◀专题论文▶

页岩气超深井射孔套管强度影响因素分析*

陈 林[1] 柳 军[1,2] 张 艺[1] 周鑫钟[1] 李 强[1]
（1. 西南石油大学机电工程学院 2. 成都大学机械工程学院）

陈林，柳军，张艺，等. 页岩气超深井射孔套管强度影响因素分析［J］. 石油机械，2025，53（10）：31-39.

Chen Lin，Liu Jun，Zhang Yi，et al. Influencing factors of perforated casing strength in ultra-deep shale gas wells［J］. China Petroleum Machinery，2025，53（10）：31-39.

摘要：页岩气超深井在射孔过程中套管极易发生变形损坏。为此，以四川盆地龙泉-简阳区块页岩气超深井开采为例，围绕射孔中套管应力变化问题，考虑页岩地层非均匀地应力、射孔爆炸温度场、爆轰压力场的相互影响，依托有限元软件建立页岩气超深井射孔套管应力计算模型，开展射孔套管力学性能试验，探究了工况参数、水泥环参数和射孔参数对套管应力的影响规律。研究结果表明：在固井工艺设计中，应使水泥环弹性模量大于5 GPa，尽量减小水泥环泊松比，同时增加水泥环厚度；在射孔工艺设计中，应控制射孔孔眼直径在10~16 mm之间，选择大密度（24孔/m以上）射孔工艺，选择射孔相位角为120°和180°。研究成果可为现场超深井固井和射孔作业参数的设计优选提供理论依据。

关键词：页岩气超深井；射孔；套管强度；力学试验；计算模型；模型参数；影响规律
中图分类号：TE921 **文献标识码：**A DOI：10. 12473/CPM. 202407038

Influencing Factors of Perforated Casing Strength in Ultra-Deep Shale Gas Wells

Chen Lin[1] Liu Jun[1,2] Zhang Yi[1] Zhou Xinzhong[1] Li Qiang[1]
（1. *School of Mechanical Engineering*, *Southwest Petroleum University*; 2. *School of Mechanical Engineering*, *Chengdu University*）

Abstract: Ultra-deep shale gas wells are susceptible to deformation damage of casing during the perforating process. Taking the exploitation of ultra-deep shale gas wells in the Longquan-Jianyang block of the Sichuan Basin as an example, focusing on the change of casing stress during perforation, considering the interaction of non-uniform ground stress, perforation explosion temperature field and detonation pressure field in shale formation, the finite element software was used to build a calculation model of perforated casing stress in ultra-deep shale gas wells and conduct a mechanical performance test to investigate the influence of working condition parameters, cement sheath parameters and perforating parameters on casing stress. The results show that, in the cementing process design, the elastic modulus of cement sheath should be greater than 5 GPa, the Poisson's ratio of cement sheath be minimized, and the thickness of cement sheath be increased. In the perforating process design, the perforation diameter should be controlled between 10 mm and 16 mm, the high density (>24 perforations per meter) perforating process be selected, and the perforating phase angle be 120° and 180°. The research results provide theoretical basis for the optimization of design parameters of cementing and perforating operations in ultra-deep wells.

* 基金项目：国家自然科学基金面上项目“深水无隔水管钻井钻柱纵-横-扭耦合非线性振动特性研究”（51875489）；四川省重点研发计划“川渝页岩气钻井钻柱摩擦磨损机理及表面激光熔覆技术研究”（2022YFQ0034）。

Keywords: shale gas ultra-deep well; perforating; casing strength; mechanical test; calculation model; model parameter; influential pattern

0　引　言

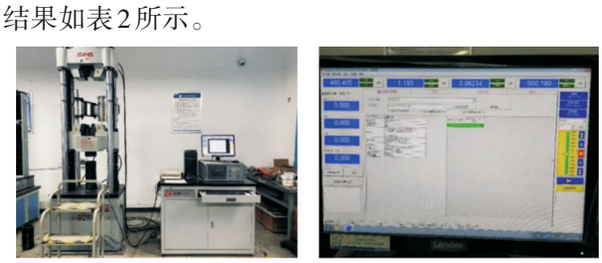
近年来，页岩气开发逐渐向深井、超深井方向发展，但面临着巨大挑战，其中最严重的就是套管变形损坏。据统计，2021 年，中石化威荣区块套管变形井达 19 口，套管变形率占比达到 54. 29%，较 2020 年套管变形率占比（27. 66%）大幅提升，成为页岩气超深井勘探开发过程中的重大难题。射孔被誉为页岩气开发过程中的“临门一脚”，但也是套管变形损坏的重要原因之一。射孔段套管受到地层非均匀应力、爆炸温度场、爆轰压力场和高密度射孔等因素的影响，受力环境复杂，极易产生变形损坏，导致井筒安全事故的发生。因此，对页岩气超深井射孔套管进行强度安全性分析具有非常重要的意义。

