

考虑热固耦合作用的高温高压井筒完整性分析

赵新波¹⁾, 杨秀娟^{1)✉}, 李向阳²⁾, 张立松¹⁾, 闫相祯^{1,3)}

1) 中国石油大学(华东) 储运与建筑工程学院, 青岛 266580 2) 中国石油大学 CNPC 物探重点实验室, 北京 102249

3) 中国石油大学油气 CAE 技术研究中心, 青岛 266580

✉ 通信作者, E-mail: yangxj999@163.com

摘要 以高温高压井套管—水泥环—地层为研究对象, 建立套管—水泥环—地层组合系统的热固耦合模型, 结合边界条件和连续条件, 得到相应的应力解析解, 并与有限元结果进行对比, 验证了解析方法的计算精度。通过分析热固耦合作用下的解析解和不考虑热载荷的解析解, 发现热载荷对整体等效应力的影响较大。采用 Mises、Drucker-Prager 及 Mohr-Coulomb 屈服准则定义失效系数评价套管—水泥环—地层组合系统的井筒完整性。讨论了水泥环弹性模量、泊松比、非均匀地应力系数、地层温度、套管内压等参数对套管内壁、水泥环内壁及第一、二胶结面失效系数的影响。上述因素对套管内壁、水泥环内壁及第一、二胶结面失效系数均有影响; 第一胶结面失效系数较高, 对井筒完整性影响较大。

关键词 井筒; 完整性; 耦合作用; 油井套管; 力学模型; 解析法

分类号 TE256

Integrity analysis of high temperature and high pressure wellbores with thermo-structural coupling effects

ZHAO Xin-bo¹⁾, YANG Xiu-juan^{1)✉}, LI Xiang-yang²⁾, ZHANG Li-song¹⁾, YAN Xiang-zhen^{1,3)}

1) College of Pipeline and Civil Engineering, China University of Petroleum, Qingdao 266580, China

2) CNPC Key Laboratory of Geophysical Exploration, China University of Petroleum, Beijing 102249, China

3) Oil and Gas CAE Technology Research Center, China University of Petroleum, Qingdao 266580, China

✉ Corresponding author, E-mail: yangxj999@163.com

ABSTRACT Taking a composite system of casing—cement sheath—formation in a high temperature and high pressure oil well as the research object, a thermo-structural coupling model is constructed and its theoretical solution is obtained by considering contact, continuity and boundary conditions. The theoretical solution is very accurate in comparison with FEM solution. Comparing the theoretical solutions with thermo-structural coupling effects and without thermal load, it is indicated that thermal load has much greater influence on the equivalent stress. Failure coefficient, which is used to analyze structure integrity, is defined by Mises, Drucker-Prager and Mohr-Coulomb yield criteria. The factors of elastic modulus, Poisson's ratio, nonuniform in-situ stress coefficient, formation temperature and casing pressure are discussed by considering the failure coefficient distribution of casing—cement sheath—formation. The results show that the above factors have great effect on the failure coefficient distribution. The failure coefficient of the 1st cementation plane is greater than that of other planes and its influence on wellbore integrity is large.

KEY WORDS wellbores; integrity; coupling effects; oil well casing; mechanical models; theoretical method

现阶段, 高温高压井(HPHT)在现场得到大量应用。高温高压井的载荷特征决定了其井筒受到非均匀

高地应力、高内压和高地层温度的耦合作用, 这必然影响井筒的完整性。为此, 针对高温高压井的载荷特点,

开展热固耦合作用下的高温高压井井筒完整性分析迫在眉睫。

高温高压井的井筒完整性评价关键在于准确获取套管—水泥环—地层组合系统的应力分布。现阶段国内外学者取得了大量套管—水泥环—地层组合系统的应力分布研究成果。文献[1—2]基于弹性力学理论,研究了平面问题垂直井筒受地应力作用时的力学行为;文献[3—5]先后用弹性理论及数值方法求解得到了问题的理论解,并研究了系统接触表面的应力分布规律;文献[6—8]利用有限元方法分析了组合系统应力,并与理论解进行了对比;文献[9]对构造应力引起的套管位移进行了研究;文献[10—12]用弹性理论及有限元方法对倾斜井组合系统受力进行了研究。前人虽然取得了大量成果,但并未建立针对高温高压井热固耦合作用下的套管—水泥环—地层组合系统的应力解析模型。基于此,以套管—水泥环—地层组合系统为对象,应用弹性力学方法,考虑热固耦合作用,获取了组合系统在非均匀地应力下的应力分布规律。通过定义失效函数评价井筒完整性,并讨论了水泥环弹性模量、泊松比、非均匀地应力系数、套管内压和地层温度对井筒失效的影响规律。

1 井筒力学模型

假设套管—水泥环—地层组合系统的纵向变形为零,即不考虑垂向主应变的变化,此时的套管—水泥环—地层组合系统可简化为平面应变问题。根据套管—水泥环—地层的实际服役条件,建立的套管—水泥环—地层热固耦合模型如图1所示。

在图1所示的力学模型中,假设套管及水泥环为理想圆形、厚度均匀的各项同性材料。套管—水泥环—地层主要受非均匀地应力 σ_H 、 σ_h 、套管内压 p_0 、套管内温度 T_0 和地层温度 T_f 的作用。套管、水泥环和地层的内半径分别为 r_0 、 r_1 和 r_2 ,地层的外半径为 r_3 。

2 应力分析

2.1 边界应力分量的坐标变换

对图1所示的套管—水泥环—地层求解时,应进行坐标变换。假设极坐标系下的模型外边界($r=r_3$)足够远,即不考虑外边界温度变化,因此在内外界面上均无热应力分量。根据坐标变换原理^[13],设 $p_3=(\sigma_H+\sigma_h)/2$, $q_3=(\sigma_H-\sigma_h)/2$,则模型在热固耦合作用下外边界上一点的应力状态(径向应力 σ_r ,切向应力 $\tau_{r\theta}$)可描述为

$$\begin{cases} \sigma_r = -p_3 - q_3 \cos 2\theta, \\ \tau_{r\theta} = q_3 \sin 2\theta. \end{cases} \quad (1)$$

