

文章编号: 1000-8241(2018)02-0150-07

# 地下储气库井筒水泥环的弹塑性分析

张弘<sup>1,2</sup> 申瑞臣<sup>1</sup> 袁光杰<sup>1</sup> 李景翠<sup>1</sup>

1. 中国石油集团钻井工程技术研究院; 2. 中国石油勘探开发研究院

**摘要:** 为了分析连续注采工况下地下储气库井筒水泥环的受力与变形规律, 基于弹塑性力学的基本原理, 以套管-水泥环-围岩组合体为研究对象, 结合温度、孔隙压力及地层远场应力等影响因素, 推导出注采工况下受内外压作用的水泥环的弹塑性应力和位移的解析解。实例计算表明: 注气中水泥环会发生塑性变形, 内外壁面径向接触应力随内压非线性增加; 注采中的井筒温度和孔隙压力变化是影响水泥环受力的重要因素; 水泥环弹性极限内压随温度的降低和孔隙压力的增大而增大; 水泥环与套管、围岩的径向接触应力随温度的升高和孔隙压力的增大而增大。研究成果为优化储气库运行参数、控制“微环空”的产生提供了技术支持。(图 10, 参 21)

**关键词:** 地下储气库; 水泥环; 弹塑性理论; 解析模型; 孔隙压力

中图分类号: TE832

文献标识码: A

doi: 10.6047/j.issn.1000-8241.2018.02.005

## Analysis on the elastoplastic of cement sheath in underground gas storage wellbore

ZHANG Hong<sup>1,2</sup>, SHEN Ruichen<sup>1</sup>, YUAN Guangjie<sup>1</sup>, LI Jingcui<sup>1</sup>

1. CNPC Drilling Research Institute;

2. PetroChina Research Institute of Petroleum Exploration and Development

**Abstract:** In this paper, the casing-cement sheath-surrounding rock assembly was taken as the study object to reveal the stress and deformation of cement sheath in underground gas storage wellbore in the case of continuous injection and production. The analytical solutions to the elastoplastic stress and displacement of cement sheath subjected to internal and external pressure in the working conditions of injection and production were derived based on the basic principles of elastoplastic theory combined with the influential factors, e.g. temperature, pore pressure and far-field in-situ stress. The calculation examples show that in the process of gas injection, the cement sheath may deform plastically and the radial contact stress on the inner and outer wall increases nonlinearly with the increase of internal pressure. The variation of temperature and pore pressure during gas injection and production has significant effect on the stress of cement sheath. The elastic limit internal pressure of cement sheath increases with the increasing of pore pressure and the decreasing of temperature. As temperature and pore pressure increase, the radial contact stress of cement sheath on the casing and surrounding rock increases. The research results provide the technological support for optimizing underground gas storage operating parameters and preventing the formation of micro-annulus. (10 Figures, 21 References)

**Key words:** underground gas storage, cement sheath, elastoplastic theory, analytical solution, pore pressure

地下储气库井筒水泥环服役条件复杂, 在天然气的循环注入和采出作业过程中, 井筒温度、气体内压、运行压力及地应力场会交替变化。在多期注采后, 受交变载荷作用水泥环的完整性可能失效<sup>[1-3]</sup>, 导致气体泄漏, 引起环空持续带压。其失效形式包括水泥与地层、水泥与套管胶结面密封失效形成的“微环空”、水泥

环发生径向开裂和塑性变形等。此外, 作业载荷、热应力、钻井液清除不彻底、地层表面粗糙、水泥的失水收缩均会引起水泥环胶结界面密封失效<sup>[4-5]</sup>。

关于井筒水泥环失效机理与预测模型的研究, 众多学者基于弹性和弹塑性力学原理将其转化为平面应变问题, 建立解析模型并求解。Thiercelin 等<sup>[6-10]</sup>基于

线弹性假设,假设地层、水泥及套管均为各项同性均质线弹性材料,建立了水泥环受力的解析模型,对水泥环与井筒的界面压力及影响因素进行分析。李军等<sup>[11-12]</sup>考虑水泥的塑性变形,基于弹塑性力学基本原理分析了套管-水泥环-地层组合的变形与失效。相关试验研究为验证与完善理论分析提供了依据。唐汝众等<sup>[13]</sup>通过水泥环的高内压物理模拟试验,测定了双向应力作用下的应变值和破坏载荷。有限元分析是研究水泥环受力与完整性失效的有效方法。Andrade等<sup>[14-15]</sup>建立了水泥环受力的有限元模型,分析了材料力学性能、几何形状及井筒载荷特别是热应力等因素对水泥环受力与失效的影响,并与解析结果进行对比。此外,水泥环的受力与失效会受原地应力、温度及压力变化的影响,需要考虑非均匀地应力场、温度场的影响<sup>[16-18]</sup>。上述研究均未结合地下岩石的孔隙弹性特征分析水泥的弹塑性受力,但是在实际地下储气库注采中孔隙压力、温度发生变化,会导致原地应力场变化<sup>[19]</sup>。