国内外学者已经对射孔套管的损坏机理进行了研究。国外学者[1-4]对射孔引起的套管损坏问题进行了试验研究，详细讨论了不同射孔参数对套管损坏的影响。20 世纪 80 年代以来，我国油气田套管损坏事故不断增加，相关学者[5-11]分别针对射孔对套管的损害影响进行了研究，主要借助有限元软件模拟分析射孔参数、孔眼形状、地应力等因素对射孔冲击作用下套管动态响应规律的影响，总结出有利于保护射孔套管的相关措施。葛伟凤等[12]通过建立射孔套管–水泥环–地层的三维地质模型，分析了射孔对超深井套管的影响，经研究发现，射孔后套管强度明显下降，受孔眼应力集中的影响，套管最大应力发生在射孔孔眼处。陈华彬等[13]采用仿真模型研究了爆炸载荷对射孔套管强度的影响，研究结果表明，在射孔孔眼布置方面，60°相位角优于 90°相位角，射孔套管的强度比完整套管降低了约 10%。曹银萍等[14]利用 LS-DYNA 软件建立射孔弹–射孔枪–套管的三维模型，采用 ALE 算法分析了爆轰波叠加对套管强度的影响，研究结果表明，爆轰波重叠区的套管应力增加了 739 MPa，超过了材料的屈服极限，加速了套管损坏。刘武明[15]建立了考虑地层弹塑性变形和流固耦合作用的地层–水泥环–射孔套管受力模型和套管强度计算方法，探究了射孔密度、射孔孔径、射孔相位角和套管尺寸等因素对套管强度的影响规律，结果表明：在射孔过程中，随着射孔孔径的增大，射孔段套管的径向位移随之增加；射孔套管强度随着射孔密度的增加而明显降低，随着射孔相位角的增大套管承压能力先增强后减弱。国内外学者大多采用有限元软件研究射孔套管的强度安全性，但建立的有限元模型未能充分考虑射孔过程中的温度、压力变化以及地层应力之间的相互作用，未能真实地模拟射孔套管的受力状态，不能有效评价各因素耦合作用下射孔套管的强度安全性。

笔者在考虑非均匀地应力、爆炸温度场、爆轰压力场等因素的影响下，建立了地层–水泥环–射孔套管组合体有限元仿真模型，探究水泥环参数（弹性模量、泊松比、厚度）和射孔参数（孔密、孔径、相位角）对套管应力的影响规律，提出各参数相应的参考取值。研究结果可为现场超深井固井和射孔作业参数的优选奠定理论基础。

1　套管力学性能试验及结果分析

为了深入探究射孔套管损坏影响因素，对射孔套管和未射孔套管力学性能进行试验。在试验中，套管射孔相位角为 90°螺旋排列，射孔孔径为 12 mm，射孔密度为 16 孔/ m；试验仪器为液压伺服驱动控制万能试验机，试验仪器及参数设置如图 1 所示。试验旨在探究射孔作业对套管强度的影响规律，为探究套管强度影响因素难题提供科学依据和技术支持。试验过程参数如表 1 所示。试验结果如表 2 所示。



a. 液压伺服驱动控制万能试验机　　b. 试验输入参数界面

图 1　试验仪器及参数设置图

Fig. 1　Test instrument and parameter setting

据表 1 可知，施加在套管端面均匀外挤压力随压头位移量增加而增加，套管的体积变形也在不断增大。以外径为 139. 7 mm 未射孔套管为例，在承受 15. 2 MPa 的均匀外挤压力下，套管轴向缩小量为 2. 55 mm。套管试验结果如图 2 所示。

试验过程中射孔套管的破坏经历了 2 个阶段：

表 1　套管所受匀外挤力试验数据

Table 1　Test data of uniform external pressure on casing

压头位移量/mm	均匀外挤力/MPa	
	未射孔套管	射孔套管
0.14	2.7	2.3
0.36	6.3	5.6
0.61	9.8	8.7
0.85	11.2	9.8
1.14	13.1	10.2
1.71	14.9	10.7
2.55	15.2	—

表 2　套管强度试验结果

Table 2　Casing strength test results

套　管	钢级	壁厚/mm	直径/mm	抗挤毁强度/MPa	强度降低值/MPa
无孔套管	P-110	9.17	139.7	74.23	—
射孔套管	P-110	9.17	139.7	64.25	9.98

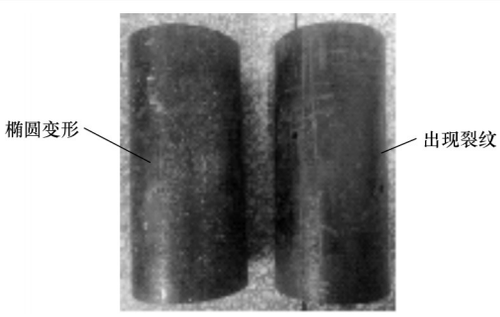


图 2　试验效果图

Fig. 2　Test effect

①随着均匀外挤压力的增大，射孔套管出现了椭圆变形；②随着压力的继续增大，套管在没有预警的情况下出现裂纹，并且出现在“射孔”区域附近。根据表 2，射孔作业降低了套管抗挤毁强度，射孔后的套管抗挤毁强度为原套管的 86.55%，射孔套管的强度明显低于未射孔套管强度。

2　计算模型

2.1　射孔爆炸温度场模型

在地表下深度 $z = Z_m$ 处，温度 T_m 不随时间变化。取地下 20 m 处的温度 T_m=22.86 ℃，在 $z = Z_m$ 以下，地层原始温度 T_{dz} 满足如下线性关系：

$$T_{dz} = T_m + \alpha z \tag{1}$$

式中：α 为每 100 m 地层温度梯度，℃。

由于射孔弹连续击发，导致枪身温度瞬态变化；但是射孔弹击发会在很短时间内完成，可将射孔段井筒传热看作是一维稳态导热过程。确定到射孔枪枪身外壁最高温度为 468 ℃[16-17]，基于此建立射孔段井筒组合体温度分布模型如图 3 所示。图 3 中基于传热学原理可求得各界面温度 T_i（i=0、1、2、3、4 时分别为射孔枪、环空、套管、水泥环和地层界面温度）。R_0~R_4 分别表示射孔枪、环空、套管、水泥环和地层半径。