由以上可知,组合系统的受力状态可分为两部分:

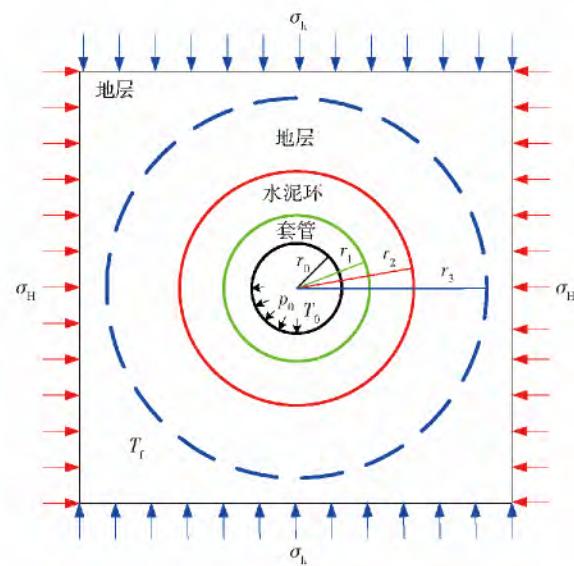


图1 套管—水泥环—地层组合系统热固耦合模型

Fig. 1 Thermo-structural coupling analysis model of composite system

(1) 均匀应力 p_3 (平均应力场)和均匀内压 p_0 ; (2) 非均匀应力 $q_3 \cos 2\theta$ 和非均匀切应力 $q_3 \sin 2\theta$ (偏差应力场)。

2.2 热固耦合分析

对于各向同性材料,其稳态传导问题的控制方程为^[14—15]

$$\begin{cases} \delta t_{1,i} + \varphi_1 = 0, & \text{in } \Omega; \\ \varphi_1 = h(t_1 - \bar{t}_1), & \\ t_1 = \bar{t}_1, & \text{on } \Gamma_{t_1}; \\ -\delta t_{1,n} = \bar{Q}_1, & \text{on } \Gamma_{Q_1}. \end{cases} \quad (2)$$

包含热力学耦合项的结构场控制方程为^[16]

$$\begin{cases} \sigma_{ij,j} + f_{2(i)} = 0, & \text{in } \Omega; \\ \sigma_{ij} = E^{ijkl}(\varepsilon_{kl} - \alpha_{kl}\Delta t_1), & \text{in } \Omega; \\ \varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}(u_{2(i),j} + u_{2(j),i}), & \text{in } \Omega; \\ u_{2(i)} = \bar{u}_{2(i)}, & \text{on } \Gamma_{u_2}; \\ \sigma_{ij}n_j = \bar{f}_{2(i)}, & \text{on } \Gamma_{f_2}. \end{cases} \quad (3)$$

式中 δ 为传导系数, h 为对流换热系数, t_1 为温度, Δt_1 为变温, Ω 为整个温度场区域, Γ 为温度场区域边界, φ_1 为由于对流换热而产生的单位体积的热量, $u_{2(i)}$ 为位移分量, $f_{2(i)}$ 为体力分量, E^{ijkl} 为结构弹性矩阵分量, \bar{t}_1 为已知温度, \bar{Q}_1 为边界已知热流量, $\bar{u}_{2(i)}$ 为已知位移分量, $\bar{f}_{2(i)}$ 为已知外力矢量, ε_{ij} 、 σ_{ij} 和 α_{ij} 分别为应变、应力和热膨胀系数张量。应力 σ_{ij} 为温度场 t_1 的函数,下标*i*和*j*表示对坐标的微分, n_j 为面分量。

由式(3)中物理方程的数学表达式可知, σ_{ij} 是结

构应力和温度应力线性叠加得到。因此,对于热固耦合问题,其物理方程可分解为

$$\sigma_{ij} = E^{ijkl} \varepsilon_{kl} - E^{ijkl} \alpha_{kl} \Delta t_1 = \sigma_{ij}^S - \sigma_{ij}^T. \quad (4)$$

式中 σ_{ij}^S 为结构应力, σ_{ij}^T 为温度应力。联合式(1)和式(4)可知,热固耦合问题中的应力分量可直接由平均应力场和偏差应力场引起的结构应力以及温度应力叠加得到。

2.3 平均应力场作用下的井筒应力分析

在均匀内外压作用下,套管-水泥环-地层系统中各点处的径向应力及环向应力可表示为^[13]

$$\begin{cases} \sigma_r^M = -\frac{a^2}{b^2-a^2} \left(\frac{b^2}{r^2}-1 \right) q_a - \frac{b^2}{b^2-a^2} \left(1-\frac{a^2}{r^2} \right) q_b, \\ \sigma_\theta^M = \frac{a^2}{b^2-a^2} \left(\frac{b^2}{r^2}+1 \right) q_a - \frac{b^2}{b^2-a^2} \left(1+\frac{a^2}{r^2} \right) q_b. \end{cases} \quad (5)$$

式中 σ_r^M 和 σ_θ^M 分别为圆环径向应力和环向应力, a 和 b 分别为圆环内、外半径; q_a 和 q_b 分别为圆环内、外表面对的接触压力。

根据均匀内外压作用下环向位移为零,并结合极坐标几何方程和物理方程^[13],径向位移 U_r^M 可表示为

$$U_r^M = r \cdot \varepsilon_\theta^M = \frac{r}{E} (\sigma_\theta^M - \mu \sigma_r^M). \quad (6)$$

式中 ε_θ^M 为径向应变。由套管-水泥环-地层层间的相互作用方式可知,套管、水泥环和地层在胶结面处径向位移相等,联立方程可求得第一、二胶结面接触应力的表达式。对于平面应变问题,式(6)中 E 和 μ 替换为 $E \cdot (1-\mu^2)^{-1}$ 和 $\mu \cdot (1-\mu)$ 。