基于弹塑性力学理论,考虑注采中的孔隙压力、温度及远场地应力等因素,分别采用热弹性力学、弹塑性力学及孔隙弹性理论分析套管、水泥及地层的受力。结合储气库实际工况条件分析了均匀地应力场中水泥环的弹塑性受力与变形,对于优化地下储气库运行参数,保持井筒完整性具有一定指导意义。

## 1 模型建立

### 1.1 基本假设

套管内压和温度变化会使套管径向膨胀,地层围岩在远场应力作用下对水泥环产生挤压并限制其径向膨胀,在水泥环第一、第二胶结界面产生径向接触应力,可能导致水泥环剪切或拉伸失效(图1,  $a$ 、 $b$ 、 $c$ 、 $d$ 分别为套管内半径、套管外半径、水泥环外半径、井周围岩外半径,  $p_{c1}$ 为水泥环与套管胶结面接触压力,  $p_{c2}$ 为水泥环与围岩胶结面的径向接触压力,  $p_i$ 为近井远场径向应力,  $p_i$ 为套管内压)。基于热-孔隙弹性和弹塑性理论,假设:①套管为完全弹性体,水泥环为理想弹塑性体,地层为孔隙弹性介质;②固井质量优良,水泥环与套管、地层完全胶结,无窜槽;③从近井围岩到井筒沿径向的温度没有变化,当工况变化以后,同一深度各组件的温度变化值相同,即  $\partial(\Delta T)/\partial r=0$ ;④地层为各向同性介质,水平地应力为均匀应力场,随孔隙压

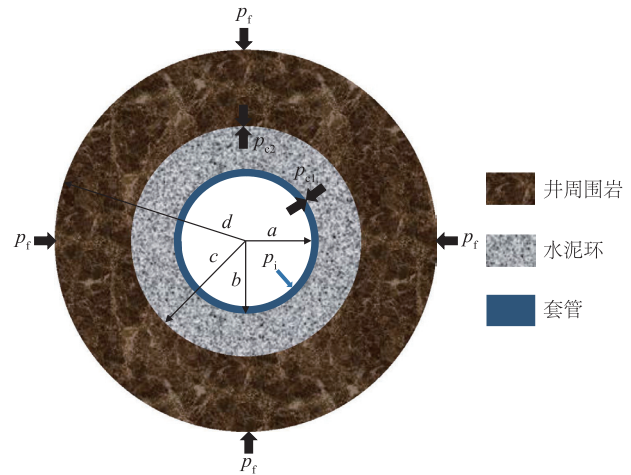


图1 套管-水泥环-围岩组合体相互作用示意图

力同步均匀变化;⑤研究对象为直井,套管-水泥环-地层组合体的变形属于平面应变问题,  $\varepsilon_z=0$ 。

### 1.2 套管和地层受力

对于套管-水泥环-地层组合体,套管为各向同性完全弹性材料,考虑温度引起的热膨胀效应,应力-应变本构方程为:

$$\begin{cases} \varepsilon_r = \frac{1}{E_s} [\sigma_r - \mu_s(\sigma_\theta + \sigma_z)] + \alpha_s \Delta T \\ \varepsilon_\theta = \frac{1}{E_s} [\sigma_\theta - \mu_s(\sigma_z + \sigma_r)] + \alpha_s \Delta T \\ \varepsilon_z = \frac{1}{E_s} [\sigma_z - \mu_s(\sigma_\theta + \sigma_r)] + \alpha_s \Delta T \end{cases} \quad (1)$$

式中:  $\varepsilon_r$ 、 $\varepsilon_\theta$ 、 $\varepsilon_z$  分别为径向、周向、轴向应变;  $E_s$  为套管的杨氏模量, MPa;  $\sigma_r$ 、 $\sigma_\theta$ 、 $\sigma_z$  分别为径向、周向、轴向应力, MPa;  $\mu_s$  为套管的泊松比;  $\alpha_s$  为套管的热膨胀系数,  $^\circ\text{C}^{-1}$ ;  $\Delta T$  为温度变化值,  $^\circ\text{C}$ 。

对于平面应变问题,轴向应力  $\sigma_z$  可以简化为:

$$\sigma_z = \mu_s(\sigma_\theta + \sigma_r) - \alpha_s E_s \Delta T \quad (2)$$

代入式(1),得到套管周向应变方程:

$$\varepsilon_\theta = \frac{1 + \mu_s}{E_s} [(1 - \mu_s)\sigma_\theta - \mu_s\sigma_r] + (1 + \mu_s)\alpha_s \Delta T \quad (3)$$

对于孔隙弹性材料(地层围岩),考虑孔隙压力的影响,应力-应变本构关系为:

$$\begin{cases} \varepsilon_r = \frac{1}{E_f} [\sigma_r - \mu_f(\sigma_\theta + \sigma_z) - \beta p_p(1 - 2\mu_f)] + \alpha_f \Delta T \\ \varepsilon_\theta = \frac{1}{E_f} [\sigma_\theta - \mu_f(\sigma_r + \sigma_z) - \beta p_p(1 - 2\mu_f)] + \alpha_f \Delta T \\ \varepsilon_z = \frac{1}{E_f} [\sigma_z - \mu_f(\sigma_\theta + \sigma_r) - \beta p_p(1 - 2\mu_f)] + \alpha_f \Delta T \end{cases} \quad (4)$$

