

文章编号:1001-4888(2019)03-0388-09

## 高应变率载荷作用下 P110S 管材力学性能实验研究<sup>\*</sup>

李明飞<sup>1</sup>, 窦益华<sup>2</sup>, 徐绯<sup>1</sup>, 刘玉雪<sup>1</sup>

(1. 西北工业大学航空学院, 西安 710072; 2. 西安石油大学机械工程学院, 西安 710065)

**摘要:** 油管在生产服役过程中常承受射孔冲击、流体诱发振动等动载作用,引起管柱塑性弯曲、断裂等事故。为了量化动载系数和动载作用下管材屈服极限提高幅度,获得以 Johnson-Cook 为代表的材料动态本构模型关键参数,提高动载作用下管柱强度安全分析精度,以油田常用 P110S 管材为例,进行静载下的轴向拉伸实验和高应变率冲击下的力学性能实验。结果表明,静载下 P110S 管材屈服极限 775 MPa,比标称值 758 MPa 高出 2.2%;强度极限 835 MPa,强屈比 1.08。应变率  $500\text{s}^{-1}$  动载作用下,管材的屈服极限比静态实测值提高了 15.5%;应变率  $1000\text{s}^{-1}$  动载作用下,管材的屈服极限比静态实测值提高了 41.4%。应变率为  $500\text{s}^{-1}$  的 P110S 管材动载实验对应流体诱发引起的管柱振动,其强度降低 4.5%;应变率为  $1000\text{s}^{-1}$  的 P110S 管材动载实验对应射孔冲击引起的管柱振动,其强度降低 8.6%。本文通过实验确定了管材 Johnson-Cook 动态本构模型的关键参数,可为动载作用下的精确有限元仿真分析提供依据。

**关键词:** 动力性能; 高应变率; P110S 管材; 动载系数

**中图分类号:** TU502<sup>+</sup>.6

**文献标识码:** A

**DOI:** 10.7520/1001-4888-18-144

### 0 引言

油管在生产服役过程中常承受射孔冲击、流体诱发等引起的动载作用,引发管柱振断、振弯等事故,射孔管柱的强度安全问题引起了国内外学者的重视<sup>[1,2]</sup>。文献[3]采用经验公式和 LS-DYNA 有限元分析软件,开展了不同射孔管柱长度、管柱厚度以及距离约束端长度等管柱力学模拟分析。文献[4]采用微元法建立了测试管柱—减震器耦合振动动力学模型,给出了振动模型及其初始条件、边界条件的差分格式,并用 Fortran 语言编制了计算程序,分析了某测试管柱在典型冲击载荷作用下的振动响应。文献[5,6]为 Schlumberger 公司使用其自主研发的软件,计算射孔液和枪体的瞬时压力,并预测射孔段管柱及井下工具的变形、速度、加速度和应力, Schlumberger 等外国公司将其射孔压力分析与实测技术视为核心机密,对中国油田只提供有限单井技术服务,不提供软件与仪器,且其研究的可行性和适用性有待进一步确认。

以上文献均将油管视为一个整体杆件开展研究,没有考虑油管材料本身的力学属性和动力学特性对其整体受力的影响。材料学领域对动载作用下材料力学特性的研究主要集中于高能、高强度舰船战斗保护体金属在爆炸冲击作用下的动力响应<sup>[7-9]</sup>,更倾向于得到动态响应下材料的本构模型<sup>[10,11]</sup>,但是少有针对油井管材料的动载、高应变率下的力学性能研究。文献[12]对复合射孔枪枪身材料动态本构

<sup>\*</sup> 收稿日期: 2018-06-14; 修回日期: 2018-08-31

基金项目: 国家自然科学基金(51674199)资助

通讯作者: 窦益华(1964—),男,博士,教授。主要从事试油完井工程中的力学与安全问题研究。Email: yhdou@vip.sina.com

关系进行了试验研究,并确定了关键参数,为本文研究提供了借鉴。文献[13]指出 Zerilli-Armstrong (Z-A)、Johnson-Cook(J-C)、Bodner-Parton(B-P)本构方程在一定条件下的适用性,通过等效应力和应变的转换,可以将不同应力状态下的流动应力函数采用统一的方程描述。文献[14]采用 SHPB 动态实验装置,测试了 H13 钢在高温高压下的流变应力和应变关系,应变速率和变形温度的变化强烈影响 H13 钢的流变应力,出现明显的动态软化,得到了 Johnson-Cook 模型中的相关参数。文献[15]基于 LS-DYNA 建立了 4340 钢弹体贯穿 6061-T651 铝靶和 T-200 马钉钢侵彻 7075-T651 铝靶的有限元模型,采用单一变量法,对 J-C 模型的主要参数进行了敏感度分析。文献[12—14]为本文实验确定 J-C 模型的关键参数提供了参考。文献[15]提供了一种应用有限元模拟方式确定 J-C 或其他动态本构模型关键参数的新思路。文献[16—18]主要进行了不同材料、不同应变速率条件的动态拉伸实验,研究了应变速率对材料拉伸性能的影响规律。文献[19]利用 INSTRON 万能试验机和分离式 Hopkinson 压杆 (SHPB)对 PMMA 试件在较宽应变速率范围内进行了单轴压缩实验,研究加载应变速率对 PMMA 材料力学性能的影响。文献[20]用分离式 Hopkinson 压杆对 PMMA 试件在较宽应变速率范围内进行了单轴压缩实验,研究加载应变速率对 PMMA 材料动态力学性能的影响。