2.4 偏差应力场作用下的井筒应力分析

对于偏差应力场,套管-水泥环-地层的边界条件可表示为

$$\begin{cases} \sigma_r^N|_{r=r_3} = -q_3 \cos 2\theta, \\ \tau_{r\theta}^N|_{r=r_3} = q_3 \sin 2\theta, \\ \sigma_r^N|_{r=r_0} = 0, \\ \tau_{r\theta}^N|_{r=r_0} = 0. \end{cases} \quad (7)$$

通过应力函数 $\Phi = f(r) \sin 2\theta$ 求解得到组合系统圆筒应力表达式为

$$\begin{cases} \sigma_r^N = -(2B + 4C/r^2 + 6D/r^4) \cos 2\theta, \\ \sigma_\theta^N = (12Ar^2 + 2B + 6D/r^4) \cos 2\theta, \\ \tau_{r\theta}^N = (6Ar^2 + 2B - 2C/r^2 - 6D/r^4) \sin 2\theta. \end{cases} \quad (8)$$

式中 σ_r^N 、 σ_θ^N 和 $\tau_{r\theta}^N$ 分别为径向应力、环向应力和切应力, A 、 B 、 C 和 D 为与力学参数有关的常数。利用极坐标下的几何方程和物理方程,圆筒径向位移 U_r^N 和环向位移 U_θ^N 可表示为

$$\begin{cases} U_r^N = \frac{2\cos 2\theta}{5E} \left[(12-6\mu) Ar^3 - (1+\mu) Br + (6+4\mu) \frac{C}{r} + 9(1+\mu) \frac{D}{r^3} \right], \\ U_\theta^N = \frac{6\sin 2\theta}{5E} \left[(3+\mu) Ar^3 + (1+\mu) Br - (1-\mu) \frac{C}{r} + (1+\mu) \frac{D}{r^3} \right]. \end{cases} \quad (9)$$

在套管-水泥环-地层系统中,共有3层,对应的未知量共有12个,需要利用各层接触面之间的应力和位移连续性条件建立12个方程进行求解。

2.5 热载荷作用下的井筒温度应力分析

(1) 温度场分析。假设圆筒初始状态为地温,即 $T_{w2} = T_{w1} = T_f$,温度改变后,根据稳态热传导方程,圆筒内部温度场分布可表示为

$$T(r) = \frac{\Delta T_{w1}(\ln R_2 - \ln r) - \Delta T_{w2}(\ln R_1 - \ln r)}{\ln R_2 - \ln R_1}. \quad (10)$$

式中 $\Delta T_{w1} = T_{w1} - T_f$, $\Delta T_{w2} = T_{w2} - T_f$, T_{w1} 和 T_{w2} 分别为圆筒内壁温度和外壁温度, R_1 和 R_2 分别为圆筒内半径和外半径。

圆筒的线热流量 Q 表达式为^[17]

$$Q = \frac{2\pi\lambda_{ave}(T_{w1} - T_{w2})}{\ln R_2 - \ln R_1}, \quad \lambda_{ave} = \lambda_0 \left[1 + \frac{e}{2}(T_{w1} + T_{w2}) \right]. \quad (11)$$

式中: λ_{ave} 为平均热导率; λ_0 为室温下材料热导率; e 为常数,它与材料温度有关。

根据稳态传热条件,利用试算法^[18]可求得套管与水泥环胶结面以及水泥环与地层胶结面的温度 T_1 和 T_2 。

(2) 温度应力分析。假设地层温度及套管内温度均为常数,因此求解温度应力的边界条件可表示为

$$\sigma_r^T|_{r=r_0} = 0, \quad \sigma_r^T|_{r=r_3} = 0. \quad (12)$$

通过求解满足平衡微分方程的位移势函数,获得相应于位移特解的应力分量。由满足相容条件的应力函数 $\varphi = 0.5Fr^2$ 获得应力补充解 $\sigma_r = \sigma_\theta = F$, $\sigma_{r\theta} = 0$,最终求得圆筒的温度应力表达式为

$$\begin{cases} \sigma_r^T = -\frac{E\alpha}{r^2} \left[\int T(r) r dr + H \right] + F, \\ \sigma_\theta^T = \frac{E\alpha}{r^2} \left[\int T(r) r dr + H - T(r) \cdot r^2 \right] + F. \end{cases} \quad (13)$$

式中 σ_r^T 和 σ_θ^T 分别为径向应力和环向应力, α 为热膨胀率, H 和 F 为待定常数。对于平面应变问题,须将上式中的 α 换成 $(1+\mu)\alpha$ 。利用极坐标下的几何方程和物理方程,圆筒径向位移 U_r^T 可表示为

$$U_r^T = \frac{(1+\mu)\alpha}{r} \left[\frac{\Delta T_{w1} \int_{R_1}^r \ln \frac{R_2}{r} r dr - \Delta T_{w2} \int_{R_1}^r \ln \frac{R_1}{r} r dr}{\ln R_2 - \ln R_1} + H \right] + \frac{r(1-\mu)F}{E}. \quad (14)$$

在式(13)和式(14)中,共含有6个未知量。利用式(12)及各层胶结面的应力和位移连续性条件组成的6个方程,可求解相应的温度应力。

3 完整性分析

对于套管,采用Mises准则计算其当量应力。套管的当量应力 σ_{Mises} 可表示为

$$\sigma_{\text{Mises}} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}. \quad (15)$$

式中 σ_1 、 σ_2 和 σ_3 分别为第一、二和三主应力。定义失效系数 $\eta = \sigma_{\text{Mises}} / [\sigma]$ 。若 $\eta \leq 1$,套管强度满足要求;反之,套管屈服。 $[\sigma]$ 为许用应力。对于水泥环,其当量应力可采用Drucker-Prager准则进行描述。Drucker-Prager准则是Mises准则的推广,其当量应力 $\tau_{\text{D-P}}$ 可表示为

$$\tau_{\text{D-P}} = \tau^* + q_\varphi \sigma_m. \quad (16)$$

式中:

$$\tau^* = \sqrt{\frac{1}{12} (\sigma_{ii} - \sigma_{jj})^2 + \frac{1}{2} (\sigma_{ij}\sigma_{ji} - \sigma_{ii}\sigma_{jj})},$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{ii}}{3}, q_\varphi = \frac{3\tan\varphi}{\sqrt{9 + 12\tan^2\varphi}},$$