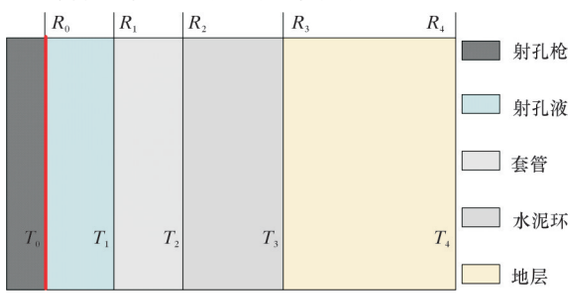


图 3　组合体界面温度分布模型

Fig. 3　Interface temperature distribution model of assembly

在柱坐标系统中，井筒中的稳态导热微分方程为：

$$\frac{\mathrm{d}^2T}{\mathrm{d}r_i^{\,2}} + \frac{1}{r}\frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}r_i} = 0 \tag{2}$$

温度场分布式为：

$$T^i(r_i) = C_i^T \ln(r_i/r_{i-1}) + D_i^T \tag{3}$$

式中：T^i 为组合体温度场分布温度，℃；r_i 为射孔枪、环空、套管、水泥环和地层到射孔枪中心的距离，m，i=0、1、2、3、4，其中 r_0 为射孔枪半径；C_i^T、D_i^T 分别为与各界面有关的温度常数，℃。

将温度场边界条件（$r_i = R_0$，$T_i = T_0$；$r_i = R_1$，$T_i = T_1$）代入式（3）得环空温度场分布为：

$$T^1(r_i) = T_0 + \frac{T_1 - T_0}{\ln(R_1/R_0)}\ln(r_i/R_0) \tag{4}$$

由傅里叶导热定律可推得热流密度：

$$q = -\lambda\frac{\mathrm{d}T_i}{\mathrm{d}r_i} = \frac{\lambda_i}{r_i}\frac{T_0 - T_1}{\ln(R_1/R_0)} \tag{5}$$

式中：q 为热流密度，W/m²。

由式（5）可得套管热流量 Q 的计算式为：

$$Q = \frac{2\pi R_3(T_0 - T_4)}{\dfrac{\ln(R_1/R_0)}{\lambda_1} + \dfrac{\ln(R_2/R_1)}{\lambda_2} + \dfrac{\ln(R_3/R_2)}{\lambda_3} + \dfrac{\ln(R_4/R_3)}{\lambda_4}} \tag{6}$$

式中：Q 为热流量，W；λ_i（i=1、2、3、4）为环空、套管、水泥环和地层界面热导率，W/（m·℃）。

将式（6）代入式（5）与式（4）可求解得组合体界面处的温度 T_i（i=1、2、3）和井筒射孔段组合体的温度场分布。

2.2　射孔爆轰压力场模型

射孔弹爆炸产生的超高压会严重影响套管的强度，可用 R. H. COLE[17] 提出的炸药水下爆炸超压

峰值模型来描述井筒爆轰超压：

$$p_{\mathrm{m}} = 52.27 \times \left(\frac{\sqrt[3]{W}}{R} \right)^{1.13} \tag{7}$$

由此可以得到爆轰超压场数学模型为：

$$p_{\mathrm{m}} = 46.27 \times \left(\frac{\sqrt[3]{W \cdot 83.38\%}}{R} \right)^{1.15} \tag{8}$$

射孔弹爆炸所形成的爆轰超压会在极短的时间内衰减，但是其衰减过程会受到脉动气泡和流体介质的影响，很难用理论分析求得爆炸压力场的衰减模型。R. H. COLE [17] 通过试验拟合得到了自由水域下爆炸压力场衰减的数学模型为：

$$p(R,t) = \begin{cases} p_{\mathrm{m}} \mathrm{e}^{-t/\theta'}, & (t < \theta') \\ 0.368 p_{\mathrm{m}} \times \dfrac{\theta'}{t}, & (\theta' \leqslant t < 50) \end{cases} \tag{9}$$

$$\theta' = 0.084 \times W^{1/3} \left(\frac{W^{1/3}}{R} \right)^{-0.23} \tag{10}$$

式中：p_{m}为爆轰超压，MPa；W为射孔弹装药量，g；R为距射孔弹中心的距离，mm；θ'为时间衰减指数，μs；t为时间，μs。

2.3　组合体模型

2.3.1　实体模型

以四川盆地龙泉-简阳地区M井的井筒参数和射孔参数（见表3）为基础，建立射孔套管-水泥环-地层组合体三维模型。射孔枪型号SQ89-9-16-90-120，射孔弹型号DP16HMX9-1，引爆方式为液压延时引爆。根据圣维南原理，地层边界尺寸应远远大于井眼几何尺寸，为避免边界效应的影响，模型几何形状设定为3 000 mm×3 000 mm。

2.3.2　材料属性

有限元仿真计算过程中，环空液、套管、水泥环、地层等4种材料设置不同的材料属性，如表4所示。

2.3.3　边界条件

当地层深度为7 000 m时，通过非均匀地应力模型计算得到水平最大主应力σ_{H}为80.72 MPa，水平最小主应力σ_{h}为67.27 MPa，垂直方向主应力σ_{v}为171.68 MPa。地层温度为176.42 ℃，通过爆炸温度场模型可解得套管内壁温度为433.19 ℃。通过爆轰压力场模型计算得到井筒爆轰超压为111.6 MPa。

2.3.4　结果分析

设置水泥环弹性模量为9 GPa，泊松比为0.25，厚度为30 mm，射孔孔径为10 mm，射孔孔密为16孔/ m，射孔相位角为90°，计算得到射孔套管的应力云图如图4所示。

表3　M井井筒参数和射孔参数

Table 3　Wellbore and perforation parameters of Well M

参数名称	数值	参数名称	数值
套管外径/mm	127	引爆间隔/μs	10
套管壁厚/mm	10.36	地下20 m温度/℃	22.86
水泥环外径/mm	149.2	地层每100 m温度梯度/℃	2.2
射孔地层深度/m	7 000	地层每100 m压力梯度/MPa	1.08
套管钢级	CB140V	地层有效应力系数	1.0
射孔枪型号	SQ89-9-16-90-120	射孔液压力/MPa	30
射孔弹装药量/g	9	射孔穿深/mm	400