综上所述,目前针对油管特殊材料的动态力学性能研究较少,也往往没考虑油管材料的动态本构模型对材料力学性能的影响,忽略材料动态本构方程的建立和适用性的评价,影响了动载下管材的应力安全性分析精度。为了量化动载系数和动载作用下管材屈服强度提高幅度,获得材料的 Johnson-Cook 动态本构模型关键参数,提高动载作用下管柱安全系数分析精度,本文以油田常用 P110S 管材为研究对象,取材、加工成标准试件,进行标准钢材的拉伸实验,应力、应变均取两组试件平均值,得到材料静载作用下的应力应变曲线;在同一根油管上取材、加工成  $\Phi 5\text{mm} \times h 5\text{mm}$  的实心圆柱体 15 个,进行模拟动载的冲击应变速率实验 15 组,取平均值,得到不同应变速率下的应力应变曲线,分析高应变速率下 P110S 管材屈服强度提高程度、综合动载系数,确定管材 Johnson-Cook 动态本构模型的关键参数。为分析动载作用下管材的强度安全性提供依据。

## 1 P110S 管材应力应变曲线实验分析

为了能够准确比较不同材料的力学性质,对拉伸试件的尺寸有标准规定。本次拉伸试件采用矩形截面形式,按国标 GB/T228—2002、GB/P7314—1987 的标准,时间长度需满足式(1):

$$L_0 = 11.3 \sqrt{S_0} \quad (1)$$

式中,  $L_0$  为试件长度, mm;  $S_0$  为矩形试件横截面积,  $\text{mm}^2$ 。

如图 1 所示,共加工同规格试件 4 组,试件为矩形截面,截面面积为  $19.05 \times 9.19 \text{mm}^2$ ,经计算,  $L_0$  近似等于 150mm,加两端夹持部分各 10mm,试件总长度 170mm。

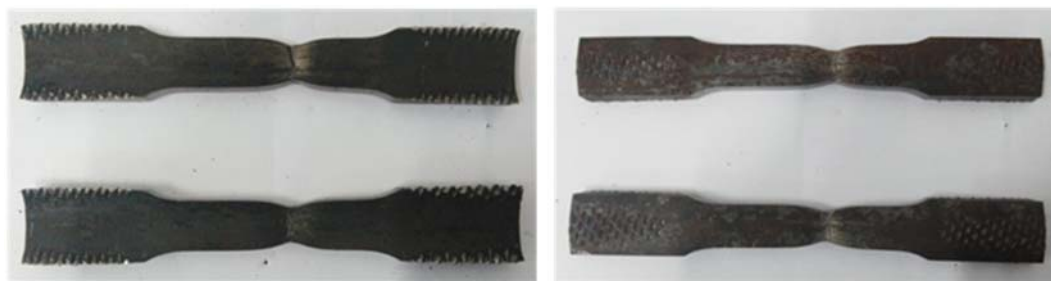


图 1 P110S 管材轴向拉伸实验试件

Fig. 1 The axial tensile test piece of P110S tubing

在轴向拉压试验机上进行材料静载拉伸实验,为了提高实验的准确性,避免因实验数据偶然性带来误差,进行了 4 组相同的实验,取 4 组实验数据的平均值,记录、提取了每组实验的 3906 组数据,部分数据如表 1 所示,据此绘制管材的应力应变曲线,如图 2 和图 3 所示。可以看出, P110S 管材屈服极限为 775MPa,比标称值 758MPa 高出 2.2%,强度极限  $\sigma_b = 835 \text{MPa}$ ,强屈比  $\sigma_b / \sigma_s = 835 / 775 = 1.08$ ,考虑钢