式中:  $E_f$  为地层围岩的杨氏模量, MPa;  $\mu_f$  为地层围岩的泊松比;  $\beta$  为近井围岩的 Biot 系数;  $p_p$  为地层孔隙压力, MPa;  $\alpha_f$  为地层围岩的热膨胀系数,  $^{\circ}\text{C}^{-1}$ 。

同理, 根据平面应变原理对轴向应力进行简化, 回代至式(4), 得到孔隙弹性材料的周向应变方程:

$$\varepsilon_{\theta} = \frac{1+\mu_f}{E_f} [(1-\mu_f)\sigma_{\theta} - \mu_f\sigma_r - \beta p_p(1-2\mu_f)] + (1+\mu_f)\alpha_f\Delta T \quad (5)$$

式(3)和式(5)分别为套管(弹性材料)和地层岩石(孔隙弹性材料)的本构方程。根据厚壁圆筒弹性理论, 套管和地层的径向、周向应力可以通过拉梅公式计算, 设定应力应变符号以拉伸为正。对于套管( $a < r < b$ ), 其径向和周向应力分布为:

$$\begin{cases} \sigma_r(r) = \frac{a^2b^2(p_{c1}-p_i)}{(b^2-a^2)r^2} + \frac{a^2p_i-b^2p_{c1}}{b^2-a^2} \\ \sigma_{\theta}(r) = -\frac{a^2b^2(p_{c1}-p_i)}{(b^2-a^2)r^2} + \frac{a^2p_i-b^2p_{c1}}{b^2-a^2} \end{cases} \quad (6)$$

式中:  $r$  为套管横截面上某一点的半径, mm。

几何方程为:

$$\varepsilon_{\theta} = u/r \quad (7)$$

将式(6)代入式(3), 并结合式(7)可以得到套管外边界( $r=b$ )的位移  $u_{r\text{-casing}}$ :

$$u_{r\text{-casing}} = \frac{b(1+\mu_s)}{E_s(b^2-a^2)} \{2(1-\mu_s)a^2p_i - [a^2+(1-2\mu_s)b^2]p_{c1}\} + b(1+\mu_s)\alpha_s\Delta T \quad (8)$$

同理, 对于井周围岩( $c < r < d$ ), 根据拉梅公式能够确定周向和径向应力, 并结合孔隙弹性介质本构方程式(5)和几何方程式(7), 得到地层围岩内表面( $r=c$ )的位移  $u_f$ :

$$u_f = \frac{c(1+\mu_f)}{E_f(d^2-c^2)} \{[d^2+(1-2\mu_f)c^2]p_{c2} - 2(1-\mu_f)d^2p_i\} + c(1+\mu_f) \left[ \alpha_f\Delta T - \frac{(1-2\mu_f)\beta p_p}{E_f} \right] \quad (9)$$

在实际应用中, 考虑到地层应力扰动区的尺度远大于井眼本身, 即  $c \ll d$ , 则式(9)可以简化为:

$$u_f = \frac{c(1+\mu_f)}{E_f} [p_{c2} - 2(1-\mu_f)p_i] + c(1+\mu_f) \left[ \alpha_f\Delta T - \frac{(1-2\mu_f)\beta p_p}{E_f} \right] \quad (10)$$

### 1.3 水泥环弹塑性变形

将水泥环视为理想弹塑性体, 采用岩石力学中广泛应用的摩尔-库伦屈服准则, 屈服条件可以表述为:

$$\frac{1}{2} |\sigma_{\theta} - \sigma_r| = C \cos\varphi - \frac{1}{2} (\sigma_{\theta} + \sigma_r) \sin\varphi \quad (11)$$

式中:  $C$  为水泥石的内聚力, MPa;  $\varphi$  为水泥石的内摩擦角, ( $^{\circ}$ )。

随内压增加, 水泥环将首先从内侧开始屈服并逐渐向外扩展。设弹塑性分界面半径为  $r_p$ , 水泥环壁厚为  $t$ , 塑性区厚度为  $t_p$ 。根据理想弹塑性厚壁圆筒理论分析水泥环弹塑性应力与变形(图2)。

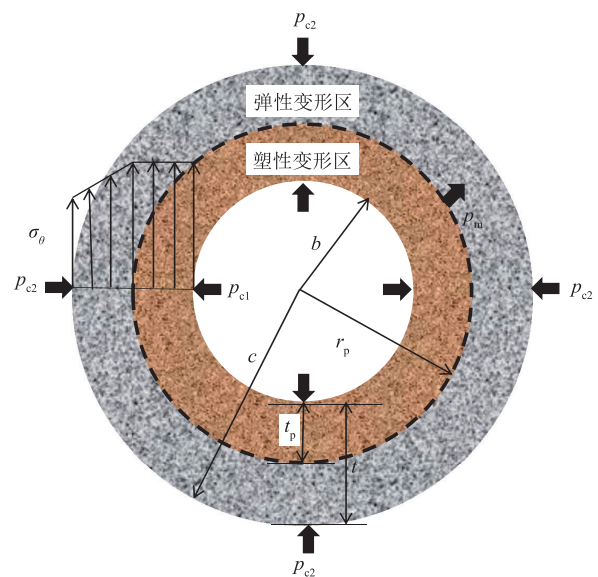


图2 水泥环弹塑性变形示意图

将屈服条件与平衡方程联立并结合边界条件( $r=b$ ,  $\sigma_r = -p_{c1}$ ), 可得塑性区( $b < r < r_p$ ,  $r_p = b + t_p$ )的应力分布<sup>[11,20]</sup>:

$$\begin{cases} \sigma_r(r) = C \cot\varphi - (p_{c1} + C \cot\varphi) \left(\frac{r}{b}\right)^{B-1} \\ \sigma_{\theta}(r) = C \cot\varphi - (p_{c1} + C \cot\varphi) B \left(\frac{r}{b}\right)^{B-1} \end{cases} \quad (12)$$

其中, 当  $p_{c1} > p_{c2}$  时,  $B = \frac{1-\sin\varphi}{1+\sin\varphi}$ ; 当  $p_{c1} \leq p_{c2}$  时,  $B = \frac{1+\sin\varphi}{1-\sin\varphi}$ 。

当  $r=r_p$  时, 水泥环弹塑性分界面的应力  $p_m$  满足  $\sigma_r = -p_m$ , 可得:

$$p_m = (p_{c1} + C \cot\varphi) \left(\frac{r_p}{b}\right)^{B-1} - C \cot\varphi \quad (13)$$

弹性区应力分布可以通过拉梅公式计算得到。

当  $r=r_p$  时, 水泥环弹塑性分界面上的应力同时满足弹性区应力分布和屈服准则式(11), 可得:

$$p_{c2} = \frac{1}{c^2(D+\sin\varphi)} [(Dc^2+r_p^2\sin\varphi)p_m - (c^2-r_p^2)C\cos\varphi] \quad (14)$$

其中,当  $p_{c1} > p_{c2}$  时,  $D=1$ ; 当  $p_{c1} \leq p_{c2}$  时,  $D=-1$ 。

同前述套管位移推导过程,水泥环弹性区的径向位移  $u_{r-e}$  可由弹性厚壁筒平面应变问题理论求解:

$$u_{r-e}(r) = \frac{1+\mu_c}{E_c} \frac{r}{c^2-r_p^2} \left[ (1-2\mu_c)(r_p^2 p_m - c^2 p_{c2}) - \frac{r_p^2 c^2}{r^2} (p_{c2} - p_m) \right] + \frac{r_p^2}{r} (1+\mu_c) \alpha_c \Delta T \quad (15)$$

式中:  $E_c$  为水泥环的杨氏弹性模量, MPa;  $\mu_c$  为水泥环

的泊松比;  $\alpha_c$  为水泥环的热膨胀系数,  $^{\circ}\text{C}^{-1}$ 。

根据塑性理论,塑性体应变为 0, 结合非关联流动法则, 由体积弹性定律<sup>[21]</sup> 可得水泥环塑性区径向位移  $u_{r-p}$  的微分方程:

$$\frac{du_{r-p}}{dr} + \frac{u_{r-p}}{r} = \frac{(1+\mu_c)(1-2\mu_c)}{E_c} (\sigma_\theta + \sigma_r) \quad (16)$$

边界条件: 当  $r=r_p$  时,  $u_{r-e}(r_p) = u_{r-p}(r_p)$ 。

将式(12)代入以上微分方程, 结合边界条件和式(13)进行积分并确定积分常数, 可得塑性区的位移  $u_{r-p}$ :

$$u_{r-p}(r) = \frac{1+\mu_c}{E_c} \left\{ (1-2\mu_c) \left[ C\cot\varphi - (p_{c1} + C\cot\varphi) \left( \frac{r_p}{b} \right)^{B-1} \right] r + \frac{2(1-\mu_c)r_p^2 c^2}{(c^2-r_p^2)r} (p_m - p_{c2}) \right\} + \frac{r_p^2}{r} (1+\mu_c) \alpha_c \Delta T \quad (17)$$

据此可计算得到水泥环塑性区内边界( $r=b$ )的径向位移  $u_{r-cement1}$ :

$$u_{r-cement1} = \frac{1+\mu_c}{E_c} \left[ \frac{2(1-\mu_c)r_p^2 c^2}{(c^2-r_p^2)b} (p_m - p_{c2}) - (1-2\mu_c)p_{c1}b \right] + \frac{r_p^2}{b} (1+\mu_c) \alpha_c \Delta T \quad (18)$$

根据式(15), 水泥环外边界( $r=c$ )的径向位移  $u_{r-cement2}$  为:

$$u_{r-cement2} = \frac{1+\mu_c}{E_c} \frac{c}{c^2-r_p^2} \{ 2(1-\mu_c)r_p^2 p_m - [r_p^2 + (1-2\mu_c)c^2] p_{c2} \} + c(1+\mu_c) \alpha_c \Delta T \quad (19)$$

