-dimensional loading effects on perforating guns imposed by shaped charges[C]//International Petroleum Technology Conference. Doha, Qatar: International Petroleum Technology Conference, 2014. DOI: 10.2523/IPTC-17282-MS.

[15]CANAL A C, MILETTO P A, SCHOENER-SCOTT M F, et al. Predicting pressure behavior and dynamic shock loads on completion hardware during perforating [C]//Offshore Technology Conference. Houston, Texas, USA: Offshore Technology Conference, 2010: 125-138. DOI: 10.4043/21059-MS.

[16]李明飞, 徐绯, 窦益华. 爆轰冲击载荷作用下射孔段管柱动力响应分析[J]. 振动与冲击, 2019, 38(18): 185-191, 222. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2019.18.026.

LI M F, XU F, DOU Y H. Dynamic response analysis of a perforated pipe string under detonation impact load[J]. Journal of Vibration and Shock, 2019, 38(18): 185-191, 222. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2019.18.026.

[17]DENG Q, ZHANG H, LI J, et al. Study of downhole shock loads for ultra-deep well perforation and optimization measures[J]. Energies, 2019, 12(14): 2743. DOI: 10.3390/en12142743.

[18]柳军, 简屹林, 陈益丽, 等. 超深井射孔冲击振动模型及减振器振动抑制研究[J]. 特种油气藏, 2024, 31(5): 146-154. DOI: 10.3969/j.issn.1006-6535.2024.05.017.

LIU J, JIAN Y L, CHEN Y L, et al. Research on perforation impact vibration model and vibration suppression of shock absorber in ultra-deep well[J]. Special Oil & Gas Reservoirs, 2024, 31(5): 146-154. DOI: 10.3969/j.issn.1006-6535.2024.05.017.

[19]杨文武, 李浩, 林勇, 等. 多因素影响下射孔段管柱振动力学分析[J]. 振动与冲击, 2024, 43(10): 223-229. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2024.10.026.

YANG W W, LI H, LIN Y, et al. Vibration mechanics analysis of a perforating string under the influence of multiple factors[J]. Journal of Vibration and Shock, 2024, 43(10): 223-229. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2024.10.026.

[20]窦益华, 饶一伍, 李明飞, 等. 充填射孔枪的射孔液压力脉动及管柱应力分析[J]. 石油机械, 2025, 53(4): 56-63. DOI: 10.12473/CPM.202403114.

DOU Y H, RAO Y W, LI M F, et al. Pressure pulsation of perforating fluid and string stress in filling perforating gun[J]. China Petroleum Machinery, 2025, 53(4): 56-63. DOI: 10.12473/CPM.202403114.

[21]陈永涛, 申智春, 郑钢铁. 基于有限元仿真的薄壁圆柱壳轴向动力屈曲实验研究[J]. 宇航学报, 2006(6): 1178-1181.

CHEN Y T, SHEN Z C, ZHENG G T. Experiment research on axial dynamic buckling of thin-wall cylindrical shells based on finite element model [J]. Journal of Astronautics, 2006(6): 1178-1181.

[22]陈永涛, 郑钢铁. 确定轴向冲击下薄壁圆柱壳第二临界速度的新方法[J]. 振动与冲击, 2007, 26(1): 49-51. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2007.01.014.

CHEN Y T, ZHENG G T. New method for determining the second critical speed of thin-wall cylindrical shells under axial impact[J]. Journal of Vibration and Shock, 2007, 26(1): 49-51. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2007.01.014.

[23]DING L L, WANG K J, ZHANG L, et al. Nonlinear pressure evolution in wellbore during the tubing conveyed perforation process[J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 2025, 147(2): 021401. DOI: 10.1115/1.4067456.

[24]DENG Q, ZHANG H, LI J, et al. Analysis of impact load on tubing and shock absorption during perforating[J]. Open Physics, 2019, 17(1): 214-221. DOI: 10.1515/phys-2019-0022.

[25]DING L L, CHEN W K, HAN C J, et al. Study on transient prediction method of dynamic underbalanced pressure after perforation detonation in ultra-deep wells[J]. Geoenery Science and Engineering, 2024, 241: 213096. DOI: 10.1016/j.geoen.2024.213096.

[26]魏强. 直井上击解卡与冲击井底时管柱动力学研究[D]. 秦皇岛: 燕山大学, 2025: 20.

[27]WU J. Buckling behavior of pipes in directional and horizontal wells[D]. Texas: Texas A&M University, 1992:

录用稿件，
非最终出版稿