材的韧性要求,通常要求强屈比大于 1.25,故 P110S 管材韧性略显不足,在实际工况中的表现是更容易“脆断”。

表 1 P110S 管材轴向拉伸实验部分数据  
Tab. 1 The partial data of P110S tubing axial tensile experimentation

| 数据组数 | 时间/s   | 负荷/kN  | 位移/mm | 变形/mm | 应力/MPa |
|------|--------|--------|-------|-------|--------|
| 2238 | 106.03 | 139.25 | 13.65 | 2.20  | 795.41 |
| 2239 | 106.09 | 139.26 | 13.65 | 2.20  | 795.43 |
| 2240 | 106.13 | 139.27 | 13.66 | 2.21  | 795.54 |
| 2241 | 106.17 | 139.40 | 13.67 | 2.22  | 796.27 |
| 2242 | 106.23 | 139.42 | 13.68 | 2.23  | 796.36 |
| 2243 | 106.27 | 139.42 | 13.68 | 2.23  | 796.36 |
| 2244 | 106.31 | 139.40 | 13.69 | 2.24  | 796.27 |
| 2245 | 106.37 | 139.40 | 13.69 | 2.24  | 796.23 |
| 2246 | 106.41 | 139.40 | 13.69 | 2.24  | 796.23 |
| 2247 | 106.45 | 139.55 | 13.70 | 2.25  | 797.11 |
| 2248 | 106.51 | 139.66 | 13.71 | 2.26  | 797.75 |
| 2249 | 106.55 | 139.66 | 13.72 | 2.27  | 797.74 |
| 2250 | 106.61 | 139.55 | 13.73 | 2.28  | 797.12 |
| 2251 | 106.65 | 139.55 | 13.73 | 2.28  | 797.09 |
| 2252 | 106.69 | 139.55 | 13.73 | 2.28  | 797.10 |
| 2253 | 106.73 | 139.67 | 13.74 | 2.29  | 797.79 |
| 2254 | 106.79 | 139.78 | 13.75 | 2.30  | 798.44 |
| 2255 | 106.83 | 139.80 | 13.76 | 2.31  | 798.54 |
| 2256 | 106.88 | 139.81 | 13.76 | 2.31  | 798.59 |

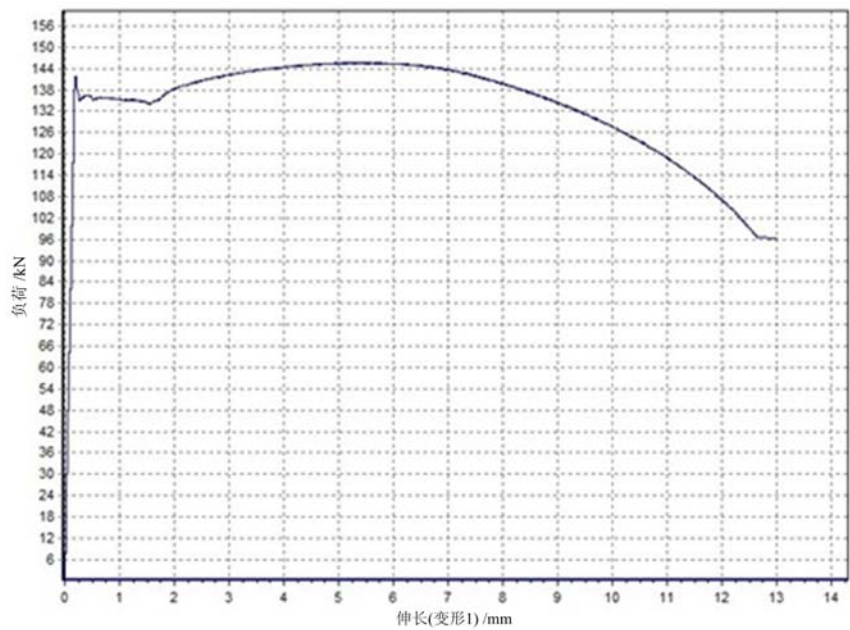


图 2 P110S 管材轴向拉伸负荷与伸长变形曲线  
Fig. 2 The deformation curve of load and extending in P110S tubing axial tension

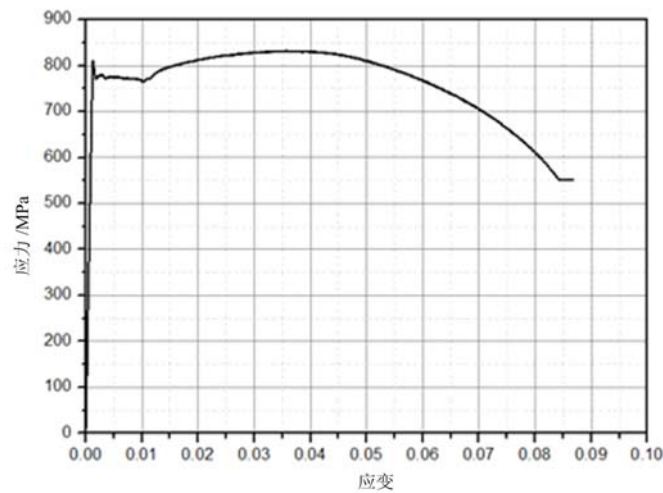


图3 P110S 管材轴向拉伸应力应变曲线

Fig. 3 The stress-strain curve of P110S tubing axial tension

## 2 高应变率动载冲击下 P110S 管材力学实验分析

在同一根 P110S 油管上取材、加工成  $\Phi 5\text{mm} \times h 5\text{mm}$  的实心圆柱体 15 个, 进行模拟动载的冲击应变率实验 15 组, 如图 4 所示。



