

基于多孔弹性模型及动态温度场的井壁稳定研究

刘宇沛¹ 岳家平¹ 彭涛² 李白雪³ 平伟⁴

1. 中海油研究总院有限责任公司, 北京 100020;
2. 中国石油化工股份有限公司江汉油田分公司石油工程技术研究院, 湖北 武汉 430033;
3. 长江大学石油工程学院, 湖北 武汉 430100;
4. 国家石油天然气管网集团有限公司西气东输分公司, 上海 200120

摘要: 井壁失稳、坍塌是油气井钻井施工中必须应对的难题。针对复杂地层尤其是非连续地层的超深钻井(>6 000 m)过程,通过研究岩石力学特性、孔隙渗流、井壁受应力与温度场等相互作用,对复杂特殊地层中井壁稳定性进行分析。在此基础上,利用线性叠加原理结合地层渗流影响、孔隙压力变化以及地层温度场变化引起的热诱导应力分量,组合到原位多孔弹性模型中,建立热孔弹性模型,并结合 D-P 失效准则和“应力云”思想,形成了多孔弹性模型及动态温度场耦合的井壁稳定分析方法,并取深水浅部区块 1 口实例井的钻井过程进行验证。研究表明,延长钻井液循环时间有利于地层冷却和井眼清洁,但随着循环时间延长,井壁与地层之间温差过大,叠加的热诱导应力值会加大岩层各向应力差值,易发生失稳。研究结果拓宽了以往井壁稳定性分析方法的应用范围,提高了计算精度。

关键词: 复杂地层;热孔弹性模型;钻井液循环;井壁稳定性

DOI:10.3969/j.issn.1006-5539.2023.02.013

Research on the wellbore stability based on the porous elastic model and the dynamic temperature field

LIU Yupei¹, YUE Jiaping¹, PENG Tao², LI Baixue³, PING Wei⁴

1. CNOOC Research Institute Ltd., Beijing, 100020, China;
2. China Petroleum & Chemical Corporation Jiangnan Oilfield Branch Petroleum Engineering Technology Research Institute, Wuhan, Hubei, 430033, China;
3. School of Petroleum Engineering, Yangtze University, Wuhan, Hubei, 430100, China;
4. West-East Gas Pipeline Branch of State Oil and Gas Pipeline Network Group Co., Ltd., Shanghai, 200120, China

Abstract: The instability and collapse of the wellbore are the problems that must be dealt with in the drilling engineering. Aiming at the ultra-deep drilling (> 6 000 m) process of complex formations, especially discontinuous formations, the stability of the wellbore in complex and special formations is analyzed through the coupling effects of rock mechanical properties, pore seepage, wellbore stress and

收稿日期:2022-09-05

基金项目:国家自然科学基金“页岩气开发条件下泥页岩井壁稳定与破裂机理研究”(51174036)

作者简介:刘宇沛(1989-),男,北京人,工程师,硕士,主要从事多相流及井筒传热研究工作。E-mail:liuyup37@cnooc.com.cn

通信作者:李白雪(1998-),女,河南永城人,硕士研究生,主要从事固—液两相流方面的研究工作。E-mail:bxl9812@163.com

temperature field. This paper uses the linear superposition principle to combine the thermally induced stress components which caused by the influence of formation seepage, pore pressure changes and changes in the formation temperature field into the in-situ porous elastic model, built up a thermal porous elastic model, and combined the D-P failure criterion and the “stress cloud” idea to establish a wellbore instability analysis model coupled with a porous elastic model and a dynamic temperature field, and the drilling process of an example well in the shallow part of deep water block is validated. The results show that longer drilling circulation time can achieve better formation cooling and hole cleaning effects, but as the circulation time increases, the temperature difference between the wellbore and the formation is too large, and the superimposed thermally induced stress value will increase. The stress difference in all directions of a large rock formation is more prone to instability. The research results broaden the range of application of the previous method of wellbore stability analysis and improve the calculation accuracy.