综上, 套管-水泥环-地层紧密相连, 不同介质界面处的位移连续, 由式(8)、式(10)、式(18)、式(19)可得水泥环-套管和水泥环-地层胶结面的位移连续条件, 并结合式(13)、式(14)得到套管-水泥环-井周围岩组合的弹塑性变形方程组:

$$\begin{cases} u_{r-cement1} = u_{r-casing} \\ u_{r-cement2} = u_f \\ p_{c2} = \frac{1}{c^2(D+\sin\varphi)} [(Dc^2+r_p^2\sin\varphi)p_m - (c^2-r_p^2)C\cos\varphi] \\ p_m = (p_{c1} + C\cot\varphi) \left( \frac{r_p}{b} \right)^{B-1} - C\cot\varphi \end{cases} \quad (20)$$

求解该方程组可得水泥环的受力和位移分布情况。水泥环内壁刚开始发生塑性变形时,  $r_p=b$ , 求解方程组可得套管临界内压值, 称为弹性极限内压  $p_{ie}$ ; 当  $r_p=c$  时,  $p_m=p_{c2}$ , 水泥环全部发生塑性变形, 相应的临界内压称为塑性极限内压  $p_{is}$ , 可通过逐渐增大  $p_1$ , 由该方程组试算  $r_p$  直至满足  $|r_p-c| < \delta$  求得, 其中  $\delta$  为精度要求, 取  $10^{-9}$ 。

当内压小于  $p_{ie}$  时, 水泥只发生弹性变形, 水泥环

的内外壁面位移均需参考式(15)进行求解, 然后根据位移连续条件即可求得水泥环的受力与变形。

## 2 实例计算

### 2.1 具体实例

某地下储气库注采井深 2 500 m, 对应深度处远场地层温度为  $90^{\circ}\text{C}$ 。套管外径为 177.8 mm, 内径为 159.4 mm;  $E_s=207\text{GPa}$ , 泊松比为 0.3,  $\alpha_s=1.21 \times 10^{-5}^{\circ}\text{C}^{-1}$ 。水泥环采用 G 级水泥, 内摩擦角为  $30^{\circ}$ , 内聚力为 6.0 MPa; 外径为 222.2 mm;  $E_c=25\text{GPa}$ ,  $\mu_c=0.25$ ,  $\alpha_c=0.7 \times 10^{-5}^{\circ}\text{C}^{-1}$ 。井周围岩为石灰岩,  $E_f=40\text{GPa}$ ,  $\mu_f=0.35$ ,  $\beta=0.9$ ;  $\alpha_f=0.5 \times 10^{-5}^{\circ}\text{C}^{-1}$ 。相国寺石炭系气藏地下储气库运行压力(即注采中孔隙压力  $p_p$ ) 范围为 11.7~28.0 MPa。注采中, 近井底位置的套管内压最大, 水泥环最易失效, 因此, 对井底位置的水泥环进行受力分析。

注气中井底套管-水泥环-围岩组合体温度变化  $\Delta T=-20^{\circ}\text{C}$ ,  $p_p=11.7\text{MPa}$ , 对于非蠕变地层, 围岩远



场应力对井周的挤压较弱,  $p_i=10$  MPa。计算得到储气库水泥环弹性极限内压  $p_{ie}=33.42$  MPa, 水泥环塑性极限内压  $p_{is}=47.65$  MPa(图3)。在该工况下, 应该控制最高套管内压不超过 33.42 MPa, 避免水泥环发生塑性变形, 在内压卸载中可能造成胶结面分离, 形成“微环空”。

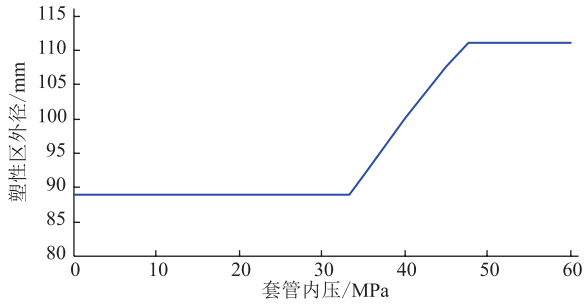


图3 水泥环塑性区的外径扩展曲线

分别采用弹性和弹塑性理论计算水泥环内外壁面径向接触应力随内压的变化(图4)。水泥环第一、第二胶结面的径向接触应力随套管内压的增加而增加, 且套管-水泥接触力大于水泥-地层接触力。根据弹塑性解, 水泥环径向接触应力随内压非线性增加。当内压超过弹性极限内压时, 接触压力的弹塑性解大于弹性解, 显然在地下储气库的运行设计中采用弹塑性理论更安全, 且弹塑性解可以得到水泥环的弹性极限内压, 为地下储气库井筒控制水泥环塑性变形提供了依据。