图4 P110S 管材高应变率动载荷冲击实验试件

Fig. 4 The test piece of high strain rate dynamic load impact experimentation in P110S tubing

动态压缩实验装置为霍普金森(Hopkinson)压杆系统, 如图 5 所示。主要用于测试金属材料在高应变率  $10^2 \sim 10^4 \text{s}^{-1}$  载荷下的力学性能。气压推动撞击杆以一定的速度撞击输入杆, 从而在输入杆中产生压缩应力脉冲, 当该压缩应力脉冲传播到输入杆与试样接触面时, 一部分应力脉冲反射回输入杆, 而另一部分则透射给试样, 对试样实施冲击加载并使其破坏。利用粘贴在入射杆、透射杆上的应变片分别测得入射、反射和透射脉冲电压信号, 将电压信号转化成应变信号。然后根据一维应力波理论, 得到试样的应力  $\sigma_s$ 、应变  $\epsilon_s$  和应变率  $\dot{\epsilon}_s$ :

$$\begin{cases} \sigma_s = E \left( \frac{A_b}{A_s} \right) \epsilon_T \\ \epsilon_s = - \left( \frac{2C_0}{l_s} \right) \int_0^t \epsilon_R dt \\ \dot{\epsilon}_s = - \left( \frac{2C_0}{l_s} \right) \epsilon_R \end{cases} \quad (2)$$

式中,  $E$  为高强钢压杆弹性模量;  $C_0$  为压杆的弹性波波速;  $\epsilon_T$  为透射杆上应变片采集到的由透射波产生的透射应变信号;  $\epsilon_R$  为入射杆上应变片采集到的由反射波产生的反射应变信号;  $A_b$ 、 $A_s$  分别为压杆和试样的横截面积;  $l_s$  为试样的长度。

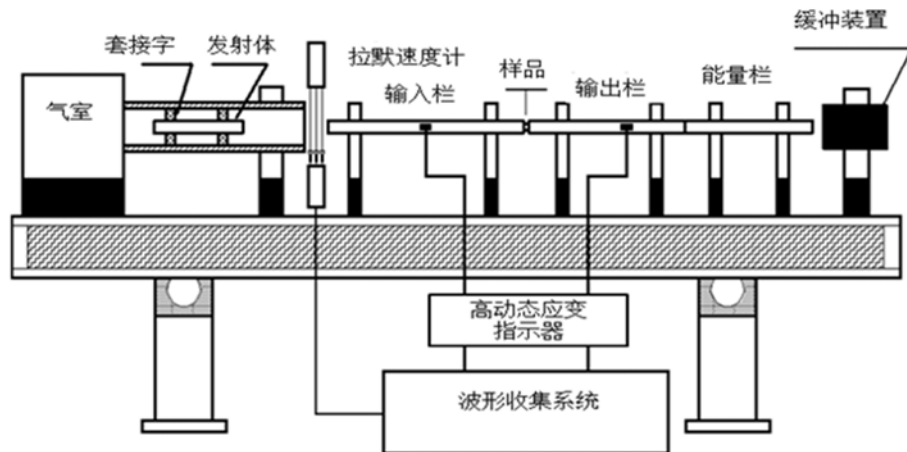


图 5 Hopkinson 压杆实验装置示意图

Fig. 5 The schematic diagram of Hopkinson compression bar test installation

考虑射孔冲击管柱振动和流体诱发管柱振动,应变率在  $500\text{s}^{-1} \sim 1000\text{s}^{-1}$  之间。为了避免因单一实验数据偶然性带来误差,每 3 只试件为 1 组,对获得的实验数据取平均值,进行同类型实验 5 组,其中,应变率为  $500\text{s}^{-1}$  的实验 2 组,对应流体诱发引起的管柱振动;应变率为  $1000\text{s}^{-1}$  的实验 3 组,对应射孔爆轰引起的管柱振动。为了提高实验的精度和准确性,实验过程记录了 2166 组实验数据,部分数据如表 2 所示。