Keywords: Complex formation; Thermal porous elastic model; Drilling fluid circulation; Wellbore stability

0 前言

钻井液循环过程中,随着循环时间延长,井壁附近及远场的岩层性质由于温度场差异增大可能发生振荡,导致岩层更易失稳。国内外研究人员针对稳定性已开展了诸多研究^[1-6]。Chen Guizhong 等人^[7]分析了温度对可渗透井壁和不可渗透井壁的稳定性影响,得到井筒温度升高导致井壁坍塌风险增大的结论,但并未给出定量关系。Farahani H S 等人^[8]建立了适用于高渗透性地层中传热的 3D 热孔—弹性模型,该模型的建立是基于线弹性的假设,得出耦合温度影响的地应力关系式。曹文科等人^[9]结合地层强度准则与拉伸破坏准则建立了综合地层热交换的深水井壁坍塌压力与破裂压力计算模型,分析认为钻井液循环能够抑制井壁坍塌,但过冷条件下更易引发井漏。

本文结合地层温度随深度和径向变化的规律,利用线性叠加原理将地层渗流影响、孔隙压力变化以及地层温度场变化引起的热诱导应力分量,组合到原位多孔弹性模型中,建立热孔弹性模型并运用 D-P 失效准则和“应力云”思想,形成了多孔弹性模型及动态温度场耦合的井壁稳定分析方法,并选取深水浅部区块 1 口实例井进行验证,证明了该方法对认识多参数影响下的井壁失稳机理和实钻井失稳分析设计具有一定指导意义。

1 热孔弹性模型

1.1 应力分析

分析钻井过程中应力和应变问题时,使用柱坐标系对各向应力进行转换,具体坐标系转换过程为:首先将对应原始笛卡尔坐标系应力转换表达为地方笛卡尔坐

标系应力;其次将地方笛卡尔坐标系应力转换为柱坐标系应力^[10]。

坐标系转换后的岩石各向受应力和应变状态方程见式(1)~(6)。

$$\nabla^2 u_r + \frac{1}{1-2\nu_u} \frac{\partial e_v}{\partial r} - \frac{1}{r} \left(\frac{2}{r} \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} + \frac{u_r}{r} \right) - \frac{2B(1+\nu_u)}{3(1-2\nu_u)} \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial r} = 0 \quad (1)$$

$$\nabla^2 u_\theta + \frac{1}{1-2\nu_u} \frac{\partial e_v}{\partial \theta} - \frac{1}{r} \left(\frac{u_\theta}{r} - \frac{2}{r} \frac{\partial u_r}{\partial \theta} \right) - \frac{2B(1+\nu_u)}{3(1-2\nu_u)} \frac{\partial \varepsilon_v}{r \partial \theta} = 0 \quad (2)$$

$$\nabla^2 u_z + \frac{1}{1-2\nu_u} \frac{\partial e_v}{\partial z} - \frac{2B(1+\nu_u)}{3(1-2\nu_u)} \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial z} = 0 \quad (3)$$

$$\nabla^2 \varepsilon_v = \frac{1}{c} \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} \quad (4)$$

$$\sigma_{ij} = 2Ge_{ij} + \frac{2G\nu}{1-2\nu} \delta_{ij} e_v - \alpha \delta_{ij} p_p \quad (5)$$

$$p_p = -\frac{2GB(1+\nu_u)}{3(1-2\nu_u)} e_v - \frac{2GB^2(1-\nu)(1+\nu_u)}{9(\nu-\nu_u)(1-2\nu_u)} \varepsilon_v \quad (6)$$

式中: u_r 、 u_θ 和 u_z 分别为沿岩石径向、周向和轴向的形变; e_v 为岩石线性膨胀系数; ε_v 为单位控制体内流入与流出流体的体积变化率; B 为 Skempton 孔隙压力系数; c 为水力学扩散系数; r 为径向位置到井眼中心的距离,m; G 为岩石剪切模量; ν 、 ν_u 分别为排水、不排水条件下的泊松比; ∇ 为拉普拉斯算子; σ_{ij} 为各向应力张量; e_{ij} 为各向应力单位张量; α 为岩石 Biot 常数; δ_{ij} 为克罗内克函数; p_p 为孔隙压力,Pa。

e_v 、 c 和 α 具体表达式对应式(7)~(9)。

$$e_v = \frac{\partial u_r}{\partial r} + \frac{u_r}{r} + \frac{\partial u_\theta}{r \partial \theta} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \quad (7)$$

