

射孔管柱动力学特性研究

张平¹, 张明友², 张文斌²

1. 中石油川庆钻探工程有限公司工程技术部 四川成都 610056

2. 中石油川庆钻探工程有限公司试修公司 四川成都 610056

通讯作者: Email: zwb1234@cnpc.com.cn

项目支持: 川庆钻探工程有限公司科技项目“复杂工况下超深井及大斜度井试油完井管柱力学评价及安全控制方法研究”(CQXN-2022-07); 中国石油天然气集团公司关键核心技术攻关“230 °C/140 MPa 抗硫试油测试关键装备研制”(2021ZG09)

引用: 张平, 张明友, 张文斌. 射孔管柱动力学特性研究[J]. 油气井测试, 2024, 33(2): 1-8.

Cite: ZHANG Ping, ZHANG Mingyou, ZHANG Wenbin. Study on dynamic characteristics of perforated string[J]. Well Testing, 2024, 33(2): 1-8.

摘要 射孔管柱受射孔弹爆炸冲击载荷易发生变形甚至断裂, 保障管柱承载安全性是射孔作业的关键, 现有射孔管柱力学分析模型简化条件过多, 计算精度有待提高。以射孔爆炸载荷计算方法为基础, 根据欧拉-伯努利空间梁理论和间隙元理论, 利用有限元方法建立了射孔管柱三维冲击动力学模型, 并利用 Generalized- α 法对模型进行了求解, 以实测数据对模型精度进行了验证。以现场实际作业数据为基础, 对射孔管柱的动力学特性和安全性进行了分析评估。结果表明, 射孔爆炸载荷会使射孔管柱发生剧烈的纵向、横向振动; 射孔弹装药量越高对射孔管柱的冲击作用越强烈, 油管的振动幅度越大; 增加射孔管柱长度可以减小管柱应力; 油管壁厚对管柱的动力学行为和安全性能有较大影响。

关键词 射孔; 管柱; 载荷; 力学分析; 冲击动力学; 振动; 模拟计算

中图分类号: TE257 文献标识码: A DOI: 10.19680/j.cnki.1004-4388.2024.02.001

Study on dynamic characteristics of perforating tubing string

ZHANG Ping¹, ZHANG Mingyou², ZHANG Wenbin²

1. CNPC Chuanking Drilling Engineering Company Limited, Chengdu, Sichuan 610056, China

2. CCDC Workover and Testing Company, Chengdu, Sichuan 610056, China

Abstract: Perforating tubing string are susceptible to deformation or even fracture due to the impact load from perforation shots. Ensuring the bearing safety of tubing string is crucial for perforating operations. However, the existing mechanical analysis models for perforating tubing string often involve too many simplifications, and the computational accuracy needs to be improved. Based on the methods for calculating perforation explosion load, and according to the Euler-Bernoulli beam theory and gap element theory, a 3D dynamic impact model for perforating tubing string was established using the finite element method. The model was solved with a Generalized- α method, and the accuracy of the model was validated using measured data. Based on actual field operation data, the dynamic characteristics and safety of perforating tubing string were analyzed and evaluated. The results indicate that perforation explosion loads cause severe longitudinal and lateral vibrations in perforating tubing string. The higher the amount of perforating explosive charge, the stronger the impact on tubing string, and the larger the vibration amplitude of the tubing. Increasing the length of the tubing string can reduce the stress on the string; and the thickness of the tubing wall significantly affects the dynamic behavior and safety performance of the tubing string.

Keywords: perforation; tubing string; load; mechanical analysis; impact dynamics; vibration; simulation calculation

近年来, 为获得更好的油气流通道, 常采用大孔径、高药量射孔弹进行射孔作业。受限于射孔管柱强度, 加之高爆炸作用力, 导致管柱常发生屈曲、断裂、封隔器失效的情况, 造成巨大的经济损失^[1-3]。因此, 有必要根据射孔爆炸冲击波在井筒

中的传播特性和射孔管柱的受力特点, 开展射孔管柱的三维振动理论研究, 以确保射孔管柱系统的安全性。

目前, 相关学者对射孔冲击载荷和射孔管柱的冲击振动行为做了大量研究。窦益华等^[4]基于某

口实例井,分析了射孔段长度、井底“口袋长度”和井身结构对射孔段油管柱强度的影响,发现了射孔段长度对油管的安全性影响很小,而井底“口袋长度”对油管的安全性影响非常大。郭晓强等^[5-6]建立了油管-减振器-射孔枪的射孔管柱多体系统的轴向振动模型,分析了射孔弹装药量、减振器数量、油管长度等因素对油管和封隔器动态响应的影响。张杰等^[7]通过将射孔管柱封隔器以下部分简化为悬臂梁,建立了射孔管柱纵向振动力学模型,分析了射孔段管柱的动力响应规律和封隔器的塑性损坏现象。柳军等^[8]采用达朗贝尔原理建立了射孔管柱的三维冲击动力学模型,并用牛顿差分法进行了求解。该模型考虑了实际井眼轨迹、内外流体压力以及油管与套管的相互作用的影响,并通过相似实验对模型的可行性进行了验证。国内外学者所建立的模型虽能对射孔管柱的纵向振动做到很好的描述,也形成了相关的计算软件,但所建立的模型进行了较多的简化,如忽略了射孔弹对射孔枪的横向冲击作用或者其与套管的接触碰撞的影响,然而这些因素对于射孔管柱的冲击动力学行为和安全性能的预测是至关重要的^[9-10]。射孔弹的爆炸对射孔管柱的冲击是三维的,因此射孔管柱同时存在纵向振动、横向振动和扭转振动。同时,由于射孔管柱与套管之间的间隙非常小,射孔管柱变形后极易与套管内壁接触碰撞,这将极大的影响射孔管柱的动力学行为和安全性能^[11]。