若失效系数 $\eta = \tau_{\text{D-P}} \cdot \frac{\sqrt{9 + 12\tan^2\varphi}}{3c} \leq 1$ (φ 和 c 分别为弱面的内摩擦角和黏结力),水泥环强度满足要求;反之,水泥环屈服。

套管-水泥环、水泥环-地层的接触面均属于弱结构面^[19],其失效类型应满足压剪破坏,为此需选用Mohr-Coulomb准则对接触面进行安全校核。根据文献[20-21],套管-水泥环及水泥环-地层胶结面的力学参数接近于相互胶结两种材料中的较小值。

设弱结构面与最小主应力方向 σ_3 的夹角为 β ,则有

$$\sigma_n = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \cos 2\beta, \quad \tau_n = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \sin 2\beta. \quad (17)$$

式中 σ_n 和 τ_n 分别为接触面上法向应力和剪应力。将式(17)代入Mohr-Coulomb准则,简化得

$$\sigma_1 = \frac{2c + \sigma_3(\tan\varphi + \sin 2\beta - \tan\varphi \cos 2\beta)}{\sin 2\beta - \tan\varphi \cos 2\beta - \tan\varphi}. \quad (18)$$

在获取套管-水泥环和水泥环-地层接触面上任一点的应力解后,即可得到该点的最大主应力 σ_1 和最小主应力 σ_3 。将 σ_3 代入式(18)即可求得接触面发生压剪失效时对应的 $[\sigma_1]$ 。若失效系数 $\eta = \sigma_1 / [\sigma_1] \leq 1$,接触面强度满足要求;反之,接触面屈服。

通过以上对套管、水泥环、套管-水泥环接触面和水泥环-地层接触面的失效分析,即可准确评价高温高压井的井筒完整性。

4 算例分析

以新疆油田KS-1井为例,该井地层压力系数高,地温梯度高,地层情况复杂,属于典型的高温高压井。套管和水泥环的几何参数及力学参数见表1。其中,最大水平主应力 $\sigma_h = 57.6 \text{ MPa}$,最小水平主应力 $\sigma_b = 48 \text{ MPa}$,套管内径 $R_0 = 65.55 \text{ mm}$,内部压力 $p_0 = 20 \text{ MPa}$,套管温度 60°C ,第二胶结面力学参数与地层相同,地层温度 184°C 。

表1 计算数据

Table 1 Parameters for calculation

结构	外半径/mm	弹性模量/GPa	泊松比	线胀系数/ $10^{-5}^\circ\text{C}^{-1}$	热导率		黏聚力/MPa	内摩擦角/(°)	许用应力/MPa
					$\lambda_0 / [\text{W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}]$	$e / 10^{-3}$			
套管	73.05	210.0	0.25	1.17	36.70	-11.14	—	—	670
第一胶结面	73.20	15.0	0.28	1.03	19.12	—	22	30	—
水泥环	89.35	11.0	0.30	1.03	1.74	0.51	3	22	—
第二胶结面	89.50	2.0	0.30	1.03	1.50	0.20	1.5	18	—
地层	2×10^4	2.0	0.30	1.03	1.50	0.20	1.5	18	—

4.1 解析方法验证

根据文献[22-23]可以得出,套管内壁温度及压力的增加容易引起套管、水泥环内壁及胶结面等位置处首先发生失效。因此本文选取这几个位置进行分析。

利用解析方法和基于ANSYS有限元软件的平面应变模型的有限元方法计算KS-1井套管-水泥环-地层的径向应力及切应力,验证解析方法的计算精度。图2给出了径向应力和切应力的对比结果。