表 2 高应变率的动载冲击下 P110S 管材力学实验部分数据

Tab. 2 The partial test date of P110S tubing in high strain rate dynamic load impact

| $500\text{s}^{-1}$ |       | $500\text{s}^{-1}$ |       | $1000\text{s}^{-1}$ |       | $1000\text{s}^{-1}$ |       | $1000\text{s}^{-1}$ |       |
|--------------------|-------|--------------------|-------|---------------------|-------|---------------------|-------|---------------------|-------|
| 应力/MPa             | 应变    | 应力/MPa             | 应变    | 应力/MPa              | 应变    | 应力/MPa              | 应变    | 应力/MPa              | 应变    |
| 84.762             | 0.082 | 106.036            | 0.188 | 219.307             | 0.190 | 92.977              | 0.196 | 102.469             | 0.075 |
| 82.975             | 0.082 | 107.459            | 0.188 | 218.871             | 0.190 | 92.375              | 0.196 | 102.836             | 0.075 |
| 82.245             | 0.082 | 106.451            | 0.188 | 217.580             | 0.190 | 92.070              | 0.196 | 100.896             | 0.075 |
| 79.950             | 0.082 | 104.795            | 0.188 | 218.634             | 0.190 | 91.713              | 0.196 | 101.193             | 0.075 |
| 79.338             | 0.082 | 105.449            | 0.188 | 215.687             | 0.190 | 89.909              | 0.196 | 100.612             | 0.075 |
| 78.025             | 0.082 | 103.936            | 0.188 | 212.663             | 0.190 | 91.801              | 0.196 | 99.915              | 0.075 |
| 77.705             | 0.082 | 101.449            | 0.188 | 214.089             | 0.190 | 91.295              | 0.196 | 101.908             | 0.075 |
| 78.027             | 0.082 | 102.646            | 0.188 | 209.467             | 0.190 | 90.029              | 0.196 | 100.558             | 0.075 |
| 74.312             | 0.082 | 99.264             | 0.188 | 208.646             | 0.190 | 90.573              | 0.196 | 100.285             | 0.075 |
| 73.212             | 0.082 | 98.581             | 0.188 | 204.989             | 0.190 | 87.918              | 0.196 | 103.336             | 0.075 |
| 71.672             | 0.082 | 99.922             | 0.188 | 204.992             | 0.190 | 86.229              | 0.196 | 103.508             | 0.075 |
| 72.250             | 0.082 | 93.319             | 0.188 | 212.682             | 0.190 | 86.231              | 0.196 | 106.328             | 0.075 |
| 77.068             | 0.082 | 99.541             | 0.188 | 210.122             | 0.190 | 84.541              | 0.196 | 100.778             | 0.075 |
| 69.362             | 0.082 | 91.885             | 0.187 | 212.688             | 0.190 | 91.306              | 0.196 | 92.239              | 0.075 |
| 63.583             | 0.082 | 86.143             | 0.187 | 210.128             | 0.190 | 91.307              | 0.196 | 102.489             | 0.075 |

如图 6 所示,根据数据表绘制不同应变率下的应力应变曲线,可以看出,应变率  $500\text{s}^{-1}$  动载作用下,两条曲线基本重合,P110S 管材的屈服极限  $\sigma_s$  平均值为  $895\text{MPa}$ ,比静态实测值  $775\text{MPa}$  提高了  $15.5\%$ ;强度极限  $\sigma_b$  为  $990\text{MPa}$ ,较静态实测值提高了  $18.6\%$ 。应变率  $1000\text{s}^{-1}$  动载作用下,三条曲线

基本重合, P110S 管材的屈服极限  $\sigma_s$  平均值为 1096MPa, 比静态实测值 775MPa 提高了 41.4%; 强度极限  $\sigma_b$  为 1201MPa, 较静态实测值提高了 43.8%。

P110S 管材所处的应力应变状态, 应变率小于  $10000\text{s}^{-1}$ , 属于热激活机制下的金属塑性流动, 其应变率和温度遵循 Arrhenius 方程<sup>[3]</sup>:

$$\dot{\epsilon}_p = \dot{\epsilon}_0 \exp \frac{-VG(\tau, T)}{kT} \quad (3)$$

式中,  $\dot{\epsilon}_p$  为应变率;  $\dot{\epsilon}_0$  为频率因子(或名义极限应变率), 与可动位错密度相关;  $VG$  为激活自由能, 是应力与温度的函数;  $\tau$  为应力;  $T$  为温度;  $k$  为玻尔兹曼常数。

据此, 结合金属材料动载作用下最通用的 PTW 本构方程, 应用实测的动载作用下的实测应力应变数据, 可以得到 P110S 管材动载作用下的通用本构方程。

### 3 高应变率下 P110S 管材 Johnson-Cook 动态本构模型参数确定

基于大量实践经验构建的 Johnson-Cook 热粘塑性动态本构方程, 其适用范围较广泛, 尤其适用于以钢材为代表的金属材料。该模型可综合反映大应变、高应变率和高温加载下金属的动态本构关系。Johnson-Cook 流动应力公式为:

$$\sigma = [A + B(\epsilon^p)^n](1 + C \ln \epsilon^1)(1 - T^{*m}) \quad (4)$$

式中,  $\epsilon^p$  为等效塑性应变;  $\epsilon^1$  为  $\epsilon=1$  时的等效塑性应变率;  $T^*$  为相对温度,  $T = \frac{T - T_r}{T_m - T_r}$ ; 第 1 个括号为应变的影响因素, 第 2 个括号为应变率的影响因素, 第 3 个括号为环境温度的影响因素;  $T_r$  是参考温度, 取实验时的室温 293K;  $T_m$  是管材的熔点温度, 取 1800K。A、B、n、C 和  $m$  是模型的 5 个关键材料常数, 通过本文的高应变率动载实验, 得到 P110S 管材 Johnson-Cook 模型的关键参数如表 3 所示。