表4　组合体材料属性

Table 4　Material parameters of assembly

参　数	套管	水泥环	地层
弹性模量/GPa	210	9	35
泊松比	0.3	0.25	0.25
热膨胀系数/(10^{-5} ℃$^{-1}$)	1.5	1.0	1.0
热传导系数/(W · m^{-1} · ℃$^{-1}$)	58.2	1.0	1.0
比热容/(J · kg^{-1} · ℃$^{-1}$)	460	1 830	1 043
密度/(kg · m^{-3})	7 850	1 800	2 500

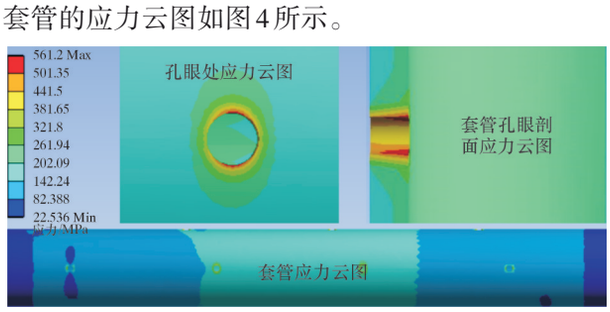


图4　射孔套管应力云图

Fig. 4　Stress cloud chart of perforated casing

由图4可见：套管内壁应力明显大于套管外壁应力；射孔孔眼附近的应力明显大于套管其余位置的应力；孔眼附近应力呈现不对称分布，表现为沿套管轴向应力大于套管周向应力，套管外壁应力呈现中间大、两端小的环形分布趋势，最大应力出现在孔眼轴向靠近套管内壁处。其原因是孔眼的存在，导致在此位置产生了应力集中，孔眼局部应力增大。

3　各因素影响规律分析

采用已建立的页岩气超深井射孔套管应力计算模型，探究水泥环参数（弹性模量、泊松比、

厚度）、射孔参数（孔径、孔密、相位角）和工况参数（地层深度、射孔弹装药量、射孔液压力）对射孔套管最大应力的影响规律，具体计算参数见表5。

表5　计算模型参数

Table 5　Calculation model parameters

因　素	参数名称	数值
水泥环参数	弹性模量/GPa	3~11
	泊松比	0.16~0.25
	厚度/mm	10~50
射孔参数	孔密/(孔·m^{-1})	12/16/20/24/28/32/36/40
	孔径/mm	10~26
	相位角/(°)	45/60/90/120/180/360
工况参数	地层深度/m	6 000~8 000
	射孔弹装药量/g	9/15/18/25/32/38/40/45
	射孔液压力/MPa	30~80

3.1　水泥环参数

3.1.1　水泥环弹性模量对套管强度的影响

基于已建立的超深井射孔套管应力计算模型，分析水泥环弹性模量（3~11 GPa）对射孔套管最大应力的影响，得到弹性模量与射孔套管最大应力的关系，如图5所示。从图5可知，随着水泥环弹性模量的增加，套管最大应力呈现不断减小的趋势。其原因是水泥环弹性模量增加，水泥环刚度也随之增大。在外界载荷作用下，弹性模量越大的水泥环发生的弹性变形越小，传递给套管的载荷也随之减小，套管承受的等效应力越低。当水泥环弹性模量从3 GPa增加到11 GPa，套管最大应力减小了617.59 MPa。

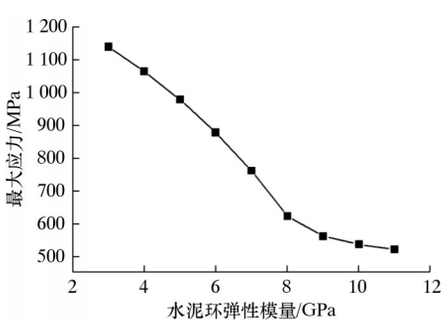


图5　不同水泥环弹性模量下的射孔套管最大应力

Fig. 5　Casing stress at different elastic moduli of cement sheath

在超深井固井工艺中，考虑地层地质条件，满足现场施工的条件下，应使水泥环弹性模量大于5 GPa，这样可保证套管各位置的应力均小于材料许用应力，从而减小超深井发生套管损坏的概率。

3.1.2　水泥环泊松比对套管强度的影响

基于已建立的超深井射孔套管应力计算模型，分析水泥环泊松比（0.16~0.25）对射孔套管最大应力的影响，得到泊松比与射孔套管最大应力的关系，如图6所示。

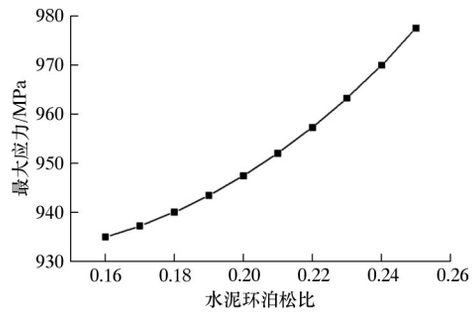


图6　不同水泥环泊松比下的射孔套管最大应力

Fig. 6　Casing stress at different Poisson's ratios of cement sheath

从图6可见，随着水泥环泊松比的增大，套管最大应力不断增大。其原因是水泥环泊松比增大，其所承受的拉应力不断增大[18]，在外载荷作用下，传递给套管的应力也不断增大。当水泥环泊松比从0.16增加到0.25时，套管最大应力增大了42.6 MPa。在超深井固井工艺中，考虑有效地层地质条件，满足现场施工的条件下，应尽量减小水泥环泊松比，这样可有效保护射孔套管，从而减小超深井发生套管损坏的概率。