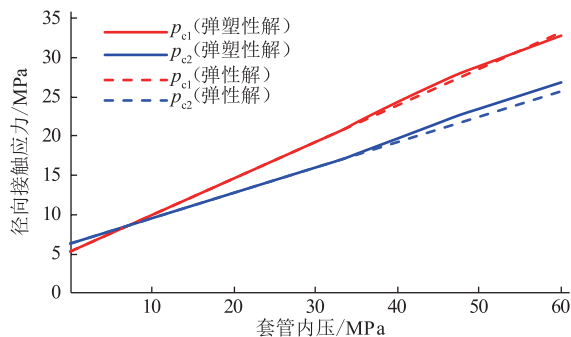


图4 水泥环内外壁面径向接触应力曲线

取套管内压  $p_i=45.0$  MPa, 由水泥环的应力和位移沿径向分布(图5、图6)可知, 水泥环应力和位移呈非线性分布, 其中径向应力沿半径减小, 周向应力沿半径先减小后增大, 在弹塑性分界面上发生突变, 该工况下, 二者均为压应力, 径向位移沿半径逐渐减小。

## 2.2 温度影响

保持其他参数不变, 计算不同温度变化下水泥环的弹性极限套管内压和内外壁面径向接触应力随内压变化(图7、图8)。随温度的升高, 水泥环弹性极限内

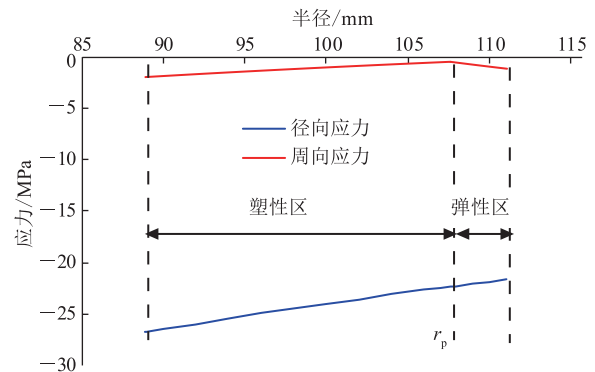


图5 水泥环应力沿径向的分布 ( $p_i=45.0$  MPa)

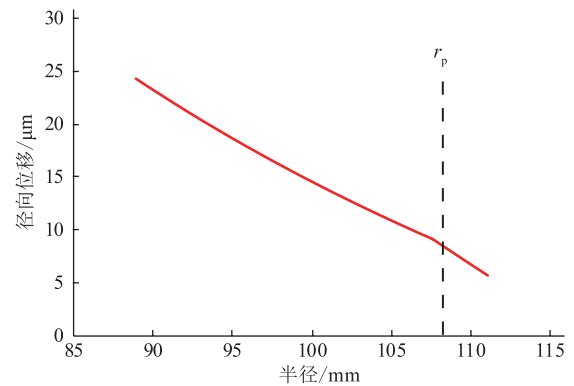


图6 水泥环位移沿径向的分布 ( $p_i=45.0$  MPa)

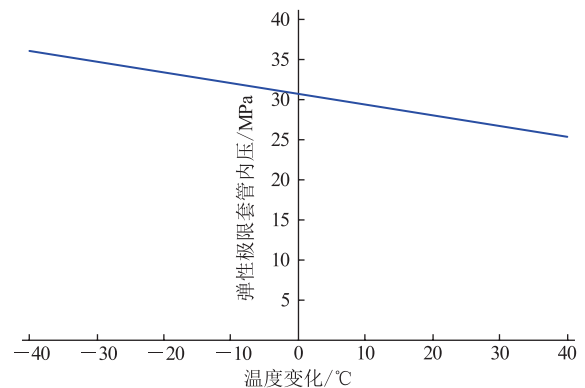


图7 温度变化对水泥环弹性极限套管内压的影响曲线

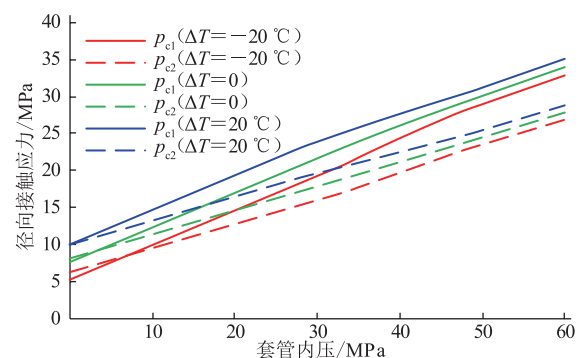


图8 温度变化对水泥环径向接触应力的影响曲线

压降低, 水泥环更容易发生塑性变形。套管内压相同时, 随温度升高水泥环内外壁面径向接触应力增加, 这

是由于热膨胀在水泥胶结面上产生了较大的热应力。因此在注气过程中,水泥环弹性极限内压将升高,注入低温度气体有利于提高许用注气压力。

### 2.3 孔隙压力影响

保持温度变化  $\Delta T = -20^\circ\text{C}$ , 计算不同孔隙压力下水泥环塑性区扩展和内外壁面径向接触应力随内压变化规律(图 9、图 10)。随地层孔隙压力的增加,水泥环弹性极限套管内压增加,水泥环承压能力提高,水泥环与套管和围岩的径向接触应力增加。这是由于孔隙压力增加,近井围岩承受的有效应力减小,地层位移减小,对水泥环的限制增强。因此在储气库运行过程中,随着气体的注入,水泥环内外壁面径向接触应力增加。孔隙压力对水泥环的受力影响较大,在储气库水泥环完整性分析中应该考虑孔隙压力变化。