1 射孔管柱动力学理论模型研究

本文根据气泡脉动、冲击波反射和叠加的射孔爆轰载荷计算方法,利用有限元方法,基于欧拉-伯努利空间梁理论和间隙元理论,建立了考虑实际井眼轨迹、射孔爆轰冲击作用和管柱接触碰撞的射孔管柱三维冲击动力学模型。

1.1 射孔爆轰载荷计算方法

在井筒中这种有限空间内的爆炸与无限水域的爆炸不同,Liu^[12]等人在 Cole 和 Zamyshlyayev 的经验公式基础上,考虑了套管内壁的阻隔和射孔弹在井底爆炸的实际工况,运用 LS-DANA 数值模拟对射孔超压峰值载荷进行了改进,即

$$P_{\max} = 43.74 \left(\frac{W^{1/3}}{R} \right)^{1.84}, \quad R \geq 6 \quad (1)$$

式中: P_{\max} 为峰值压力,MPa; W 为装药量,g; R 为爆心距,m。

井底射孔爆轰对于射孔管柱产生的冲击载荷不仅仅是来自于射孔弹爆炸产生的冲击波,同时还受到气泡脉动产生的冲击波的冲击作用。根据 Geers 和 Hunter 的理论^[13],气泡脉动的第一个周期所释放的能量占了整个气泡能的 93%,因此通常只考虑气泡第一个脉动周期所产生的冲击载荷。对于 TNT 炸药在水下爆炸产生的气泡脉动周期有如下经验公式

$$T = 2.11 \frac{W^{1/3}}{(H + 10)^{5/6}} \quad (2)$$

式中: T 为气泡脉动周期,s; H 为炸药起爆水深,m。

气泡第一个脉动周期所产生的冲击波峰值压力 P_b 可由以下公式计算

$$P_b = 5.09 W^{0.27} [\ln(H + 10) - 2.3] \quad (3)$$

1.2 射孔管柱动力学模型建立

建立射孔管柱动力学模型(见图 1),首先做出如下假设:①管柱与井筒均为圆形截面;②将射孔管柱视为三维弹性梁,其材料和几何特性均匀;③管柱初始时刻的轴线与井筒轴线重合,管柱与井筒之间存在初始环空间隙;④忽略温度对管柱刚度的影响。

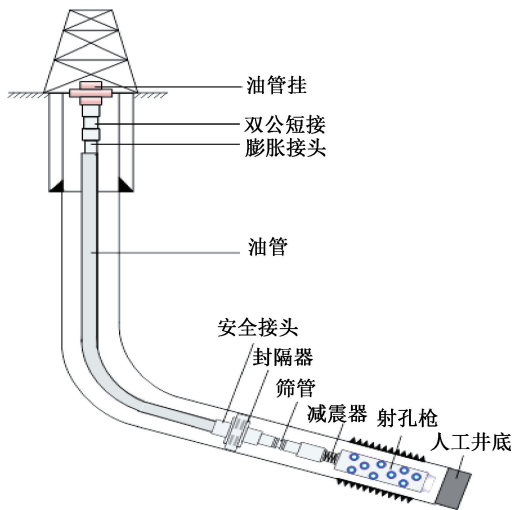


图 1 射孔管柱物理模型图

Fig. 1 Physical model of perforating string

(1) 射孔管柱的空间梁单元模型

射孔管柱由一连串工具组成(见图 2),其中包括油管挂、双公短节、伸缩接头、油管、安全接头、封隔器、筛管、射孔枪等。以井口为原点,垂直向下为 X 轴正方向,建立大地坐标系。以管柱轴线为 X 轴,以管柱的横截面为 Y、Z 轴建立梁单元局部坐标系。由于射孔管柱长达几百米,而其外径却只有 0.09 m 左右,同时要承受轴向、横向的冲击载荷。

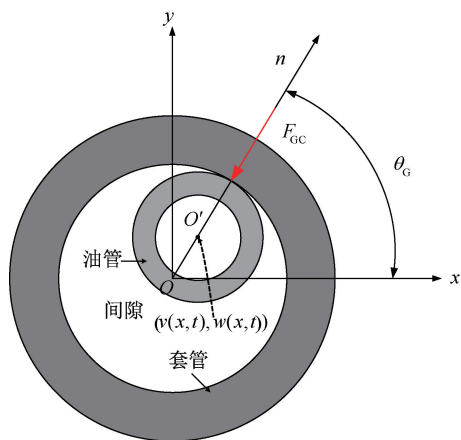


图2 间隙元模型示意图

Fig. 2 Schematic diagram of gap metamodel

射孔管柱的运动可用梁单元的节点位移表示

$$U_e = N d_e \quad (4)$$

d_e 为节点位移矢量

$$d_e = [u_i, v_i, w_i, \theta_{ix}, \theta_{iy}, \theta_{iz}, u_j, v_j, w_j, \theta_{jx}, \theta_{jy}, \theta_{jz}]^T \quad (5)$$