3.1.3　水泥环厚度对套管强度的影响

基于已建立的超深井射孔套管应力计算模型，分析水泥环厚度（10~50 mm）对射孔套管最大应力的影响，得到水泥环厚度与射孔套管最大应力的关系，如图7所示。

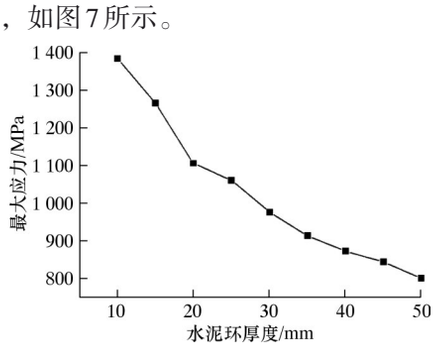


图7　不同水泥环厚度下的射孔套管最大应力

Fig. 7　Casing stress at different thicknesses of cement sheath

从图7可见，随着水泥环厚度的增加，套管最大应力呈现不断减小的趋势。其原因是在计算过程中，水泥环被假设成为一种线弹性材料，在这种假设条件下，可将水泥环看作刚度很小的弹簧，其自身可保持整体形状的稳定性和统一性。水泥环在自身承受应力与变形的同时，也会传递反力作用在套管上。随着厚度增加，在相同弹性模量和泊松比的条件下，其径向单位长度内的应变减小，传递给套

管作用力也会减小。当水泥环厚度从 10 mm 增大到 50 mm 时，套管最大应力从 1 385. 50 MPa 减小到 801. 59 MPa，减小了 583. 91 MPa。

在超深井固井工艺设计中，考虑地层条件，在满足现场施工的条件下，应尽量选择较厚的水泥环，这样可以有效地保护套管。但是增加水泥环厚度意味着要增大孔眼直径，这样不但实现起来困难，也会造成钻井成本增高。因此，应通过合理的井身结构来尽量增大水泥环厚度，以有效保护射孔套管。

3.2　射孔参数

3.2.1　射孔孔径对套管强度的影响

基于已建立的超深井射孔套管应力计算模型，分析射孔孔径（10~26 mm）对射孔套管最大应力的影响，得到射孔孔径与射孔套管最大应力的关系，如图 8 所示。

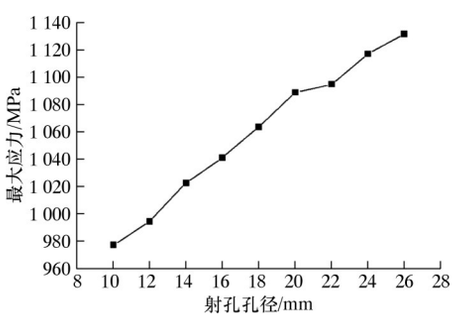


图 8　不同射孔孔径下的射孔套管最大应力

Fig. 8　Casing stress at different perforation sizes

由图 8 可知，当孔眼直径（射孔孔径）从 10 mm 增大到 26 mm，套管最大应力从 977. 66 MPa 增大到 1 089. 10 MPa，增大了 111. 44 MPa。其原因是圆孔应力集中系数随着孔眼直径的增大而不断增大，导致套管最大应力不断增加[19]。在超深井射孔工艺设计中，应尽量减小射孔孔径，保证套管的柱面一致性，这样可以有效减小套管最大屈服应力。孔眼直径直接影响油气井的产能，孔径越大，产能越高。实践表明，孔径大于 16 mm 对产能影响不大。因此，应控制射孔孔眼直径在 10~16 mm，这样不仅可以保证油气井的产能，也可有效保护射孔套管。

3.2.2　射孔孔密对套管强度的影响

基于已建立的超深井射孔套管应力计算模型，分析射孔孔密（12~40 孔/ m）对射孔套管最大应力的影响，得到射孔孔密与射孔套管最大应力的关系，如图 9 所示。

由图 9 可知，当射孔孔密在 12~24 孔/m 之间增加时，射孔套管的最大应力从 931. 55 MPa 增大到 1 440. 60 MPa，增大了 509. 05 MPa。当射孔孔密在 28~40 孔/ m 之间增加时，射孔套管的最大应力变化不大[20]。