表 3 P110S 管材 Johnson-Cook 模型参数取值

Tab. 3 The values of P110S tubing Johnson-Cook model parameter

| 待定参数 | A/MPa | B/MPa | n    | C    | m    | $T_r$ /K | $T_m$ /K |
|------|-------|-------|------|------|------|----------|----------|
| 数值   | 1120  | 550   | 0.31 | 0.02 | 1.08 | 293      | 1953     |

### 4 高应变率下 P110S 管材动载系数的确定及安全系数分析

P110S 油管主要承受射孔冲击和流体诱发等引起的动载作用, 由此引发管柱振动, 如何确定两种情况下的动载系数, 是一个影响因素众多的复杂问题。没有针对油井管振动的动载系数值, 作者查阅了大量的文献, 比较权威的是《机械设计手册》中的机械设备动载系数表, 列出了 48 种常用机械的动载系数, 其中 19 种机械动载系数介于 1.2~1.5 之间, 29 种机械动载系数介于 2.0~5.0 之间。另一种可供参考的动载系数如表 4 所示。综合考虑两种情况, 流体诱发管柱振动可取轻微冲击上限值 1.20, 射孔冲击管柱振动可取 1.2~1.8 的中间值 1.5。本文尽可能准确地预估了一个动载系数, 针对油管流体诱发和射孔冲击引起管柱振动的动载系数, 需要通过实验、理论和有限元相结合的方法, 考虑管柱钢级、壁厚、外径等因素的影响, 准确确定其动载系数。作者后续将要开展这方面的研究。

应变率为  $500\text{s}^{-1}$  的 P110S 管材动载实验对应流体诱发引起的管柱振动, 其实验测得的屈服极限提高系数为 1.155, 动载系数为 1.200, 相对静载作用, 其强度降低 4.5%; 应变率为  $1000\text{s}^{-1}$  的 P110S 管材动载实验对应射孔冲击引起的管柱振动, 其实验测得屈服极限提高系数 1.414, 动载系数为 1.50, 相对静载作用, 其强度降低 8.6%。

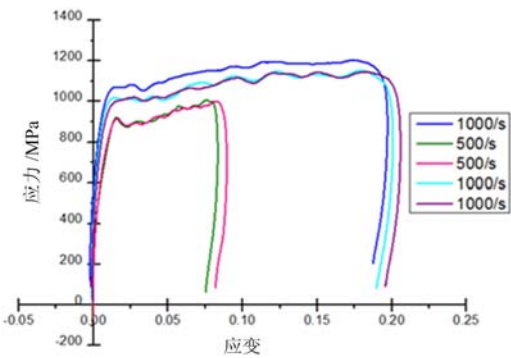


图 6 不同应变率下 P110S 管材应力应变曲线  
Fig. 6 The stress and strain curves of P110S tubing in different strain rates

表 4 不同工况下常用钢材动载系数表

Tab. 4 The dynamic load coefficient table of typic steel in different operating mode

| 载荷性质       | 动载系数    | 常用范围                             |
|------------|---------|----------------------------------|
| 轻微冲击       | 1.0~1.2 | 电机、汽轮机、通风机、水泵等                   |
| 中等冲击或中等惯性力 | 1.2~1.8 | 车辆、动力机械、起重机、造纸机、冶金机械、选矿机、卷扬机、机床等 |
| 强大冲击       | 1.8~3.0 | 破碎机、轧钢机、钻探机、振动筛等                 |

5 结 论

本文以油田常用  $\Phi 88.9 \times 6.45\text{mm}$  P110S 油管管材为研究对象,先后进行了静载下的轴向拉伸实验和高应变率冲击下的管材动力学性能实验,据此分析了此管材的整体力学性能,得到如下结论。

(1) 进行了国内陆上油田最常用油管管材之一的 P110S 管材的应力—应变曲线实验,得到了该类管材的轴向拉伸力学性能的第一手资料;应用霍普金森压杆系统,进行了高应变率动载下 P110S 管材的动力学性能实验,获得了动载下 P110S 管材应力—应变关系的第一手实验资料。

(2) P110S 管材屈服极限为 775MPa,比标称值 758MPa 高出 2.2%,P110S 管材强度达标;强度极限为 835MPa,强屈比为 1.08,不满足强屈比大于 1.25 的韧性要求,P110S 管材韧性略显不足,易“脆断”。