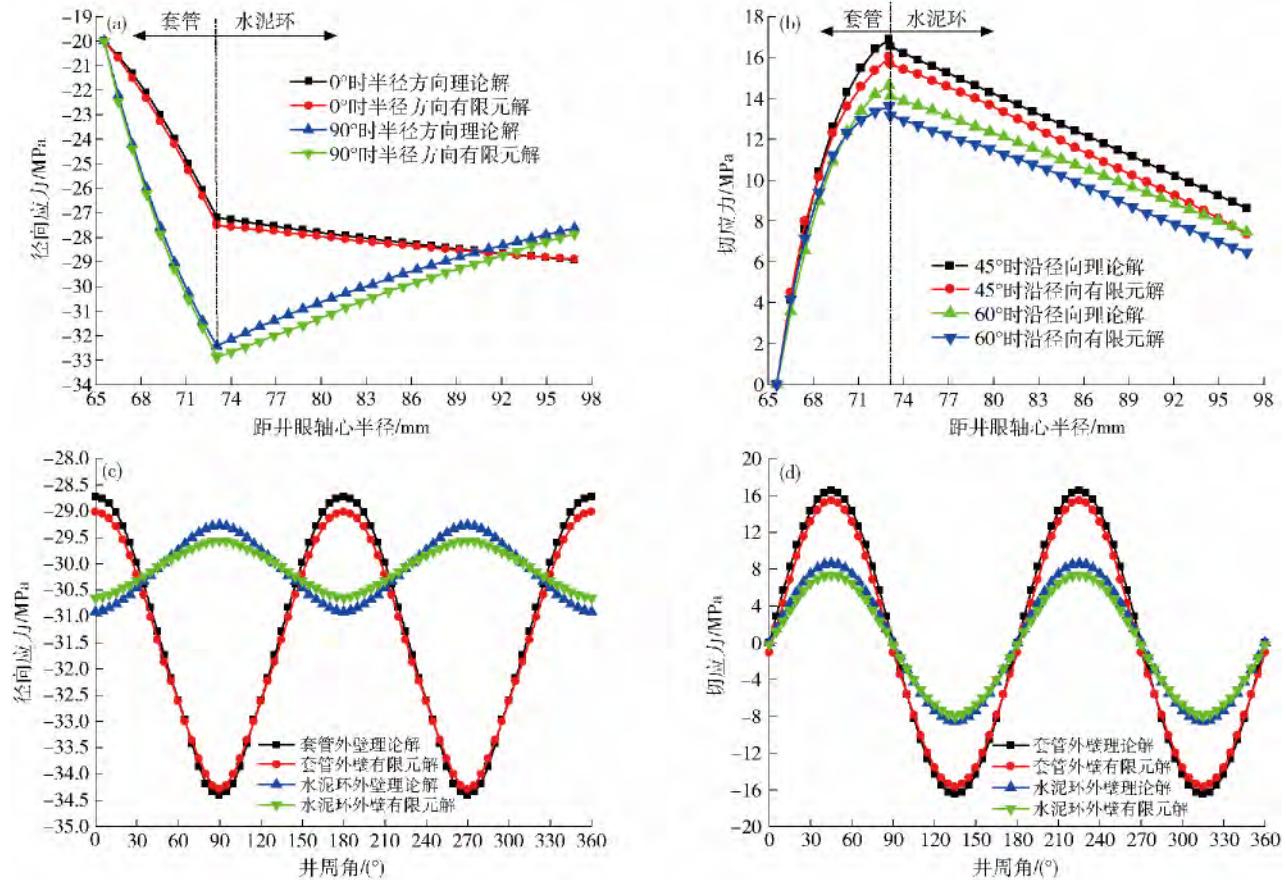


图2 套管外壁和水泥环外壁径向应力及切向应力曲线. (a) 径向应力沿井眼径向的曲线分布; (b) 切应力沿井眼径向的曲线分布; (c) 径向应力沿井眼环向的曲线分布; (d) 切应力沿井眼环向的曲线分布

Fig. 2 Curves of radial stress and tangential stress on the outside layers of the casing and cement sheath: (a) radial stress curves along the radial direction; (b) shear stress curves along the radial direction; (c) radial stress curves along the hoop direction; (d) shear stress curves along the hoop direction

计算结果表明, 解析结果和有限元结果吻合较好, 两者的相对误差在 1.08% ~ 10.74% 之间, 表明解析方法能够满足工程要求.

利用解析方法和有限元方法对 KS-1 井筒完整性进行评价, 计算结果见图 3.

整体来看, 在高温高压井的套管-水泥环-地层组合系统中, 第一胶结面的失效系数较高, 套管内壁失效系数较低. 对于第一、二胶结面及水泥环, 失效系数最大值均出现在 45° 方向, 这与其分别采用 Drucker-Prager 准则及 Mohr-Coulomb 准则相关. 对于套管内壁, 失效系数最大值出现在 90° 方向. 套管内壁失效系数沿井周分布不均匀, 呈现正弦曲线分布规律, 这主要源自偏差应力场的作用.

对于高温高压井, 考虑温度影响与不考虑温度影响的套管内壁、水泥环内壁及第一、二胶结面当量应力相差较大, 差值可表示为 $\Delta\sigma_{Mises} = \sigma_{Mises-T} - \sigma_{Mises-S}$, 其中 $\sigma_{Mises-T}$ 和 $\sigma_{Mises-S}$ 分别为考虑及不考虑温度影响的套管内壁、水泥环内壁及第一、二胶结面的当量应力. 定义影响系数 $\zeta = \Delta\sigma_{Mises} / \sigma_{Mises-S}$. 图 4 给出考虑温度与不

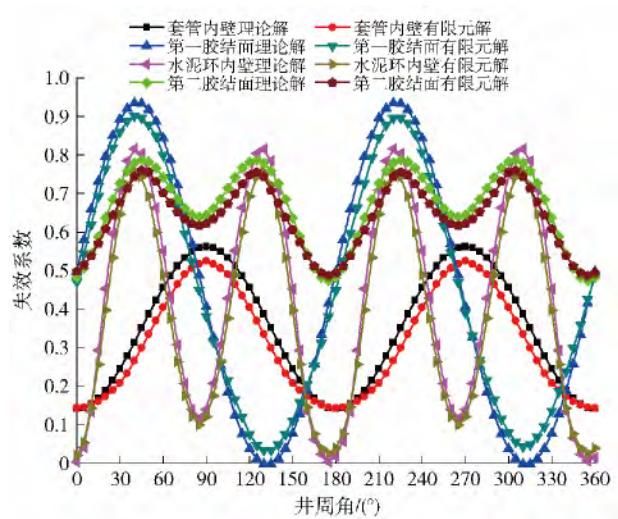


图3 套管内壁、水泥环内壁及第一、二胶结面上的失效系数
Fig. 3 Failure coefficient distribution on the contact layer interfaces of the composite system model

考虑温度时, 影响系数随井周角度的变化规律.

计算结果表明: 对于套管内壁、水泥环内壁及第二

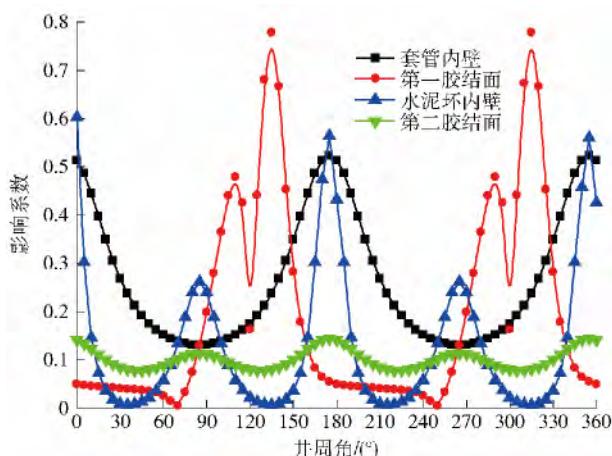


图4 温度载荷对组合体结构应力影响

Fig.4 Influence of temperature on stress distribution

胶结面,当井周角在 0° 和 180° 时, ζ 值较大;对于第一胶结面,当井周角在 135° 左右时, ζ 值较大。从整体来看,温度对高温高压井的套管、水泥环及第一、二胶结面的当量应力影响不能忽略,即不能忽略温度对井筒完整性的影响。