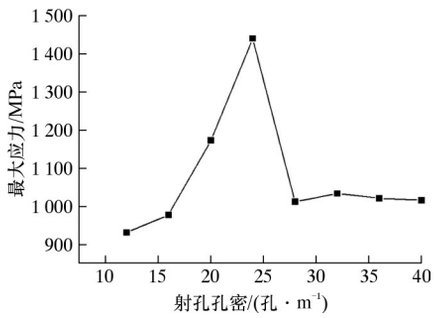


图 9　不同射孔孔密下的射孔套管最大应力

Fig. 9　Casing stress at different perforation densities

在超深井射孔工艺设计中，应选择大密度（大于 24 孔/m）射孔工艺，这样既保证了射孔套管应力不至于过大，也可以提高油气井的现场采收率，增加油气井的产能。

3.2.3　射孔相位角对套管强度的影响

基于已建立的超深井射孔套管应力计算模型，分析射孔相位角对射孔套管最大应力的影响，得到射孔相位角与射孔套管最大应力的关系，如图 10 所示。

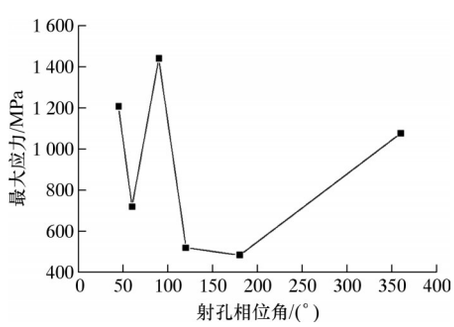


图 10　不同射孔相位角下的射孔套管最大应力

Fig. 10　Casing stress at different perforating phase angles

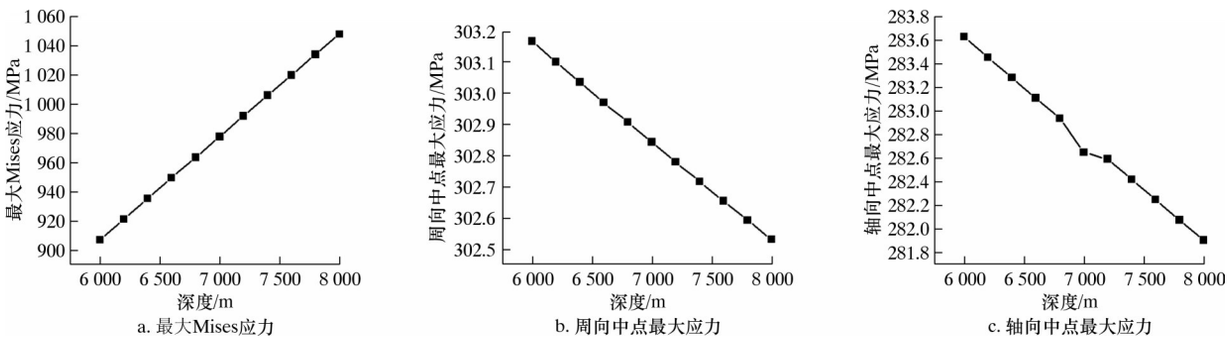
从图 10 可见，套管最大应力与射孔相位角之间无线性关系。在超深井射孔工艺设计中，射孔相位角的大小不同，导致射孔套管的应力状态也各不相同。相位角为 120°和 180°时应力较小；其余状态下，套管应力较大，严重影响了油气井的安全。因此，选择射孔相位角为 120°和 180°为最佳。

3.3　工况参数

3.3.1　地层深度对套管强度的影响

随着地层深度的增加，地层的围岩压力不断加大，地层温度也不断升高，两者都会影响射孔段套管的强度。通过已建立的模型计算套管应力，可为工程实际提供依据。模型的计算参数设定为地层深度在 6 000~8 000 m 变化，每隔 200 m 计算

一次；射孔弹装药量为 9 g，射孔液压力为 30 MPa，水泥环弹性模量为 9 GPa，泊松比为 0.25，水泥环厚度为 30 mm，射孔孔密为 16 孔/ m，孔径为 10 mm，相位角为 90°。利用超深井射孔套管应力分布模型来计算套管应力，结果如图 11 所示。



a. 最大Mises应力　b. 周向中点最大应力　c. 轴向中点最大应力

图 11　不同地层深度下的射孔套管最大应力

Fig. 11　Casing stress at different formation depths

由图 11a 可见，随着地层深度的增加，套管最大 Mises 应力不断增大，其数值为套管中点处应力的 3~4 倍。原因是岩石应力和地层温度随着深度的增加而增大，导致套管最大应力不断增大。当地层深度从 6 000 m 增加到 8 000 m，套管最大应力从 907.09 MPa 增大到 1 048.3 MPa，增大了 15.57%，且已经超过了套管钢材的屈服极限（950 MPa）。但套管上 2 射孔孔眼孔壁中间处的应力略有减小（见图 11b、图 11c），这是由于地层深度的增加，最大水平主应力与最小水平主应力的差值增大，偏应力下的应力场数值加大，导致沿孔眼孔壁厚度中间处的应力略有减小。

3.3.2　射孔弹装药量对套管强度的影响

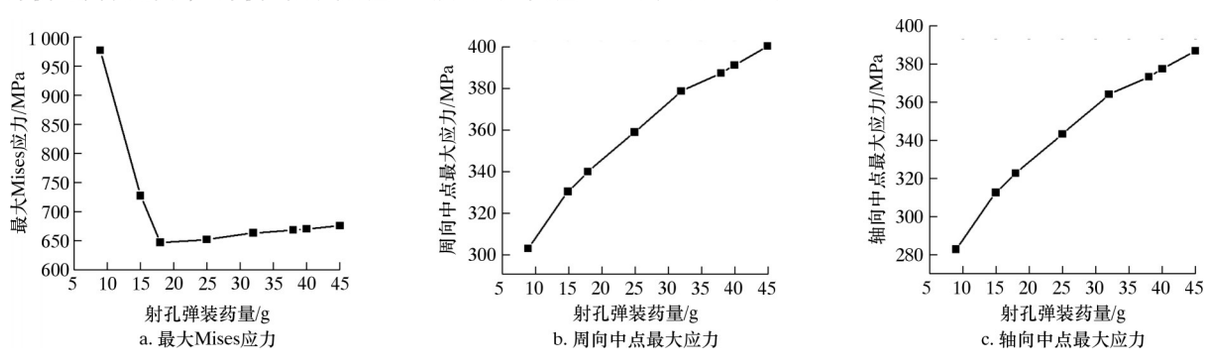
随着射孔弹装药量的增加，射孔弹炸药爆炸产生的爆轰超压不断加大，将会严重影响射孔段套管的强度。装药量直接影响射孔孔眼的穿透深度。孔深太浅，无法有效地穿透储层，并建立有效的油气通道；孔深太深，管内流体会流入储层，对油气藏产生污染。合理调配射孔弹装药量，优化射孔枪的结构，对减小套管应力，延长其使用寿命均有显著效果。设置地层深度为 7 000 m，射孔弹装药量为表 5 中参数，通过式（9）可计算不同装药量下的环空压力，超压值如表 6 所示。

表 6　射孔弹爆轰超压数值

Table 6　Detonation overpressure of charges

装药量/g	9	15	18	25	32	38	40	45
超压值/MPa	93.60	113.84	122.08	138.46	155.20	162.57	165.8	173.46