$$c = \frac{2G\kappa B^2(1-\nu)(1+\nu_u)^2}{9(1-\nu_u)(\nu_u-\nu)} \quad (8)$$

$$\alpha = \frac{3(\nu_u-\nu)}{B(1-2\nu)(1+\nu_u)} \quad (9)$$

式中: κ 为岩石孔隙渗透率和孔隙流体黏度之比。

在分析井筒稳定性时, Bradley W B^[11] 和 Fjær E^[12] 给出了一般斜井受恒定孔隙压力条件下, 围岩应力分布的弹性解。其他学者对围岩应力分布的求解也是对岩层做线弹性假设, Aadnoy B S 等人^[13]、Ong S H 等人^[14] 用叠加法将求解的井周应力场的附加热应力和孔隙压力变化的附加应力叠加在地应力之上, 但这类模型没有考虑到孔隙流体和岩层基质之间相互影响(耦合)关系。

1.2 耦合模型

本文基于 Abousleiman Y N 等人^[10] 提出的用于分析复杂孔隙压力条件下的瞬态应力场变化, 建立了耦合孔隙流体渗流影响的井壁稳定分析模型。对于渗流影响, 结合井眼无限长的假设, 可以忽略沿轴向流体的渗流作用; 分析岩层受应力时, 以孔隙弹性模型下的平面应变问题、弹性单轴应变问题和弹性反平面剪切问题的叠加影响为主^[15]。具体假设: 井眼周围岩层性质均质且各向同性; 地层岩石为多孔弹性模型, 含均质孔隙流体; 地层性质与温度无关; 地层孔隙流体无热交换; 远场岩层应力分布均质, 远场孔隙压力为一常数; 井眼周围孔隙压力分布和地层渗流作用在单位时间步都是恒定变化。

在上述耦合孔隙流体渗流影响的井壁失稳分析模型基础上, 采用拉普拉斯变换和傅里叶变换来离散该模型。通过线性叠加原理分别将孔隙压力引起的应力诱导分量、热诱导应力分量和地层渗流影响组合到原位多孔弹性模型中, 建立起多孔弹性模型及动态温度场耦合的井壁稳定分析方法, 推导出基于热应力影响的当量循环密度模型。再利用破坏准则来确定变形极限并评估钻井过程中的井筒稳定性。

由孔隙流体的渗流作用引起的应力和应变计算见式(10)~(12)。

$$\tilde{p}^{(1)} = \frac{K_0(r\tau)u_f}{s\kappa\tau K_1(R\tau)} \quad (10)$$

$$\tilde{\sigma}_r^{(1)} = -\frac{u_f}{s\kappa\tau K_1(R\tau)r^2} \left(R^2 K_0(R\tau) + \frac{\alpha(1-2\nu)}{1-\nu} \frac{RK_1(R\tau) - rK_1(r\tau)}{\tau} \right) \quad (11)$$

$$\tilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(1)} = \frac{u_f}{s\kappa\tau K_1(R\tau)} \left[\frac{R^2}{r^2} K_0(R\tau) + \frac{\alpha(1-2\nu)}{1-\nu} \left(\frac{RK_1(R\tau)}{r^2\tau} - \frac{K_1(r\tau)}{r\tau} - K_0(r\tau) \right) \right] \quad (12)$$

式中: p 为应力, Pa; σ 为应变; u_f 为孔隙流体流速, $u_f = -\kappa \frac{dp}{dr}$, cm/min; R 为井眼半径, m; s 为拉普拉斯转换因子; $\tau = \sqrt{\frac{s}{c}}$; K_n 为修正后的第二类 n 阶贝塞尔函数, $n = 0, 1, 2, \dots$; 上标(I)为第一种模式(地层渗流影响)下的应力和应变。

使用拉普拉斯变换数值反演的 Stehfest 算法^[16], 从拉普拉斯域中的解得到基于时间变化的孔隙压力引起的应力和应变最终解。具体变形公式见式(13)~(19)。

$$\sigma_{rr}^{(II)} = -S_m + S_0 \cos 2(\theta - \theta_r) + \sigma_{rr}^{(1)} + \sigma_{rr}^{(2)} + \sigma_{rr}^{(3)} \quad (13)$$

$$\sigma_{\theta\theta}^{(II)} = -S_m - S_0 \cos 2(\theta - \theta_r) + \sigma_{\theta\theta}^{(1)} + \sigma_{\theta\theta}^{(2)} + \sigma_{\theta\theta}^{(3)} \quad (14)$$