4.2 影响因素分析

根据4.1节的分析结果,无论套管、水泥环还是第一、二胶结面出现屈服,井筒完整性条件均遭受破坏。考虑到套管的弹性模量与泊松比基本不变,重点讨论水泥环弹性模量、泊松比、地层温度、套管内压及非均匀地应力系数对组合系统失效系数的影响。

(1) 水泥环弹性模量。保持其他参数不变,改变水泥环弹性模量,分析水泥环弹性模量对套管—水泥环—地层组合系统失效系数的影响。水泥环弹性模量变化范围为3~90 GPa。

由图5可知,随着水泥环弹性模量的增加,套管、水泥环及第一、二胶结面的失效系数呈现不同的变化趋势。随着水泥环弹性模量的增加,套管内壁的失效系数近似呈线性降低趋势,而第一胶结面的失效系数呈先增加后降低的趋势。当弹性模量在6~15 GPa之间时,第一胶结面的失效系数增加较快。随后,失效系数缓慢增加。当弹性模量增加到30 GPa后,失效系数开始缓慢下降。水泥环内壁失效系数随着弹性模量的增加先降后增。在弹性模量达到30 GPa时,失效系数出现极小值。第二胶结面评价系数随着弹性模量的增加而增加。当弹性模量在6~15 GPa之间时,其失效系数增加较快。随后,失效系数缓慢增加。上述分析说明,为保证井筒完整性,水泥环弹性模量在10~20 GPa范围内是比较合理的。

(2) 水泥环泊松比。保持其他参数不变,改变水泥环泊松比,分析水泥环泊松比对套管—水泥环—地层组合系统失效系数的影响。水泥环泊松比变化范围为

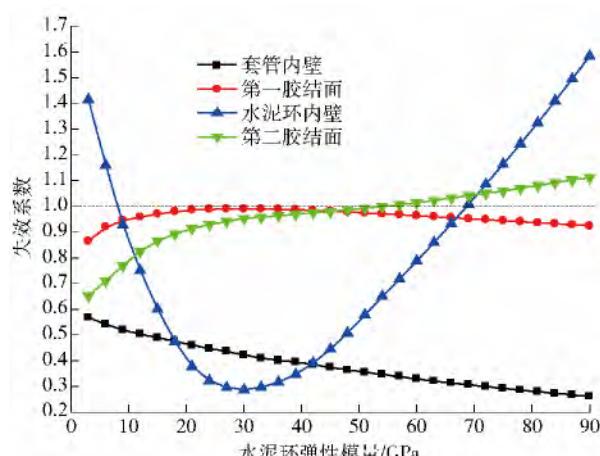


图5 不同水泥环弹性模量时套管、水泥环和胶结面失效系数曲线

Fig.5 Influence of cement elasticity modulus on the failure coefficient distribution of the casing, cement sheath and cementation planes

0.1~0.4。

由图6可知,随着水泥环泊松比的增大,套管内壁及第一、二胶结面的失效系数基本不变,而水泥环内壁失效系数近似呈线性降低。换句话说,水泥环泊松比的变化对套管内壁、第一、二胶结面的当量应力影响较小,而对水泥环内壁的当量应力影响较大。整体而言,较大的水泥环泊松比对套管—水泥环—地层组合系统保证井筒完整性是有利的。

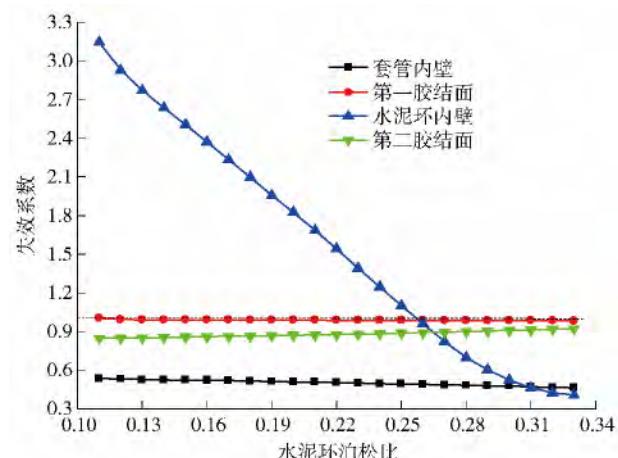


图6 不同水泥环泊松比时套管、水泥环和胶结面失效系数曲线

Fig.6 Influence of cement Poisson's ratio on the failure coefficient distribution of the casing, cement sheath and cementation planes

(3) 地层温度。保持其他参数不变,改变地层温度,分析地层温度对套管—水泥环—地层组合系统失效系数的影响。地层温度变化范围为114~259℃。

由图7可知,随着地层温度的增加,套管内壁、水泥环内壁及第一、二胶结面的失效系数均呈现不同程度的增大,但增长趋势不同。水泥环内壁的失效系数增长最快,而第一胶结面的失效系数增长较慢。在给

定的算例参数下, 对比分析套管、水泥环及胶结面失效系数可知第一胶结面的失效系数较高。综上可知, 温度变化在 210 °C 以内, 不容易引起水泥环的失效, 对保护井筒完整性是有利的。

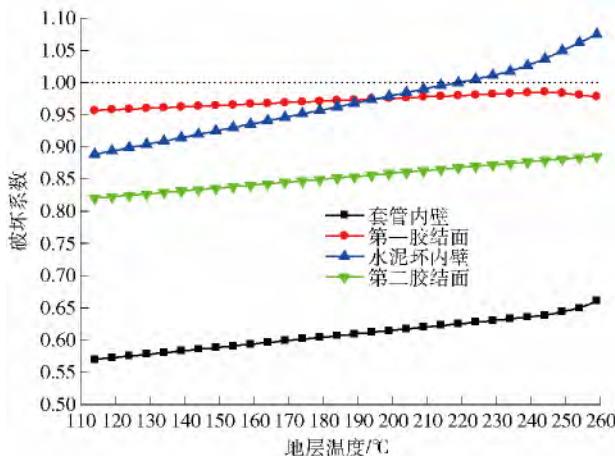


图 7 不同套管内壁温度下套管、水泥环和胶结面失效系数曲线

Fig. 7 Influence of casing inside-wall temperature on the failure coefficient distribution of the casing, cement sheath and cementation planes