(3) 应变率  $500\text{s}^{-1}$  和  $1000\text{s}^{-1}$  动载作用下,P110S 管材的屈服极限  $\sigma_s$  比静态实测值分别提高了 15.5%和 41.4%;综合考虑屈服极限提高值和动载系数影响,应变率为  $500\text{s}^{-1}$  的动载实验对应流体诱发的管柱振动,其管柱强度降低 4.5%;应变率为  $1000\text{s}^{-1}$  的动载实验对应射孔冲击引起的管柱振动,管柱强度降低 8.6%。

(4) 通过实验测得了 P110S 材料 Johnson-Cook 动态本构模型 7 个关键参数,建立了 P110S 管材的 Johnson-cook 动态本构模型。该模型可为动载作用下管柱强度安全分析精度提供更准确的动态本构模型。

参考文献:

[1] 张伟,徐成,李明飞,等.射孔段管柱瞬态响应及应力强度分析[J].石油机械,2017,45(11):90—94 (ZHANG Wei, XU Cheng, LI Mingfei, et al. Transient response and strength analysis of perforating string[J]. China Petroleum Machinery, 2017, 45(11):90—94 (in Chinese))

[2] 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(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(3):27—29 (in Chinese))

[3] 陈锋,陈华彬,唐凯,等.射孔冲击载荷对作业管柱的影响及对策[J].天然气工业,2010,30(5):61—65 (CHEN Feng, CHEN Huabin, TANG Kai, et al. Influence of perforating impact load on the operating string and the countermeasures[J]. Natural Gas Industry, 2010, 30(5):61—65 (in Chinese))

[4] 柳军,刘清友,何星,等.测试管柱射孔冲击荷载作用下的动力学模型[C]//全国冲击动力学学术会议,2013 (LIU Jun, LIU Qingyou, HE Xing, et al. Dynamic model of test string perforation impact load[C]//National Impact Dynamics Conference, 2013 (in Chinese))

[5] Baumann C, Williams H, Korf T, et al. Perforating high-pressure deepwater wells in the gulf of Mexico[C]//SPE Conference-Society of Petroleum Engineers, 2011.

[6] Baumann C, Bustillos E P, William A, et al. Reduction of perforating gunshock loads[J]. Spe Drilling & Completion, 2011, 27(1):327—335.

[7] 田宇兴,李述军,郝玉琳,等. Ti2448 合金在不同应变速率下的高温变形机制[J].中国有色金属学报,2010,20(s1):83—86 (TIAN Yuxing, LI Shujun, HAO Yulin, et al. Elevated temperature deformation mechanism of Ti2448 alloy at different strain rates[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2010, 20(s1):83—86 (in Chinese))