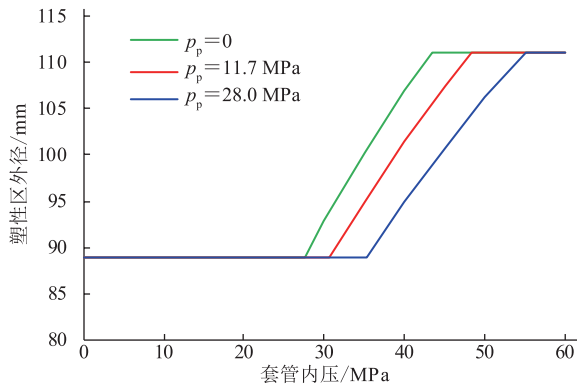


图 9 孔隙压力对于水泥环塑性区扩展的影响曲线

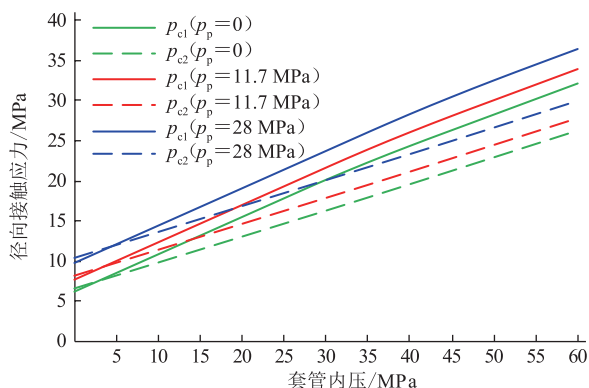


图 10 孔隙压力对水泥环径向接触应力的影响曲线

## 3 结论

(1)考虑地下储气库运行中的温度、孔隙压力变化,基于弹塑性力学原理,推导了具有 Mohr-Coulomb 屈服条件的受内外压水泥环的弹塑性应力和位移的解析解。

(2)由弹塑性理论得到水泥环的应力、位移呈非线性分布,水泥环内外壁面径向接触应力随内压非线性

增加。由弹塑性解可得水泥环的弹性极限内压,有助于控制地下储气库运行中的“微环空”。

(3)注采作业引起套管-水泥环-地层的温度、孔隙压力变化是影响水泥环受力和失效的重要因素。水泥环与套管和围岩的径向接触应力随温度的升高和孔隙压力的增大而增大。

(4)远场应力对水泥环受力和变形的影响较大,在此仅考虑了均匀地应力场的情况,建议继续对非均匀地应力场下水泥环的弹塑性应力与变形作深入研究。

### 参考文献:

- [1] 魏东吼,董绍华,梁伟. 地下储气库完整性管理体系及相关技术应用研究[J]. 油气储运, 2015, 34(2): 115-121.  
WEI D H, DONG S H, LIANG W. Applied research of integrity management system and related technologies of underground gas storage[J]. Oil & Gas Storage and Transportation, 2015, 34(2): 115-121.
- [2] 李丽锋,赵新伟,罗金恒,等. 盐穴地下储气库失效分析与预防措施[J]. 油气储运, 2010, 29(6): 407-410.  
LI L F, ZHAO X W, LUO J H, et al. Failure analysis of underground salt cavern gas storage and countermeasures[J]. Oil & Gas Storage and Transportation, 2010, 29(6): 407-410.
- [3] 刘洋,严海兵,余鑫,等. 井内压力变化对水泥环密封完整性的影响及对策[J]. 天然气工业, 2014, 34(4): 95-98.  
LIU Y, YAN H B, YU X, et al. Negative impacts of borehole pressure change on cement sheath sealing integrity and countermeasures[J]. Natural Gas Industry, 2014, 34(4): 95-98.
- [4] UGWU I. Cement fatigue and well integrity with application to life of well prediction[D]. College Station: Texas A & M University, 2008: 17-18.
- [5] LADVA H K J, CRASTER B, JONES T G J, et al. The cement-to-formation interface in zonal isolation[J]. SPE Drilling & Completion, 2005, 20(3): 186-197.
- [6] THIERCELIN M J, BEMARD D, BARET J F, et al. Cement design based on cement mechanical response[J]. SPE Drilling & Completion, 1998, 13(4): 266-273.
- [7] 段志祥,石坤. 水泥环和混凝土对储气井的加强与固定作用[J]. 油气储运, 2013, 32(3): 287-290.  
DUAN Z X, SHI K. The reinforcement and cementation of cement sheath to gas storage well[J]. Oil & Gas Storage and