(2) 射孔管柱与套管的接触碰撞模型

由于射孔管柱与套管之间的环空间隙很小,当射孔管柱振动时很容易与套管发生碰撞。引入间隙元模型来表征射孔管柱与套管内壁的碰撞。

间隙元的局部坐标系与梁单元的局部坐标系重合。间隙元作为一种二维单元,其位移为梁单元的横向位移。间隙元在梁单元任意位置 x 处的位移矢量为

$$u_G = [v_x, w_x]^T = N_G d_e \quad (6)$$

式中, N_G 为间隙元的形函数矩阵, $N_G = \begin{Bmatrix} N_v \\ N_w \end{Bmatrix}$ 。

当发生碰撞时,套管给与射孔管柱一个接触反力

$$F_{GC}^e = \begin{cases} 0 & U_G < \frac{D_i - D_o}{2} \\ G_k \left(U_G - \frac{D_i - D_o}{2} \right) & U_G > \frac{D_i - D_o}{2} \end{cases} \quad (7)$$

式中: D_i 为套管内径, m; D_o 为射孔管柱外径, m; G_k 为弹性接触刚度。

则间隙元的刚度矩阵 k_G^e 可表示为

$$k_G^e = N_G^T G_k N_G \quad (8)$$

(3) Rayleigh 阻尼

射孔管柱振动过程中的结构阻尼 (Rayleigh 阻尼) 与质量矩阵和线性刚度矩阵之间存在线性关系, 可以表示为

$$C = \alpha M + \beta K \quad (9)$$

式中: α 为质量矩阵系数; β 为刚度矩阵系数; M 为结构质量矩阵; K 为线性结构刚度矩阵。

那么梁单元的动力方程可表示为

$$M_e \ddot{U}_e + C_e \dot{U}_e + K_e U_e = F_e \quad (10)$$

式中: M_e 为单元质量矩阵; C_e 为单元阻尼矩阵; K_e 为单元刚度矩阵; F_e 为单元合力矩阵; \ddot{U}_e 、 \dot{U}_e 为梁单元的加速度矩阵和位移矩阵。

单元合外力矩阵包括单元射孔冲击载荷 F_{ce} 和单元节点自身重力 F_{eg} , 单元节点重力的等效节点力可表示为

$$F_{eg} = \begin{bmatrix} -\frac{q_2 l_e}{2} & -\frac{q_1 l_e}{2} & 0 & 0 & 0 & -\frac{q_1 l_e}{12} \\ -\frac{q_2 l_e}{2} & -\frac{q_1 l_e}{2} & 0 & 0 & 0 & \frac{q_1 l_e}{12} \end{bmatrix} \quad (11)$$

$$q_1 = q \cos \alpha$$

$$q_2 = q \sin \alpha$$

式中: q 为单位长度射孔管柱的浮重, N; α 为井斜角, rad。

将所有单元的运动方程进行组装, 可以得到整个射孔管柱的运动方程

$$M \ddot{U} + C \dot{U} + K U = F \quad (12)$$

式中: \ddot{U} 、 \dot{U} 、 U 、 F , 射孔管柱所有节点速度、加速度、位移、合外力矩阵; M 、 C 、 K 为射孔管柱的总质量矩阵、总阻尼矩阵、总位移矩阵。

(4) 边界条件

常规射孔管柱的顶部由封隔器密封, 而底部则自由悬挂。因此边界条件可以写为

顶部

$$\begin{cases} u(0, t) = v(0, t) = w(0, t) = 0 \\ \theta_x(0, t) = \theta_y(0, t) = \theta_z(0, t) = 0 \end{cases} \quad (13)$$

底部

$$\begin{cases} \frac{d\theta_x(L, t)}{dx} = \frac{d\theta_y(L, t)}{dx} = \frac{d\theta_z(L, t)}{dx} = 0 \\ \frac{d^2\theta_x(L, t)}{dx^2} = \frac{d^2\theta_y(L, t)}{dx^2} = \frac{d^2\theta_z(L, t)}{dx^2} = 0 \end{cases} \quad (14)$$

初始时刻, 射孔管柱在自重下被拉长。

初始条件

$$\begin{cases} u(x, 0) = \frac{Qx}{EA_c}, v(x, 0) = w(x, 0) = 0 \\ \theta_x(x, 0) = \theta_y(x, 0) = \theta_z(x, 0) = 0 \end{cases} \quad (15)$$

式中: Q 为单位长度管柱的浮重, N; A_c 为管柱截面

积, m^2 。

1.3 射孔管柱动力学模型求解

射孔爆轰管柱动力学模型是一个复杂的非线性动力学模型,需要用数值方法求解。在复杂结构井眼中,射孔管柱在爆轰载荷作用下经常与下部井眼发生碰撞,产生轴向力和切向摩擦力。为了得到较好的收敛性,本文引入 Generalized- α 法,即一种兼顾计算精度和稳定性的改进 Newmark 法,来求解考虑碰撞和摩擦的射孔管柱动力学模型。

Generalized- α 方法的详细计算过程如下:

① 计算射孔管柱在大地坐标系下的全局刚度矩阵 K' 、质量矩阵 M' 和阻尼矩阵 C'

② 输入初值 d_0 和 v_0, a_0

③ 设置时间步长(小于等于 0.000 1 s),计算积分常数

$$c_k = 1 - \alpha_{f_2}, c_0 = \frac{1 - \alpha_{m_2}}{\beta_2 \Delta t^2}, c_1 = \frac{c_k \gamma_2}{\beta_2 \Delta t^2}, c_2 = \Delta t c_0, \\ c_3 = \frac{c_2 \Delta t}{2} - 1, c_4 = c_k \frac{\gamma_2}{\beta_2} - 1, c_5 = c_k \left(\frac{\gamma_2}{2\beta_2} - 1 \right) \Delta t。$$