- Chinese))
- [8] 高宁, 朱志武. 5083 铝合金宽应变率实验与基于损伤的本构模型研究[J]. 高压物理学报, 2017, 31(1):51—60 (GAO Ning, ZHU Zhiwu. Experimental study of wide strain rates and constitutive model based on damage of 5083 aluminum alloy[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2017, 31(1):51—60 (in Chinese))
- [9] 张颖, 赵生伟, 王占江, 等. 水下爆炸气泡脉动测量及分析[J]. 实验力学, 2011, 26(1):67—72 (ZHANG Yin, ZHAO Shengwei, WANG Zhanjiang, et al. Underwater explosion bubble pulsation measurement and analysis[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2011, 26(1):67—72 (in Chinese))
- [10] 刘旭红, 黄西成, 陈裕泽, 等. 强动载荷下金属材料塑性变形本构模型评述[J]. 力学进展, 2007, 37(3):361—374 (LIU Xuhong, HUANG Xicheng, CHEN Yuze, et al. A review on constitutive models for plastic deformation of metal materials under dynamic loading[J]. Advances in Mechanics, 2007, 37(3):361—374 (in Chinese))
- [11] 王涛, 陈国定, 巨江涛. GH4169 高温合金高应变率本构关系试验研究[J]. 航空学报, 2013, 34(4):946—953 (WANG Tao, CHEN Guoding, JU Jiangtao. Experimental study of constitutive relationship of superalloy GH4169 under high strain rates[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2013, 34(4):946—953 (in Chinese))
- [12] 虞青俊, 陶亮, 李玉龙. 复合射孔枪枪身材料动态本构关系的试验研究[J]. 石油机械, 2006, 34(10):13—15 (YU Qingjun, TAO Liang, LI Yulong. Experimental study of dynamic constitutive equation for body material of composite perforation gun[J]. China Petroleum Machinery, 2006, 34(10):13—15 (in Chinese))
- [13] 陈大年, 刘国庆, 俞宇颖. 高压、高应变率与低压、高应变率实验的本构关联性[J]. 高压物理学报, 2005, 19(3):193—200 (CHEN Danian, LIU Guoqing, YU Yuyin. The constitutive relationship between high pressure-high strain rate and low pressure-high strain rate experiment[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2005, 19(3):193—200 (in Chinese))
- [14] 鲁世红, 何宁. H13 淬硬钢高应变率动态性能的实验与本构方程研究[J]. 中国机械工程, 2008, 19(19):2382—2385 (LU Shihong, HE Ning. Experimental investigation of the dynamic behavior of hardened steel in high strain rate and parameter fitting of constitutive equation[J]. China Mechanical Engineering, 2008, 19(19):2382—2385 (in Chinese))
- [15] 肖云凯, 方秦, 吴昊, 等. Johnson-Cook 本构模型参数敏感度分析[J]. 应用数学和力学, 2015(s1):21—28 (XIAO Yunkai, FANG Qin, WU Hao, et al. Analysis of parameter sensitivity for the Johnson-Cook constitutive model[J]. Applied Mathematics and Mechanics, 2015(s1):21—28 (in Chinese))
- [16] 王磊, 刘杨, 晋俊超, 等. 动态载荷对长期时效 GH4169 合金拉伸变形行为的影响[J]. 钢铁研究学报, 2011(s2):213—216 (WANG Lei, LIU Yang, JIN Junchao, et al. Effect of dynamic load on tensile deformation of GH4169 alloy after long-term aging[J]. Journal of Iron and Steel Research, 2011(s2):213—216 (in Chinese))
- [17] 王焕然, 谢书港, 陈大年, 等. 试论镁铝合金高应变率单轴压缩拟合本构关系的代入校核[J]. 工程力学, 2006, 23(9):179—183 (WANG Huanran, XIE Shugang, CHEN Dalian, et al. On the checking of fitted constitutive relation of an Mg-Al alloy under uniaxial compression at high strain rates[J]. Engineering Mechanics, 2006, 23(9):179—183 (in Chinese))
- [18] 刘明爽, 李玉龙, 陶亮, 等. 2D-C/SiC 复合材料应变率相关的动态本构模型[J]. 爆炸与冲击, 2008, 28(5):421—426 (LIU Mingshuang, LI Yulong, TAO Liang, et al. A strain rate dependent dynamic constitutive model of 2D-C/SiC composites[J]. Explosion and Shock Waves, 2008, 28(5):421—426 (in Chinese))
- [19] 谢中秋, 张蓬蓬. PMMA 材料的动态压缩力学特性及应变率相关本构模型研究[J]. 实验力学, 2013, 28(2):220—226 (XIE Zhongqiu, ZHANG Pengpeng. On the dynamic compressive mechanical properties and strain rate related constitutive model of PMMA material[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2013, 28(2):220—226 (in Chinese))
- [20] 吴衡毅, 马钢, 夏源明. PMMA 低、中应变率单向拉伸力学性能的实验研究[J]. 实验力学, 2005, 20(2):193—199 (WU Hengyi, MA Gang, XIA Yuannig. Experimental study on mechanical properties of PMMA under unidirectional tensile at low and intermediate strain rates[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2005, 20(2):193—199 (in Chinese))

## Experimental study on mechanical properties of P110S tubing under high strain rate loading

LI Ming-fei<sup>1</sup>, XU Fei<sup>2</sup>, DOU Yi-hua<sup>1</sup>, LIU Yu-xue<sup>1</sup>

(1. Northwestern Polytechnical University, School of Mechanical Engineering, Xi'an 710072, China;

2. Xi'an Shiyou University, Xi'an 710065, China)

**Abstract:** During production and service, tubing often suffers from dynamic loading effects such as perforating impact and fluid induced vibration, causing accidents such as plastic bending and fracture of the tubing strings. In order to quantify the dynamic load factor and the increase amplitude of pipe yield limit under dynamic loads, obtain the key parameters of the dynamic constitutive model of materials represented by the Johnson-cook, and improve the strength and safety analysis accuracy of the strings under dynamic load, this work performs axial tensile tests under static load and mechanical tests under high strain rate impact by taking the commonly used P110S pipe in oil field as an example. The results show that the yield limit of P110S pipe under static load is 775MPa, which is 2.2% higher than the nominal value of 758MPa; the strength limit is 835MPa and the strong-flex ratio is 1.08. Under the dynamic load with a strain rate of  $500\text{s}^{-1}$ , the yield limit of the pipe is increased by 15.5% compared with the static measured values. Under that of  $1000\text{s}^{-1}$ , the yield limit of the pipe is 41.4% higher than the static measured values. The dynamic load of P110S pipe with a strain rate of  $500\text{s}^{-1}$  is attributed to the fluid induced pipe vibration, and its strength is reduced by 4.5%. The dynamic load test of P110S pipe with a strain rate of  $1000\text{s}^{-1}$  corresponds to the vibration of the pipe string due to perforation, and the intensity is reduced by 8.6%. The key parameters of the Johnson-cook dynamic constitutive model of pipe are determined by experiments, which could provide experimental evidence for the accurate finite element simulation analysis under dynamic load.

**Keywords:** dynamic properties; high strain rate; P110S pipe; dynamic load factor