$$\sigma_{zz}^{(II)} = \nu[\sigma_{rr}^{(II)} + \sigma_{\theta\theta}^{(II)}] - \alpha(1-2\nu)p^{(1)} - S_z + [\nu(S_x + S_y) + \alpha(1-2\nu)p_p] \quad (15)$$

$$\sigma_{r\theta}^{(II)} = -S_0 \sin 2(\theta - \theta_r) + \sigma_{r\theta}^{(3)} \quad (16)$$

$$\sigma_{rz}^{(II)} = -(S_{xz} \cos \theta + S_{yz} \sin \theta) \left[1 - \frac{R^2}{r^2} \right] \quad (17)$$

$$\sigma_{\theta z}^{(II)} = (S_{xz} \sin \theta - S_{yz} \cos \theta) \left[1 + \frac{R^2}{r^2} \right] \quad (18)$$

$$p^{(II)} = p_p + p^{(2)} + p^{(3)} \quad (19)$$

式中: $S_m = \frac{S_x + S_y}{2}$ 为平均压应力, Pa; S_0 为偏应力, $S_0 = \sqrt{\left(\frac{S_x - S_y}{2} \right)^2 + S_{xy}^2}$, Pa; θ_r 为旋转角, $\theta_r = \frac{1}{2} \tan^{-1} \frac{2S_{xy}}{S_x - S_y}$; 上标(1)、(2)、(3)分别为三种加载到井眼的应力和应变; 上标(II)为第二种模式(孔隙压力变化)下的应力和应变。对于第二种模式, 井眼受到的应力和产生的应变由三种原因导致: Lamé(弹性变形)问题导致应变(1)产生、扩散问题导致应力和应变(2)产生、多孔弹性偏应力导致应力和应变(3)产生, 具体产生原因可见 Cui L 等人^[15] 的论文。

应变(1):

应力和应变(2)可以表示为由于孔隙压力引起的非耦合作用扩散问题, 解可由拉普拉斯域得出:

$$\sigma_{rr}^{(1)} = S_m \frac{R^2}{r^2} \quad (20)$$

$$\sigma_{\theta\theta}^{(1)} = -S_m \frac{R^2}{r^2} \quad (21)$$

$$\tilde{\sigma}_r^{(2)} = -\frac{2\eta p_p}{s} \left[\frac{R}{r} \frac{K_1(\xi)}{\beta K_0(\beta)} - \frac{R^2}{r^2} \frac{K_1(\beta)}{\beta K_0(\beta)} \right] \quad (22)$$

$$\tilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(2)} = \frac{2\eta p_p}{s} \left[\frac{R}{r} \frac{K_1(\xi)}{\beta K_0(\beta)} - \frac{R^2}{r^2} \frac{K_1(\beta)}{\beta K_0(\beta)} + \frac{K_0(\xi)}{K_0(\beta)} \right] \quad (23)$$

$$\bar{p}^{(2)} = -\frac{p_p}{s} + \frac{K_0(\xi)}{K_0(\beta)} \quad (24)$$

式中: η 为多孔弹性应力系数; $\xi = r \sqrt{\frac{s}{c}}$; $\beta = R \sqrt{\frac{s}{c}}$ 。

应力和应变(3)可以表示为岩层的多孔弹性模型的耦合作用:

$$\begin{aligned} \tilde{\sigma}_{rr}^{(3)} = & \frac{S_o}{s} \left\{ \frac{B(1+\nu_u)}{3(1-\nu_u)} C_1 \left[\frac{1}{\xi} K_1(\xi) + \frac{6}{\xi^2} K_2(\xi) \right] - \right. \\ & \left. \frac{1}{(1-\nu_u)} C_2 \frac{R^2}{r^2} - 3C_3 \frac{R^4}{r^4} \right\} \cos 2(\theta - \theta_r) \end{aligned} \quad (25)$$

$$\begin{aligned} \tilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(3)} = & \frac{S_o}{s} \left\{ -\frac{B(1+\nu_u)}{3(1-\nu_u)} C_1 \left[\frac{1}{\xi} K_1(\xi) + \right. \right. \\ & \left. \left. \left(1 + \frac{6}{\xi^2}\right) K_2(\xi) \right] + 3C_3 \frac{R^4}{r^4} \right\} \cos 2(\theta - \theta_r) \end{aligned} \quad (26)$$