射孔液压力为 30 MPa，水泥环弹性模量为 9 GPa，泊松比为 0.25，水泥环厚度为 30 mm，射孔孔密为 16 孔/ m，孔径为 10 mm，相位角为 90°。通过建立的超深井射孔套管应力分布模型来计算套管应力，计算结果如图 12 所示。从图 12 可知：随着装药量的增加，套管最大 Mises 应力先减小后增加，存在一个临界值；当爆轰压力越靠近临界值，套管最大应力越小，但周向中点处应力和轴向中点处应力均不断增大，均增大了约 100 MPa。



a. 最大Mises应力　b. 周向中点最大应力　c. 轴向中点最大应力

图 12　不同装药量下的射孔套管最大应力

Fig. 12　Casing stress under different explosive loads

3.3.3　射孔液压力对套管强度的影响

在射孔液压力作用下，套管应力会明显增大，甚至超过套管的屈服应力，造成套管损坏。分析射孔液压力对套管强度的影响规律，选择合适的射孔液压力范围对减小套管应力，减少套管损坏风险有显著效果。

设置地层深度为 7 000 m，射孔弹装药量为 9 g；射孔液压力为 30~80 MPa，每隔 5 MPa 计算一次；水泥环弹性模量为 9 GPa、泊松比为 0.25，水泥环厚度为 30 mm；射孔孔密为 16 孔/ m，孔径为 10 mm，相位角为 90°。通过前面所建立的超深井射孔套管应力分布模型来计算套管应力，计算结果如图 13 所示。从图 13a 可见，随着射孔液压力的增加，套管最大 Mises 应力从 977.66 MPa 减小到 921.66 MPa，减小了 56 MPa。其原因是当地层深度为 7 000 m 时，最大水平主应力 σ_H 为 80.72 MPa，最小水平主应力 σ_h 为 67.27 MPa，射孔液压力与地层压力的差值不断减小，两者相互削弱。周向中点处应力减小了 0.06 MPa（见图 13b），轴向中点处应力增大了 0.25 MPa（见图 13c）。其原因是射孔液压力直接作用于射孔孔眼，对孔眼中点处应力影响很小。

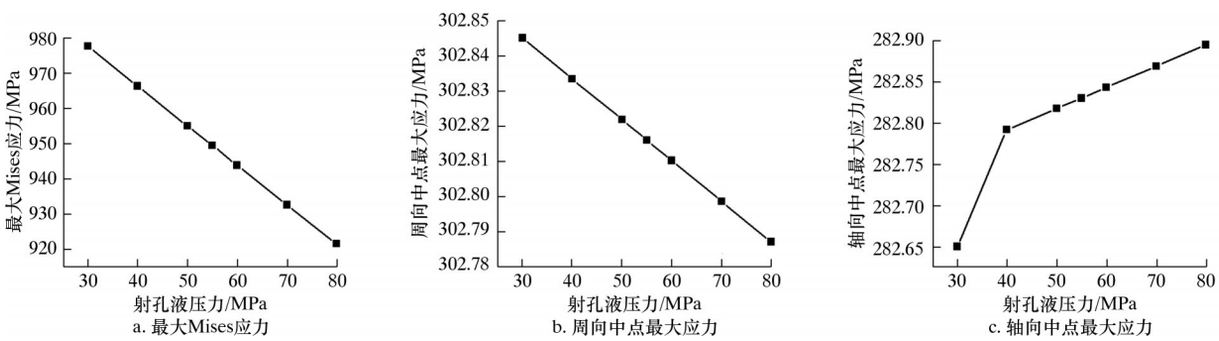


图 13　不同射孔液压力下的射孔套管最大应力

Fig. 13　Casing stress at different perforating fluid pressures

4　结　论

从套管变形损坏问题出发，基于页岩气井地质参数和现场射孔作业施工资料，结合非均匀地应力、射孔爆炸温度场和爆轰压力场模型，建立了页岩气超深井射孔套管应力计算模型，探究了水泥环参数和射孔参数对套管最大应力的影响规律，得出以下结论：

（1）随着水泥环弹性模量的增大，套管最大应力不断减小；随着水泥环泊松比的增加，套管最大应力增大；随着水泥环厚度的增加，套管最大应力不断减小。为减小套管屈服应力，减少套管损坏事故的发生，应使水泥环弹性模量大于 5 GPa，尽量减小水泥环泊松比，同时增加水泥环厚度。

（2）随着孔眼直径的增大，套管最大应力不断增大；随着射孔孔密（12~24 孔/m）的增加，套管最大应力不断增大；套管最大应力与射孔相位角之间无线性关系。为提高油气井的产能，减小套管屈服应力，减少套管损坏事故的发生，应控制射孔孔眼直径在 10~16 mm，选择大射孔密度（24 孔/m 以上）射孔工艺，选择射孔相位角为 120° 和 180°。

（3）随着地层深度的增加，套管最大 Mises 应力增大，孔眼孔壁中间处的应力略有减小；随着射孔弹装药量的增加，套管最大 Mises 应力先减小后增大，存在一个压力临界值，但周向中点处应力和轴向中点处应力均不断增大；随着射孔液压力的增加，套管最大 Mises 应力逐渐减小，对沿孔眼中点处应力影响不大。为减小套管屈服应力，减少套管损坏事故的发生，应选择钢级较高的 API 套管及正压射孔工艺，在射孔工艺设计阶段应根据储层条件计算爆轰超压的临界值，合理配置射孔弹装药量。

参　考　文　献

[1] BELL W T, SHORE J B. Casing damage from gun perforators [J]. American Petroleum Institute, 1964.

[2] GODFREY W K, METHYEN N E. Casing damage caused by jet perforating [C]//The Fall Meeting of the Society of Petroleum Engineers of AIME. Houston, Texas: SPE, 1970: SPE-3043-MS.