(4) 非均匀地应力系数。保持其他参数不变, 改变地应力非均匀系数, 分析地应力非均匀系数对套管—水泥环—地层组合系统失效系数的影响。地应力非均匀系数变化范围为 1.14 ~ 1.4。

由图 8 可知, 随着非均匀地应力系数的增大, 套管内壁、水泥环内壁及第一、二胶结面的失效系数均近似线性增大, 但斜率不同。水泥环内壁的失效系数增长最快, 而套管内壁的失效系数增长较慢。在其他参数不变的条件下, 当非均匀地应力系数从 1.14 增加到 1.4 时, 水泥环内壁的失效系数从 0.27 增长到 1.61。这说明非均匀地应力系数对水泥环内壁的失效具有很大影响, 非均匀地应力系数越小的地层井筒完整性失

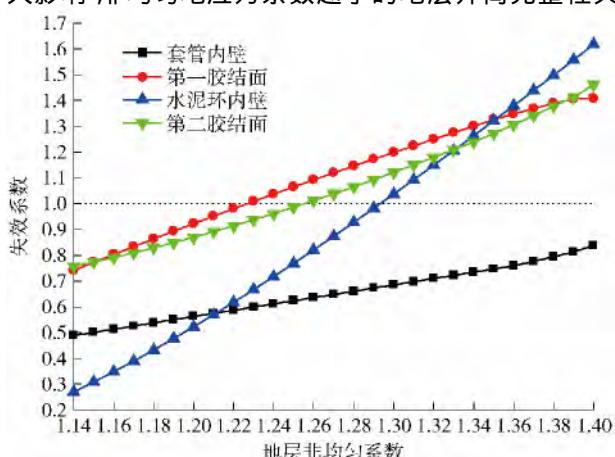


图 8 不同套管层数时套管、水泥环和胶结面失效系数曲线

Fig. 8 Influence of casing layer number on the failure coefficient distribution of the casing, cement sheath and cementation planes

效的风险越低。对于高温高压井非均匀地应力系数较高的地层, 应提高水泥环的强度, 降低井筒完整性失效风险。

(5) 套管内压。保持其他参数不变, 改变套管内压, 分析套管内压对套管—水泥环—地层组合系统失效系数的影响。套管内压变化范围为 2 ~ 60 MPa。

由图 9 可知, 随着套管内压的增大, 水泥环内壁及第一、二胶结面的失效系数增大, 而套管内壁失效系数先降低后增加。对于套管内壁, 其失效系数降低的主要原因在于内压的合理增大在一定程度上削弱圆孔的应力集中程度, 使得套管内壁 Mises 应力降低, 进而引起套管失效系数降低。然而, 当内压超过 32 MPa 之后, 将继续引起套管内壁 Mises 应力的增大, 造成失效系数增大。

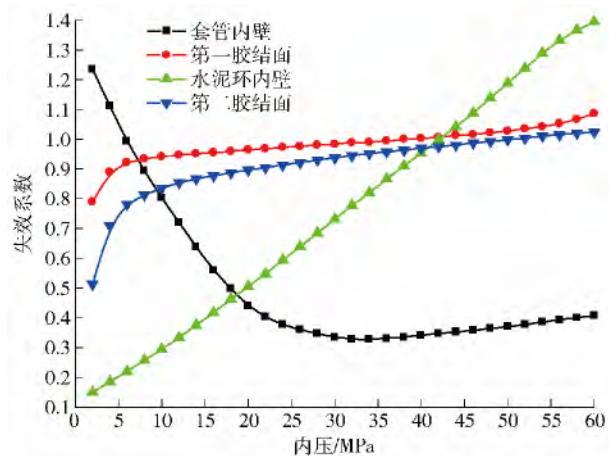


图 9 不同套管内压时套管、水泥环和胶结面失效系数曲线

Fig. 9 Influence of casing inner pressure on the failure coefficient distribution of the casing, cement sheath and cementation planes

5 结论

考虑热固耦合作用, 建立了套管—水泥环—地层组合系统的力学模型, 利用弹性力学获取了套管—水泥环—地层组合系统应力分布的解析解, 并用有限元方法验证了解析方法的精度。该解析解表明, 对于高温高压井, 温度对套管—水泥环—地层组合系统的当量应力影响不能忽略。

利用 Mises、Drucker—Prager 及 Mohr—Coulomb 屈服准则, 定义了套管、水泥环及第一、二胶结面的失效系数评价高温高压井的井筒完整性。

随着地层温度和非均匀地应力系数的增大, 套管、水泥环及第一、二胶结面的失效系数增大; 随着水泥环泊松比的增大, 套管内壁及第一、二胶结面的失效系数基本不变, 而水泥环内壁失效系数近似呈线性降低; 随着套管内压的增大, 水泥环内壁及第一、二胶结面的失效系数增大, 而套管内壁失效系数先降低后增加; 水泥