$$\begin{aligned} \tilde{\sigma}_{r\theta}^{(3)} = & \frac{S_o}{s} \left\{ \frac{2B(1+\nu_u)}{3(1-\nu_u)} C_1 \left[\frac{1}{\xi} K_1(\xi) + \frac{3}{\xi^2} K_2(\xi) \right] - \right. \\ & \left. \frac{C_2}{2(1-\nu_u)} \frac{R^2}{r^2} - 3C_3 \frac{R^4}{r^4} \right\} \cos 2(\theta - \theta_r) \end{aligned} \quad (27)$$

$$\begin{aligned} \bar{p}^{(3)} = & \frac{S_o}{s} \left[\frac{B^2(1-\nu)(1+\nu_u)^2}{9(1-\nu_u)(\nu_u-\nu)} C_1 K_2(\xi) + \right. \\ & \left. \frac{B(1+\nu_u) C_2}{3(1-\nu_u)} \frac{R^2}{r^2} \right] \cos 2(\theta - \theta_r) \end{aligned} \quad (28)$$

式中: $C_1 = -\frac{12\beta(1-\nu_u)(\nu_u-\nu)}{B(1+\nu_u)(D_2-D_1)}$; $C_2 = \frac{4(1-\nu_u)D_2}{(D_2-D_1)}$;

$C_3 = -\frac{\beta(D_2+D_1)+8(\nu_u-\nu)K_2(\beta)}{B(D_2-D_1)}$; $D_1 = 2(\nu_u-\nu)K_1(\beta)$;

$D_2 = \beta(1-\nu)K_2(\beta)$ 。

热诱导应力分量:

$$\sigma_{rr}^{(III)} = -\frac{\alpha_T E}{1-\nu} \frac{1}{r^2} \int_{r_w}^{r_\infty} \Delta T_f(r, t) r dr - \alpha_T E \Delta T_w(t) \frac{r_w^2}{r^2} \quad (29)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{\theta\theta}^{(III)} = & \frac{\alpha_T E}{1-\nu} \left[\frac{1}{r^2} \int_{r_w}^{r_\infty} \Delta T_f(r, t) r dr - \Delta T_f(r, t) \right] + \\ & \alpha_T E \Delta T_w(t) \frac{r_w^2}{r^2} \end{aligned} \quad (30)$$

$$\sigma_{zz}^{(III)} = -\frac{\alpha_T E}{1-\nu} \Delta T_f(r, t) \quad (31)$$

式中: D 为岩层物性参数; E 为岩石弹性模量, GPa; r_w 为井壁半径, m; α_T 为岩石受热的线性热膨胀系数, $1/K$; ΔT_w 为井眼原始温度随时间和径向变化, $^\circ\text{C}$; ΔT_f 为地层原始温度随时间和径向变化, $^\circ\text{C}$, $\Delta T_f(r, t) = T_f(r, t) - T_f(r, 0)$, 定义地层受压为正; 上标 (III) 为第三种模式(地层温度场变化)下的应力应变。

可以看出, 当地层温度升高时, 井壁附近地层环向应力增大, 对地层加热会导致较低拉应力, 从而降低井

壁破裂风险; 同样, 对井壁循环降温或将减少受压应力, 从而减少井壁坍塌风险。

最终, 基于拉普拉斯变换和傅里叶变换解得的沿井眼应力和孔隙压力分布见式(32)~(38)。

$$\sigma_{rr} = \sigma_{rr}^{(I)} + \sigma_{rr}^{(II)} + \sigma_{rr}^{(III)} \quad (32)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \sigma_{\theta\theta}^{(I)} + \sigma_{\theta\theta}^{(II)} + \sigma_{\theta\theta}^{(III)} \quad (33)$$

$$\sigma_{zz} = \sigma_{zz}^{(I)} + \sigma_{zz}^{(II)} + \sigma_{zz}^{(III)} \quad (34)$$