④ 计算有效刚度矩阵

$$\bar{K} = c_0 M' + c_1 C' + c_k K' \quad (16)$$

⑤ 计算 $t + \Delta t$ 时刻的有效载荷矢量

$$\bar{F}_{n+1} = \alpha_{f_2} F'_n + (c_3 M' + c_5 C') a_n + (c_2 M' + c_4 C') v_n + \\ (c_0 M' + c_1 C' - \alpha_{f_2} K') d_n \quad (17)$$

⑥ 计算 $t + \Delta t$ 时刻的位移

$$d_{n+1} = \bar{K}^{-1} \bar{F}_{n+1} \quad (18)$$

⑦ 计算 $t + \Delta t$ 时刻的加速度和速度

$$a_{n+1} = \frac{1}{\beta_2 \Delta t^2} (d_{n+1} - d_n) - \frac{1}{\beta_2 \Delta t} v_n - \left(\frac{1}{2\beta_2} - 1 \right) a_n \\ v_{n+1} = v_n + (1 - \gamma_2) \Delta t a_n + \gamma_2 \Delta t a_{n+1} \quad (19)$$

2 射孔管柱动力学模型验证

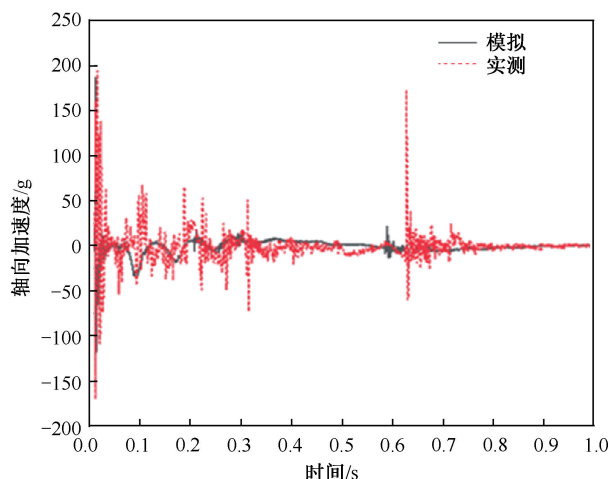
以四川天府 2 井为例,该井采用 127 型先锋弹(RDX),单发装药量 25 g,孔密 16 孔/m, 60° 相位角,射孔井段 2 627~2 818 m,人工井底位置 3 159 m,射厚 11 m,射孔介质为清水。管柱结构为:射孔枪 191 m+母接头 0.05 m+压力延时起爆器 0.55 m+筛管 0.56 m+下压力计托筒 0.85 m+双向减震器 2 支 3.7 m+上压力计托筒 0.85 m+油管 2 620 m。天府 2 井的射孔管柱结构和详细射孔参数(见表 1)。

表 1 天府 2 井管柱结构参数和射孔参数

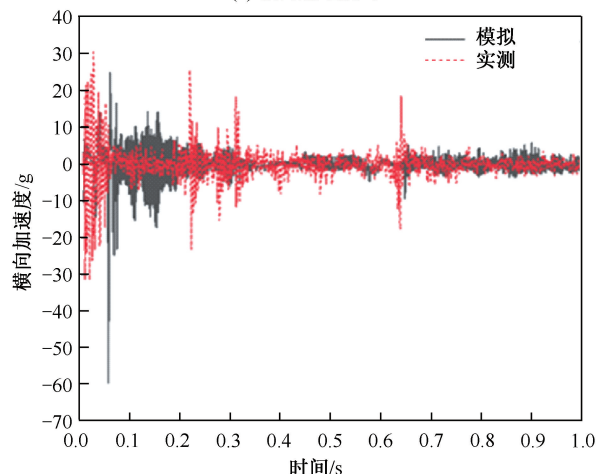
Table 1 Pipe string structure parameters and perforating parameters of Tianfu 2 well

炸药类型/装药量	25 g(RDX)	孔密	16/m
射孔枪长	191 m	相位角	60°
盲孔直径	11 mm	射孔枪外径	127 mm
射孔枪内径	70 mm	射孔枪/油管密度	$7\,850\text{ kg/m}^3$
油管长度	2 620 m	油管材料	P110
油管外径	88.9 mm	油管内径	76 mm
套管内径	152.5 mm	泊松比	0.3
弹性模量	$2.06 \times 10^{11}\text{ Pa}$	减震器刚度	10^6 N/m
射孔枪底	2 818 m	无封隔器	/

通过现场在射孔枪上压力计托筒中安装存储式传感器,获得了天府 2 井管柱在射孔爆轰作用下的轴向和径向加速度数据。以本文所建立的射孔管柱冲击振动模型,根据天府 2 井的管柱结构和射孔参数进行了模拟。提取出上压力计托筒位置的轴向和纵向加速度与实测数据对比(见图 3),预测的射孔管柱横向加速和纵向加速度与实测的数据基本吻合。



(a) 轴向加速度对比



(b) 横向加速度对比

图 3 天府 2 井模拟结果和实测结果对比
Fig. 3 Comparison of simulated results and measured results in Well Tianfu 2

3 射孔管柱动力学分析及安全评估

以四川某油田 X1 井射孔管柱的基本参数为基础,对高温高压井射孔管柱的动力学特性及安全状态进行了评估(见表 2)。

表 2 X1 井管柱结构参数和射孔参数

Table 2 X1 well string structure parameters and perforating parameters

炸药量	65 g(RDX)	孔密	16/m
射孔枪长度	3 m	射孔相位角	90°
盲孔直径	11 mm	射孔枪套筒外径	127 mm
射孔枪套筒内径	70 mm	射孔枪/油管密度	7 850 kg/m ³
油管长度	200 m	油管材质	P110
油管外径	73.02 mm	油管内径	62 mm
套管内径	125.7 mm	泊松比	0.3
管柱弹性模量	2.06×10 ¹¹ Pa	减震器刚度	10 ⁶ N/m
射孔枪底	6 230 m	封隔器坐封位置	6 025 m