环弹性模量在 10 ~ 20 GPa 之间对保证井筒完整性是有利的。

参 考 文 献

- [1] El-Sayed A A H , Khalaf F. Resistance of cemented concentric casing strings under non uniform loading. *SPE Drill Eng* , 1992 , 7 (1) : 59
- [2] Yin F , Gao D. Mechanical analysis of casings in boreholes , under non uniform remote crustal stress fields: analytical & numerical methods. *Comput Model Eng Sci* , 2012 , 89(1) : 25
- [3] Yin Y Q , Chen Z W , Li P E. Theoretical solutions of stress distribution in casing-cement and stratum system. *Chin J Theor Appl Mech* , 2006 , 38(6) : 835
(殷有泉 , 陈朝伟 , 李平恩 . 套管 - 水泥环 - 地层应力分布的理论解 . 力学学报 , 2006 , 38(6) : 835)
- [4] Fang J , Zhao H W , Yue B Q , et al. Analysis of sheath loading property of casing and cement under non uniform geologic stress. *J Univ Pet China* , 1995 , 19(6) : 52
(房军 , 赵怀文 , 岳伯谦 , 等 . 非均匀地应力作用下套管与水泥环的受力分析 . 石油大学学报 (自然科学版) , 1995 , 19 (6) : 52)
- [5] Fang J , Yue B Q , Zhao H W , et al. Analysis of surface loading on casing and cement sheath under non uniform geologic stress. *J Univ Pet China* , 1997 , 21(1) : 46
(房军 , 岳伯谦 , 赵怀文 , 等 . 非均匀地应力作用下套管和水泥环表面受力特性分析 . 石油大学学报 (自然科学版) , 1997 , 21(1) : 46)
- [6] Chatterjee R , Mukhopadhyay M. Numerical modelling of stress around a wellbore // *SPE Asia Pacific Oil and Gas Conference and Exhibition*. Jakarta , 2003
- [7] Nabipour A , Joodi B , Sarmadivaleh M. Finite element simulation of downhole stresses in deep gas wells cements // *SPE Deep Gas Conference and Exhibition*. Manama , 2010
- [8] Rodriguez W J , Fleckenstein W W , Eustes A W. Simulation of collapse loads on cemented casing using finite element analysis // *SPE Annual Technical Conference and Exhibition*. Denver , 2003
- [9] Last N C , Mujica S , Pattillo P D , et al. Evaluation , impact , and management of casing deformation caused by tectonic forces in the Andean Foothills , Colombia. *SPE Drill Complet* , 2006 , 21(2) : 116
- [10] Atkinson C , Eftaxiopoulos D A. A plane model for the stress field around an inclined , cased and cemented wellbore. *Int J Numer Anal Methods Geomech* , 1996 , 20(8) : 549
- [11] Li J , Chen M , Zhang H. Study on varying rules of casing stress in directional hole with in-situ stress conditions. *Acta Pet Sin* , 2005 , 26(1) : 109
(李军 , 陈勉 , 张辉 . 定向井套管应力随地应力条件的变化规律研究 . 石油学报 , 2005 , 26(1) : 109)
- [12] Jo H , Gray K E. Mechanical behavior of concentric casing , ce-
- ment , and formation using analytical and numerical methods // *44th US Rock Mechanics Symposium and 5th US-Canada Rock Mechanics Symposium*. Salt Lake City , 2010: 142
- [13] Xu Z L. *Elastic Mechanics (Volume 1)* . Beijing: People's Education Press , 1978
(徐芝纶 . 弹性力学 (上册) . 北京: 人民教育出版社 , 1978)
- [14] Guo R X. *Theory of Elastic Mechanics and Tensor Analysis*. Beijing: Higher Education Press , 2003
(郭日修 . 弹性力学与张量分析 . 北京: 高等教育出版社 , 2003)
- [15] Tian Z R. *Tensor Analysis*. Xi'an: Northwestern University Press , 2005
(田宗若 . 张量分析 . 西安: 西北工业大学出版社 , 2005)
- [16] Zuo K T , Qian Q , Zhao Y D , et al. Research on the topology optimization about thermo-structural coupling field. *Acta Mech Solida Sin* , 2005 , 26(4) : 447
(左孔天 , 钱勤 , 赵雨东 , 等 . 热固耦合结构的拓扑优化设计研究 . 固体力学学报 , 2005 , 26(4) : 447)
- [17] Dai G S. *Heat Transfer*. Beijing: Higher Education Press , 1999
(戴锅生 . 传热学 . 北京: 高等教育出版社 , 1999)
- [18] Chen Y H , Zhang Z Y , Jing B G. Trial algorithm applied on multi-dimensional transient heat conduction. *Build Energy Effic* , 2010 , 227(38) : 68
(陈艳华 , 张振迎 , 景宝国 . 试算法在多维非稳态导热问题中的应用 . 建筑节能 , 2010 , 227(38) : 68)
- [19] Wang P Q , Tang L , Qiu X Q. The optimization of failure criteria for disintegrated rock mass. *J Southwest Pet Inst* , 1998 , 20(3) : 18
(王平全 , 唐林 , 邱先强 . 适合于破碎体的强度判别准则优选 . 西南石油学报 , 1998 , 20(3) : 18)
- [20] Chen Y J. Discuss on "analysis of shear test on cement surface". *Chin J Geotech Eng* , 1986 , 8(5) : 91
(陈愈炯 . 对 " 胶结面抗剪分析 " 一文的讨论 . 岩土工程学报 , 1986 , 8(5) : 91)
- [21] Chen J , Xu W Y , Zhu Z D , et al. Study on JRC-JCS model for shear strength of bedrock-concrete cement planes. *J Hohai Univ Nat Sci* , 2003 , 31(4) : 407
(陈记 , 徐卫亚 , 朱珍德 , 等 . 基岩 - 混凝土胶结面剪切强度 JRC-JCS 模型研究 . 河海大学学报 (自然科学版) , 2003 , 31 (4) : 407)
- [22] Zhou X , He S M , Guo Y H , et al. Analysis on collapse resistance of casing under non-uniform elliptic load. *Explor Eng Rock Soil Drill Tunneling* , 2014 , 41(7) : 16
(周雄 , 何世明 , 郭元恒 , 等 . 非均匀椭圆载荷下套管抗外挤能力分析 . 探矿工程 (岩土钻掘工程) , 2014 , 41(7) : 16)
- [23] Wan X C. *Mechanics Analysis of Cement Sheath of Oil and Gas Wells* [Dissertation]. Nanchong: Southwest Petroleum University , 2006
(万曦超 . 油气井固井水泥环力学研究 [学位论文]. 南充: 西南石油大学 , 2006)