[3] PATTILLO P D, SMITH M B. The effect of formation flow on the integrity of perforated casing [J]. Society of Petroleum Engineers Journal, 1985, 25(5): 637-646.

[4] KING G E. The effect of high-density perforating on the mechanical crush resistance of casing [C]//The SPE Production Operations Symposium. Oklahoma City, Oklahoma: SPE, 1989: SPE 18843-MS.

[5] 王志信,蔡景瑞. 射孔对套管的损害及改进措施[J]. 测井技术,1984(5):36-40.
WANG Z X, CAI J R. Damage of perforation to casing and improvement measures[J]. Well Logging Technology, 1984(5): 36-40.

[6] 宗幼芪,赵怀文,部鹃. 油层射孔段套管抗挤能力的试验研究[J]. 石油学报,1988(4):87-100.
ZONG Y W, ZHAO H W, BU J. Collapse testing of perforated tubing[J]. Acta Petrolei Sinica, 1988(4): 87-100.

[7] 刘丽,李根生. 水力射孔对套管强度的影响研究[J]. 天然气工业,2006,26(8):83-85.
LIU L, LI G S. Study on influnce of hydraulic perforation on casing strength[J]. Natural Gas Industry, 2006, 26(8): 83-85.

[8] 李茂华,徐守余,牛卫东. 射孔对水泥环与套管性能影响的分析计算[J]. 石油机械,2007,35(11):20-23.
LI M H, XU S Y, NIU W D. Analysis of impact of perforation on the performance of cement sheath and casing[J]. China Petroleum Machinery, 2007, 35(11): 20-23.

[9] 丁祖鹏,罗艳艳,韩彬,等. 射孔对套管抗挤强度的影响分析与试验[J]. 钻采工艺,2016,39(4):15-18.
DING Z P, LUO Y Y, HAN B, et al. Influence of perforating on casing collapsing strength and its test[J]. Drilling & Production Technology, 2016, 39(4): 15-18.

[10] 贾曦雨,王树山,马峰,等. 射孔冲击相变对射孔套管抗挤性能的影响[J]. 石油学报,2017,38(3):348-355.
JIA X Y, WANG S S, MA F, et al. Influence of perforation shock-induced phase transformation on the collapsing strength of perforated casing[J]. Acta Petrolei Sinica, 2017, 38(3): 348-355.

[11] 李明飞,窦益华,曹银萍,等. 射流速度及套管应力的 ALE 三维仿真分析[J]. 力学季刊,2019,40(2):362-372.
LI M F, DOU Y H, CAO Y P, et al. ALE 3D simulation analysis of jet velocity and casing strength[J]. Chinese Quarterly of Mechanics, 2019, 40(2): 362-372.

[12] 葛伟凤,陈勉,金衍,等. 超深井非均匀地应力场中射孔套管强度分析[J]. 石油天然气学报,2012,34(8):123-126.
GE W F, CHEN M, JIN Y, et al. Analysis of perforated casing strength in non-uniform in-situ stress field in ultra-deep wells[J]. Journal of Oil and Gas Technology, 2012, 34(8): 123-126.

[13] 陈华彬,唐凯,李妍僖,等. 爆炸耦合载荷作用的射孔套管强度模拟分析[J]. 石油矿场机械,2020,49(3):15-23.
CHEN H B, TANG K, LI Y X, et al. Simulation analysis of perforated casing strength under explosive coupling pressure load[J]. Oil Field Equipment, 2020, 49(3): 15-23.

[14] 曹银萍,李明飞,窦益华,等. 爆轰与聚能射流下射孔枪和套管的 应力强度耦合仿真分析[J]. 石油钻采工艺,2019,41(4):480-488.
CAO Y P, LI M F, DOU Y H, et al. Simulation analysis on the stress intensity coupling of perforating gun and casing under the action of detonation and shaped charge jet[J]. Oil Drilling & Production Technology, 2019, 41(4): 480-488.

[15] 刘武明. 射孔作业下套管强度分析与防护措施研究[D]. 北京:中国石油大学(北京),2020.
LIU W M. Study on casing strength analysis and protection measures in perforating operation[D]. Beijing: China University of Petroleum (Beijing), 2020.

[16] 戴劲松. 现代火炮自动机设计理论[M]. 北京:国防工业出版社,2018.
DAI J S. Design theory of modern automatic cannon[M]. Beijing: National Defense University Press, 2018.

[17] COLE R H. Underwater explosions[M]. Princeton, NJ: Princeton University Press, 2009.

[18] 邵帅. 射孔段水泥环三维有限元模型的建立及应力分析[D]. 大庆:东北石油大学,2019.
SHAO S. The establishment of three-dimensional finite element model and stress analysis of perforated cement ring[D]. Daqing: Northeast Petroleum University, 2019.

[19] 唐波,杨龙,练章华,等. 射孔套管应力集中系数有限元分析[J]. 西南石油学院学报,2003,25(4):69-72.
TANG B, YANG L, LIAN Z H, et al. Fea of stress concentration coefficient of perforated casing[J]. Journal of Southwest Petroleum Institute, 2003, 25(4): 69-72.

[20] 苏义宝. 油层部位射孔套管损坏力学机理研究[D]. 大庆:东北石油大学,2018.
SU Y B. Research on mechanism of casing damage of perforating hole in oil reservoir[D]. Daqing: Northeast Petroleum University, 2018.

第一作者简介：陈　林，生于1998年，现为在读硕士研究生，研究方向为超深井射孔。地址：(610500) 四川省成都市。email：1330727115@qq.com。

通信作者：柳　军，研究员。email：201031010081@swpu.edu.cn。

收稿日期：2024-07-10　　**修改稿收到日期：**2024-09-25

（本文编辑　杨晓峰）