3.1 射孔管柱动力学行为分析

给出在装药量为 25 g(RDX)时射孔管柱轴向的动态轴向位移和动态轴力(见图 4)。由图可知,承受爆轰载荷作用后,射孔管柱出现周期性的纵向振动,并随着时间推移,振幅在不断衰减。其中管柱底部的振幅最大,管柱顶部的振幅最小。

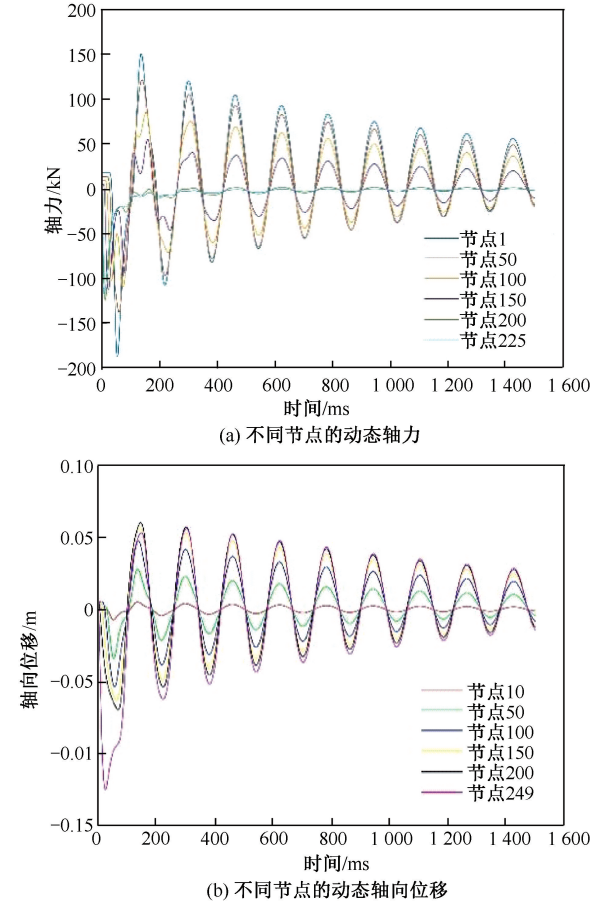


图 4 射孔管柱轴向动力学特性

Fig. 4 Axial dynamic characteristics of perforated string

同时,射孔管柱的轴力随着管柱振动也在周期性的变化。其中射孔枪上的轴力变化幅度很小,而减震器上方的油管轴力的变化幅度则越来越大,油管顶部的封隔器位置(节点 1)的轴力变化幅度最大,为-189~150 kN。油管轴力在前两个振动周期内呈现出非线性变化,出现了多个峰值。

给出了射孔管柱横向轴力和横向位移以及横向加速度的对比图(见图 5)。由图 5 可知,当管柱处于拉伸状态时,其横向加速度变化很快,说明管柱在拉伸过程中会导致管柱在井筒内来回摆动,横向位移有所减小。当管柱整体处于压缩状态时,管柱的横向加速度减小,而横向位移却增大。这表明在管柱下拉的过程中,轴向振动迫使管柱横向变形转换为横向动能;在向上压缩的过程中,则促进管柱横向变形。这说明射孔管柱的轴向振动和横向振动相互耦合,彼此间存在能量转换。

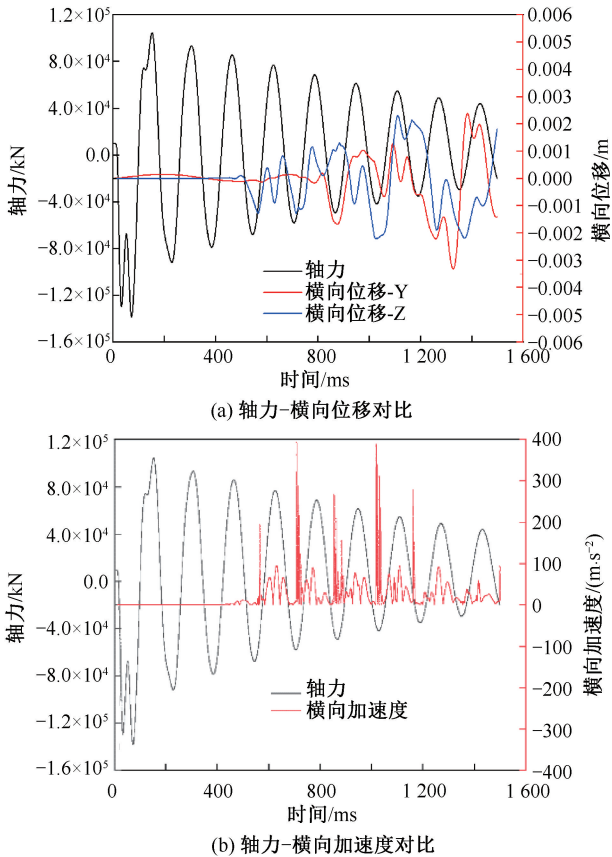


图 5 射孔管柱横向动力学特性

Fig. 5 Transverse dynamic characteristics of perforated string

给出了射孔管柱不同节点处的横向运动轨迹(见图 6)。由图可知,管柱中下部(160~225 节点范围内)几乎在一个平面内运动,管柱中上部(70~160 节点范围内)的运动轨迹开始呈现一定