$$\sigma_{r\theta} = \sigma_{r\theta}^{(II)} \quad (35)$$

$$\sigma_{rz} = \sigma_{rz}^{(I)} + \sigma_{rz}^{(II)} \quad (36)$$

$$\sigma_{\theta z} = \sigma_{\theta z}^{(II)} \quad (37)$$

$$p = p^{(I)} + p^{(II)} \quad (38)$$

2 井壁失效准则

结合“应力云”思想和对应的失效准则^[11,15,17], 分析井壁受到剪切破坏或达到失稳极限。Fjær E 等人^[18]指出在校核饱和流体的多孔岩石层稳定性时, 砂岩地层易发生脆性劈裂, 摩尔-库仑(M-C)剪切破坏准则, 忽略了中间主应力的影响, 并未考虑井壁渗透作用, 因此给出的预测可能过度保守。对六边形基准面稍作修正后的 Lade 模型^[19], 在主应力空间中屈服面仍为不等边十二角锥形, 不适宜数值积分。最终基于 D-P 模型对 Mises 模型的六角形基准面光滑修改后, 通过对受外力岩石控制体的 3 个主要应力分量校核, 能克服 Mises 模型不适用于拉压强度差异较大的岩土材料情况^[20]。又由于大多数强度标准是用有效主应力表示:

$$J_2 = \frac{1}{6} [(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2 + (\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{rr})^2] + \sigma_{r\theta}^2 + \sigma_{rz}^2 + \sigma_{\theta z}^2 \quad (39)$$

$$S_p = -\frac{\sigma_{rr} + \sigma_{\theta\theta} + \sigma_{zz}}{3} - p_p \quad (40)$$

式中: J_2 为岩层受到平均切应力, Pa; S_p 为岩层受到的有效平均压应力, Pa。

最终, 通过给定任一时刻下沿着圆周方向上的 J_2 和 S_p 之间的关系, 则有当前步以及指定半径范围内的完整闭合关系($0 \sim 360^\circ$)。D-P 失效准则变形为:

$$\sqrt{J_2} = 3AS_p + D \quad (41)$$

式中: A 为岩层物性参数^[17]。如果最终应力云部分图示在失效极限之上, 则说明井壁可能失稳, 失效多发生在准则线之上的包络线对应区域以及时间节点。

3 实例分析

以锦州油田 A 区块开发项目为例进行分析验证。该油田开发井大位移井较多, 水垂比 > 2.5 , 在钻探过程中出现多次阻卡、漏失等复杂情况。区块已钻探井 9 口, 平均水深 12.6 m, 平均实钻井深 1 180 m, 钻遇主力层为馆陶组, 最大水平应力梯度 21.5 kPa/m, 最小水平应力

梯度 18.1 kPa /m,上覆地应力梯度 22.6 kPa /m,孔隙压力梯度 10.2 kPa /m,岩层孔隙度 5% ,Biot 常数 0.83,地温梯度 0.02 K /m,热膨胀系数 2.52×10^{-5} /K,岩层比热容 1 060 J /(kg·K),岩层导热系数 5.19 W /(m² · K /m)。

应用实验室的伺服控制常规三轴实验系统和 EDC

表 1 岩石三轴实验所得岩石物性参数表

Tab.1 Core physical property parameters obtained from triaxial rock experiments

井号	岩心 编号	井深 / m	实验结果				测井数据修正结果				
			围压 / MPa	密度 / (g·cm ⁻³)	弹性模 量 /GPa	泊松比	峰值强度 / MPa	密度 / (g·cm ⁻³)	弹性模 量 /GPa	泊松比	峰值强度 / MPa
A 井	7	825.52	10	2.02	0.77	0.37	18.25	2.12	4.09	0.39	32.38
A 井	9	825.55	5	2.01	0.60	0.31	12.98	2.13	3.16	0.32	22.25
B 井	15	967.59	10	2.06	0.71	0.30	19.33	2.18	3.76	0.31	38.02
B 井	18	967.71	8	1.98	0.60	0.25	15.81	2.18	3.18	0.26	33.51
B 井	19	967.73	5	2.05	0.66	0.30	13.31	2.18	3.51	0.31	26.27

取样岩心内聚力和内摩擦角实验结果见表 2。

表 2 内聚力和内摩擦角实验结果表

Tab.2 Experimental results of cohesion and internal friction Angle

井号	层位	井深 / m	岩性	内聚力 / MPa	内摩擦 角 /(°)	泡水时 间 /d
A 井	馆陶组	825.52 ~ 825.55	砂岩	3.38	22.85	0
A 井	馆陶组	825.49 ~ 825.50	砂岩	2.19	19.22	1
B 井	馆陶组	967.59 ~ 967.73	砂岩	4.72	23.88	0
B 井	馆陶组	967.57 ~ 967.60	砂岩	1.76	19.09	3