- Transportation, 2013, 32(3): 287-290.
- [8] 赵效锋, 管志川, 吴彦先, 等. 均匀地应力下水泥环应力计算及影响规律分析[J]. 石油机械, 2013, 41(9): 1-6.
- ZHAO X F, GUAN Z C, WU Y X, et al. Cement sheath stress calculation and analysis of influence law under even ground stress[J]. China Petroleum Machinery, 2013, 41(9): 1-6.
- [9] 艾池, 李静, 李自平, 等. CO<sub>2</sub> 埋存井注入过程中水泥环应力完整性研究[J]. 科学技术与工程, 2013, 13(8): 2057-2061.
- AI C, LI J, LI Z P, et al. Research on cement sheath stress integrity of CO<sub>2</sub> buried well in the process of injection[J]. Science Technology and Engineering, 2013, 13(8): 2057-2061.
- [10] 张智, 许红林, 刘志伟, 等. 气井环空带压对水泥环力学完整性的影响[J]. 西南石油大学学报(自然科学版), 2016, 38(2): 155-161.
- ZHANG Z, XU H L, LIU Z W, et al. The effect of sustained casing pressure on the mechanical integrity of cement sheath in gas wells[J]. Journal of Southwest Petroleum University(Science & Technology Edition), 2016, 38(2): 155-161.
- [11] 李军, 陈勉, 柳贡慧, 等. 套管、水泥环及井壁围岩组合体的弹塑性分析[J]. 石油学报, 2005, 26(6): 99-103.
- LI J, CHEN M, LIU G H, et al. Elastic-plastic analysis of casing-concrete sheath-rock combination[J]. Acta Petrolei Sinica, 2005, 26(6): 99-103.
- [12] 陈朝伟, 蔡永恩. 套管-地层系统套管载荷的弹塑性理论分析[J]. 石油勘探与开发, 2009, 36(2): 242-246.
- CHEN Z W, CAI Y E. Study on casing load in a casing-stratum system by elastoplastic theory[J]. Petroleum Exploration & Development, 2009, 36(2): 242-246.
- [13] 唐汝众, 张士诚, 俞然刚. 高内压下固井水泥环损坏机理研究[J]. 钻采工艺, 2012, 35(1): 14-16.
- TANG R Z, ZHANG S C, YU R G. Research on mechanism of cement sheath damage under high inner pressure[J]. Drilling & Production Technology, 2012, 35(1): 14-16.
- [14] ANDRADE J D, SANGESLND S. Cement sheath failure mechanisms: Numerical estimates to design for long-term well integrity[J]. Journal of Petroleum Science & Engineering, 2016, 147(11): 682-698.
- [15] TEODORIU C, UGWU I, SCHUBERT J. Estimation of casing-cement-formation interaction using a new analytical model[C]. Barcelona: SPE EUROPEC/EAGE Annual Conference and Exhibition, 2010: 131335.
- [16] 殷有泉, 蔡永恩, 陈朝伟, 等. 非均匀地应力场中套管载荷的理论解[J]. 石油学报, 2006, 27(4): 133-138.
- YIN Y Q, CAI Y E, CHEN Z W, et al. Theoretical solution of casing loading in non-uniform ground stress field[J]. Acta Petrolei Sinica, 2006, 27(4): 133-138.
- [17] 王宴滨, 高德利, 房军. 套管-水泥环-地层多层组合系统受力特性分析[J]. 应用力学学报, 2014, 31(3): 387-392, 490.
- WANG Y B, GAO D L, FANG J. Mechanical characteristics analysis of casing-cement ring-formation multilayer composite system[J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2014, 31(3): 387-392, 490.
- [18] LI Y, YUAN J P, QI F Z. Analysis of cemented casing mechanical failure under arbitrary in-situ stress field coupling effects of downhole pressure and temperature[C]. Tianjin: IADC/SPE Asia Pacific Drilling Technology Conference and Exhibition, 2012: 155895.
- [19] 梁何生, 闻国峰, 王桂华, 等. 孔隙压力变化对地应力的影响研究[J]. 石油钻探技术, 2004, 32(2): 18-20.
- LIANG H S, WENG F, WANG G H, et al. The effects of pore pressure alterations on the in-situ stress[J]. Petroleum Drilling Techniques, 2004, 32(2): 18-20.
- [20] 李铀, 李锶, 白世伟. 理想弹塑性厚壁圆筒弹塑性应力场再研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2002, 21(6): 897-899.
- LI Y, LI S, BAI S W. Re-research on the stress field of perfect elasto-plastic thick-wall tube[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2002, 21(6): 897-899.
- [21] 王仁, 熊祝华, 黄文彬. 塑性力学基础[M]. 北京: 科学出版社, 1982: 208-211.
- WANG R, XIONG Z H, HUANG W B. Fundamentals of plasticity [M]. Beijing: Science Press, 1982: 208-211.

(收稿日期: 2017-01-22; 修回日期: 2017-11-17; 编辑: 刘朝阳)

**基金项目:** 中国石油集团公司资助项目“储气库优快钻完井技术与装备研究”, 2015E-4003。

**作者简介:** 张弘, 男, 1988年生, 在读博士生, 2014年硕士毕业于中国石油大学(北京)油气井工程专业, 现主要从事地下储气库井筒完整性相关研究。地址: 北京市昌平区黄河街5号, 102206。电话: 010-80162286, Email: zh.1001.dare@163.com