的空间变化,管柱顶部(1~70节点范围内)则完全呈现出空间运动的轨迹。这说明在射孔管柱在动态屈曲以后,管柱上部屈曲最严重,这与管柱的轴

力分布一致。从另一个角度证明了射孔管柱纵横向振动之间的耦合特性,即受压越严重,动态屈曲越剧烈。

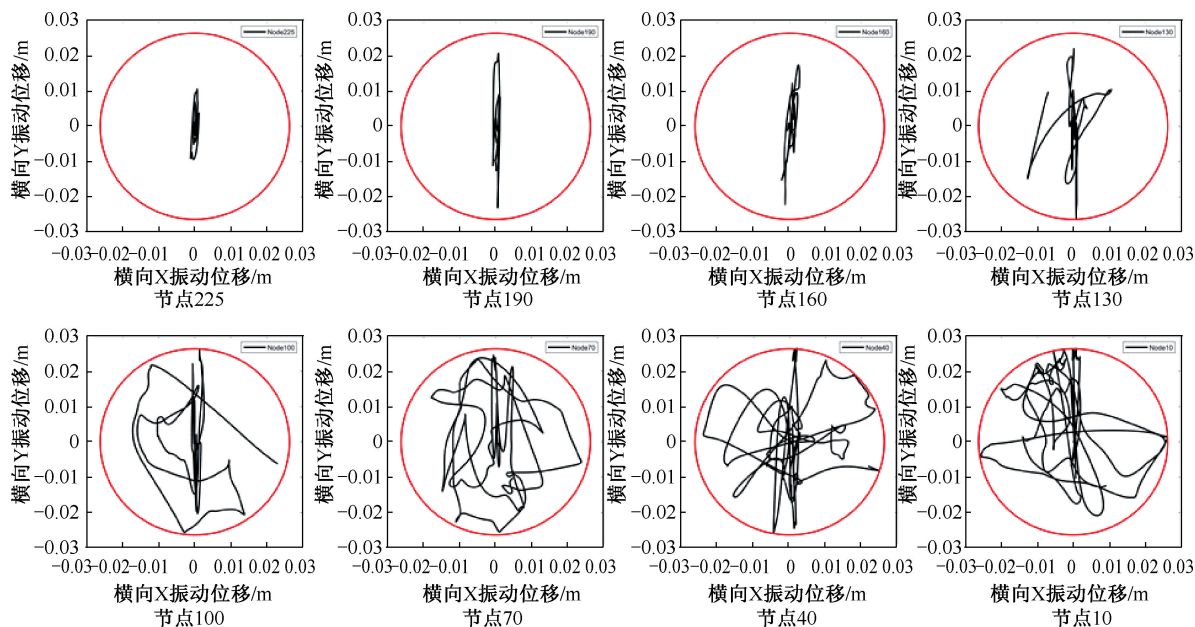


图6 射孔管柱不同节点处的横向运动轨迹

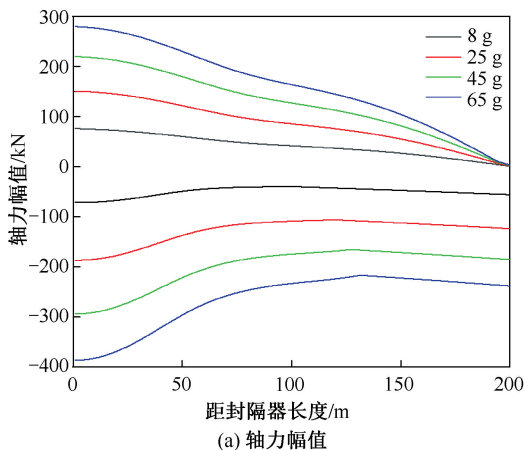
Fig. 6 Transverse motion trajectories of perforated string at different nodes

综上所述,射孔爆轰载荷不仅会使射孔管柱发生剧烈的纵向振动,还会诱发横向振动,且轴向振动对横向振动有很大的影响;射孔冲击在管柱中产生应力波,封隔器的阻隔使应力波在此处发生反射,导致管柱顶部严重受压;管柱纵横向振动相互耦合,最终导致管柱屈曲,形成管柱顶部的轴力变化最大,屈曲变形最严重的情况。

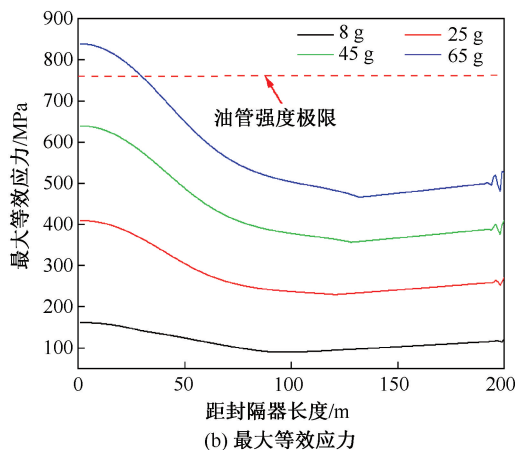
3.2 装药量对射孔管柱动力学行为和安全性能的影响

给出不同装药量下油管的最大轴力和最大等效应力(见图7)。由图可知,随着射孔弹装药量的增

大,油管的轴力和等效应力也越来越大,油管顶部的轴力和等效应力最大。当装药量分别为8 g、25 g、45 g和65 g时,最大拉力和最大压力分别为75 kN、150 kN、219 kN、279 kN和-71 kN、-186 kN、-293 kN、-386 kN,最大等效应力分别为160 MPa、410 MPa、640 MPa和838 MPa。这表明射孔弹装药量越高,对射孔管柱的冲击作用越强烈,导致油管的振动幅度更大。在65 g装药量下,上部0 m~30 m油管的等效应力超过了强度极限,有发生失效的风险。由于油管的动态屈曲滞后于油管轴力的传播速度,因此65 g装药量下,油管断裂后并不会发生螺旋屈曲。