基于孔隙流体的渗流影响与孔隙压力耦合的热孔隙弹性的应力计算模型,结合锦州 A 区块取样岩心实测岩石力学特性参数,分析了不同循环时间下温度分布以及各向同性均质地层的应力分布,并基于 D-P 失效准则的井眼稳定性分析模型做失效分析。

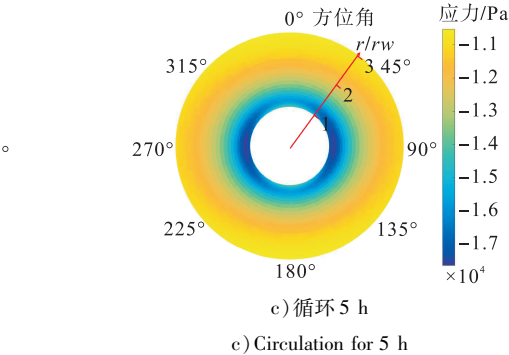
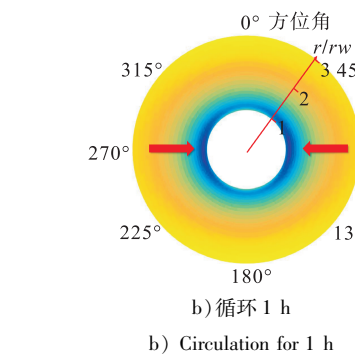
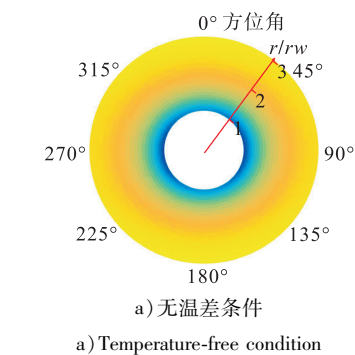


图 2 不同钻井液循环时间下沿井眼切向应力分布图

Fig.2 Tangential stress distribution along the wellbore under different cycle times diagram

全数字伺服测控器,将岩样处理成规律圆柱短节(Φ25 mm×50 mm)后,实验中保持围压恒定而逐步增大轴向载荷,得到岩石加载力后发生破坏的应力—应变曲线变化过程,并基于岩心强度与声阻抗之间关系得到取样岩心物性参数,见表 1。

计算目标层位不同循环时间下地层径向温度分布情况,见图 1。

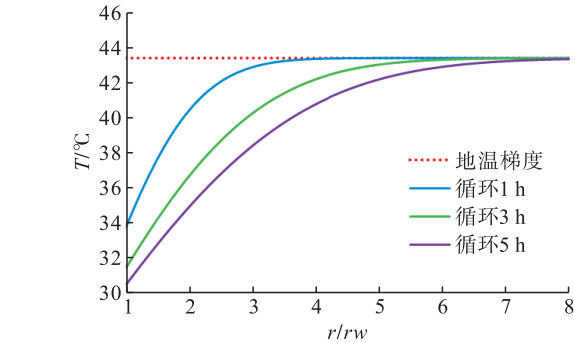


图 1 不同循环时间下地层径向温度分布图

Fig.1 Formation radial direction temperature distribution under different cycle times

图 1 中横轴 r/rw 表示不同径向距离和井径之比。由图 1 可以看出,随着循环时间延长,钻柱内钻井液与地层热交换效果增加,冷却效果更好,沿着井壁径向位置温度分布逐渐降低。不同钻井液循环时间下沿井眼切向应力分布见图 2。

由图 2 可知,井眼切向应力在水平最小主应力方向(方位角为 90° 与 270°) 出现应力集中的情况,随着循环时间延长,沿着井壁径向温度分布逐渐降低,导致井壁收缩产生拉应力。相较于无温差条件,随着温度降低,热诱导应力值越大,导致井壁处各向应力差值增大,进而可能增加井壁处围岩剪切失稳风险。因此分析认为,钻进循环或井眼清洁过程中,循环时间并非越久越好,

需要考虑地层附加应力随时间的变化来选择适当的循环时间。

结合本文提出的多孔弹性模型与动态温度场耦合的井壁稳定分析方法,基于 D-P 失效准则校核不同循环时间下 J_2 与 S_p 之间的关系以及可能失稳的阈值区域,进而分析不同层位井眼稳定性,分析结果见图 3~4。