(a) 轴力幅值



(b) 最大等效应力

图7 不同装药量下油管的轴力及最大等效应力分布

Fig. 7 Axial force and maximum equivalent stress distribution of tubing under different charge quantities

3.3 射孔枪长度对射孔管柱动力学行为和安全性能的影响

给出不同射孔枪长度下管柱的最大轴力和最大等效应力曲线(见图 8)。由图可知,管柱在不同射孔枪长度下的轴力幅值分别为 150 kN、133 kN、117 kN、92 kN 和-187 kN、-164 kN、-135 kN、-102 kN,最大等效应力分别为 413 MPa、351 MPa、282 MPa 和

213 MPa。随着射孔枪长度的增加,管柱的最大轴力和最大等效应力逐渐减小。这说明,虽然射孔枪长度增加导致爆轰载荷持续时间延长,但是射孔爆轰载荷的峰值没变,那么管柱的承受的最大冲击力不变。而射孔枪重力分担了更多冲击功,使射孔管柱的安全性随着射孔枪长度的增加反而提高。

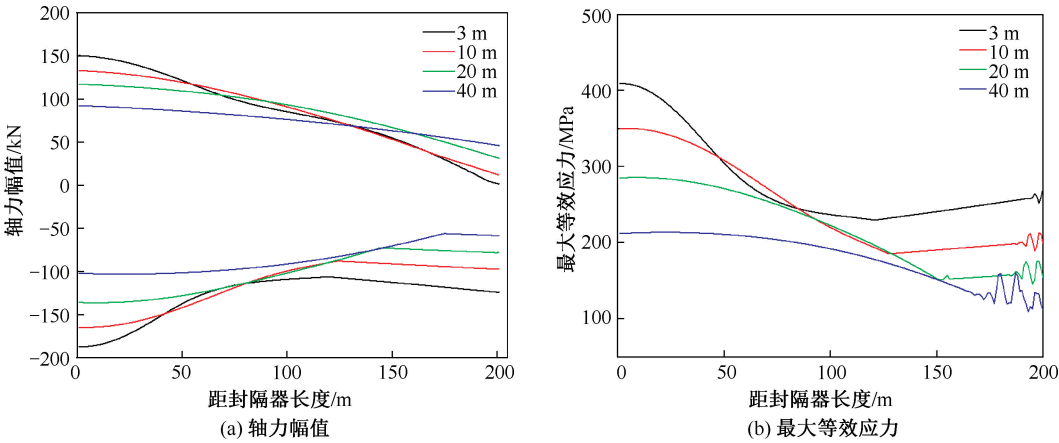


图 8 不同射孔枪长度下油管的轴力及最大等效应力分布

Fig. 8 Axial force and maximum equivalent stress distribution of tubing under different perforating gun lengths

从上述分析可以看出,射孔枪长度对管柱的动力学行为和安全性能有很大影响。射孔冲击做功和管柱自身重力之间的竞争是引起管柱动力学行为和安全性能变化的主要原因。

3.4 油管壁厚对射孔管柱动力学行为和安全性能的影响

给出不同油管壁厚下射孔管柱的最大轴力和最大应力分布曲线(见图 9)。

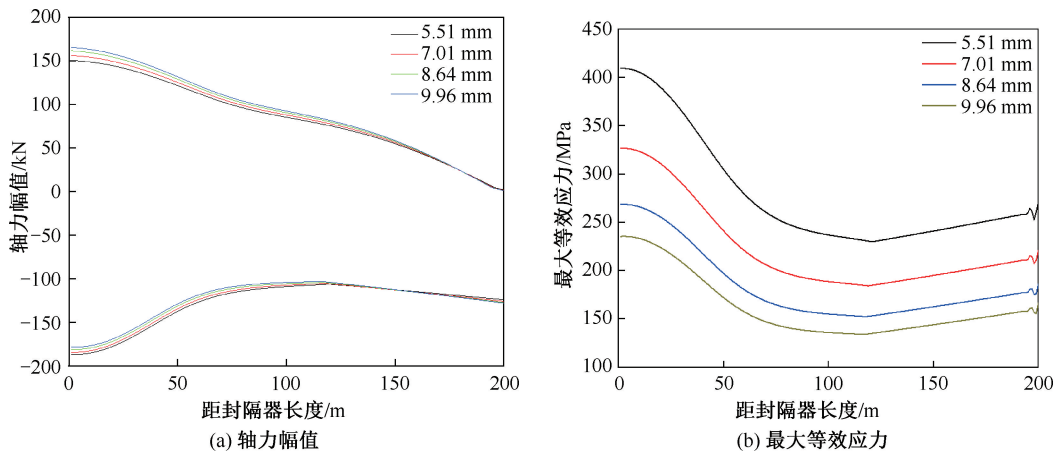


图 9 不同油管壁厚下油管的轴力及最大等效应力分布

Fig. 9 Axial force and maximum equivalent stress distribution of tubing with different wall thickness

由图 9 可知,当油管壁厚分别为 5.51 mm、7.01 mm、8.64 mm 和 9.91 mm 时,管柱的轴力振动幅值分别为 150 kN、156 kN、161 kN、165 kN 和-187 kN、-184 kN、-180 kN、-178 kN。最大等效应力分别为 413 MPa、325 MPa、270 MPa 和 233 MPa。随着油管壁厚的增大,油管的最大拉力增大,最大

压力减小,最大等效应力减小,油管的安全性能提高。

综上所述,油管壁厚对管柱的动力学行为和安全性能有较大影响。油管壁厚越厚,屈曲变形程度和等效应力越小,油管的安全性能越高。

4 结论

(1)射孔爆轰载荷不仅会使射孔管柱发生剧烈的纵向振动,还会诱发横向振动,且轴向振动对横向振动有很大的影响;射孔冲击在管柱中产生应力波,封隔器的阻隔使应力波在此处发生反射,导致管柱顶部严重受压。

(2)射孔弹装药量越高,对射孔管柱的冲击作用越强烈,导致油管的振动幅度更大。

(3)随着射孔枪长度的增加,管柱的最大轴力和最大等效应力逐渐减小,射孔枪重力分担了更多冲击功,使射孔管柱的安全性随着射孔枪长度的增加反而提高。

(4)油管壁厚对管柱的动力学行为和安全性能有较大影响,油管壁厚越厚,屈曲变形程度和等效应力越小,油管的安全性能越高。

致谢:感谢川庆钻探工程有限公司工程技术部和试修公司领导 and 同事在本文写作过程中给与的帮助和支持。

参考文献

- [1] 刘威. 曲井射孔管柱冲击动力学行为研究[D]. 成都:西南石油大学, 2018.
LIU Xian. Study on impact dynamic behavior of curved perforating string [D]. Chengdu: Southwest Petroleum University, 2018.
- [2] 宋德军. 塔河油田复杂油气井井筒完整性评估方法研究[D]. 成都:西南石油大学, 2018.
SONG Dejun. Research on wellbore integrity evaluation method of complex oil and gas wells in Tahe Oilfield[D]. Chengdu: Southwest Petroleum University, 2018.
- [3] 董健. 射孔工况下射孔管串动态响应研究[D]. 北京:中国石油大学, 2018.
DONG Jian. Dynamic response of perforating string under perforation condition [D]. Beijing: China University of Petroleum, 2018.
- [4] 窦益华, 李明飞, 张福祥, 等. 井身结构对射孔段油管柱强度安全性影响分析[J]. 石油机械, 2012, 40(3): 27-29.
DOU Yihua, LI Mingfei, ZHANG Fuxiang, et al. An analysis of the effect of the well bore structure on the strength safety of the tubing string at the perforation section [J]. China Petroleum Machinery, 2012, 40(3): 27-29.
- [5] 郭晓强. 射孔冲击下管柱动力学行为研究及软件开发[D]. 成都:西南石油大学, 2017.
GUO Xiaoliang. Study and software development of dynamic

behavior of pipe string under perforating impact [D]. Chengdu: Southwest Petroleum University, 2017.

- [6] LIU J, GUO X, HE Y, et al. A 3D impact dynamic model for perforated tubing string in curved wells[J]. Applied Mathematical Modelling, 2021, 90(5): 217-239.
- [7] 张杰, 刘洪涛, 李明飞, 等. 聚能射孔爆轰载荷作用下射孔管柱动力响应理论及数值分析[J]. 机械设计与制造工程, 2019, 48(10): 109-113.
ZHANG Jie, LIU Hongtao, LI Mingfei, et al. Analytical and numerical analysis of dynamic response of jet perforating tubular string under detonating impact loads [J]. Machine Design and Manufacturing Engineering, 2019, 48(10): 109-113.
- [8] LIU J, LI S, LIU Q, et al. Study on dynamic response of downhole tools under perforation impact load [J]. Shock and Vibration, 2017, 1(1): 4894032.
- [9] 杨航. 考虑射孔负压和储层物性参数的射孔段管柱强度安全性分析[D]. 西安:西安石油大学, 2022.
YANG Hang. Strength safety analysis of the tubular string column in the perforating section considering the negative pressure perforating and the reservoir physical parameters [D]. Xi'an: Xi'an Shiyou University, 2022.
- [10] 李柏杨. 射孔冲击载荷下封隔器中心管强度安全性分析[D]. 西安:西安石油大学, 2018.
LI Boyang. Impact loading analysis of strength and safety of packer central tube under perforating [D]. Xi'an: Xi'an Shiyou University, 2018.
- [11] 李子丰. 油气井管柱冲击动力问题研究概况和发展趋势[J]. 石油学报, 2019, 40(5): 604-610.
LI Zifeng. Research situation and development trend of string dynamic shock in oil and gas wells [J]. Acta Petrolei Sinica, 2019, 40(5): 604-610.
- [12] LIU J, GUO X, LIU Z, et al. Pressure field investigation into oil&gas wellbore during perforating shaped charge explosion[J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2019, 172(3): 1235-1247.
- [13] GEERS T L, HUNTER K S. An integrated wave-effects model for an underwater explosion bubble[J]. The Journal of the Acoustical Society of America, 2002, 111(4): 1584-1601.

编辑 程莹

第一作者简介:张平, 1970年生,男,教授级高级工程师, 1994年获得西南石油学院石油工程(钻井)专业学士学位,现主要从事钻完井工程方面的研究及管理工作。电话: 13980084378, Email: zhping_sc@cnpc.com.cn, 通信地址:四川省成都市成华区猛追湾街6号川庆钻探工程有限公司, 邮政编码:610056。