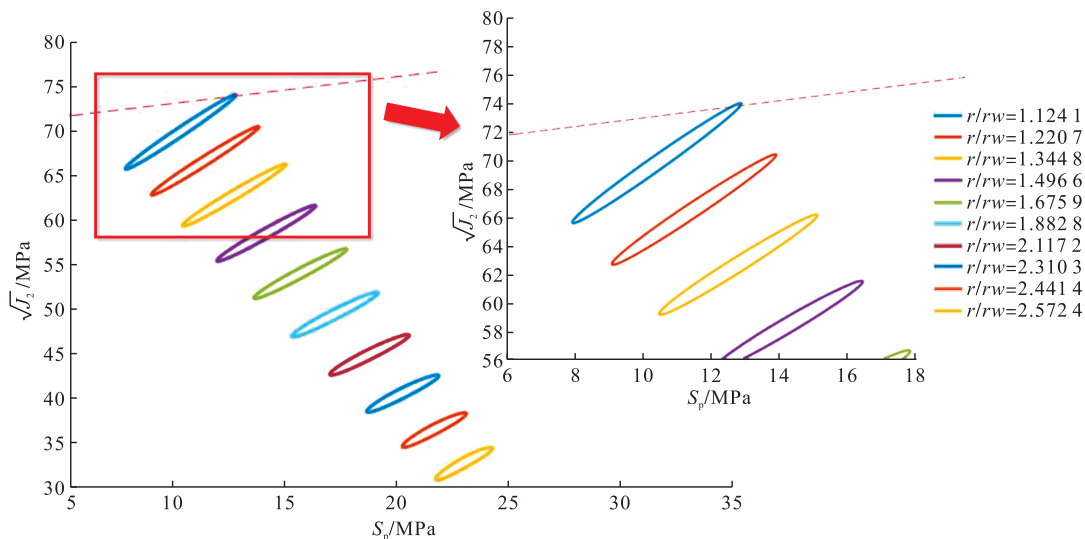


图 3 无温差条件下地层各向应力对井壁稳定性影响图

Fig. 3 Influence of formation anisotropic stress on wellbore stability without temperature difference

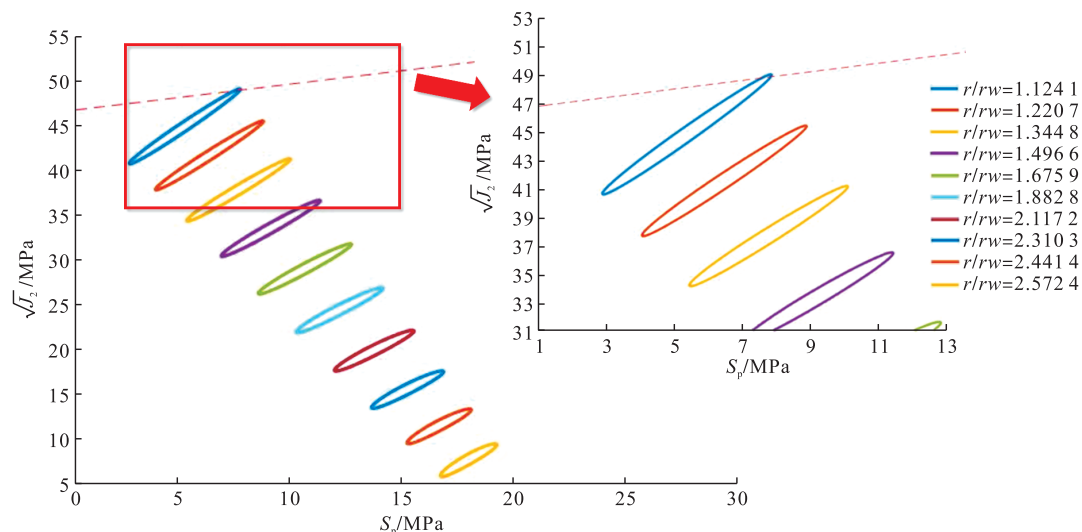


图 4 钻井液循环 5 h 时地层各向应力对井壁稳定性影响图

Fig. 4 Influence of formation anisotropic stress on wellbore stability with drilling fluid circulation for 5 h

由图 3~4 可以看出,钻井液与岩层之间的热交换越久,近井壁处越易出现失稳阈值,这是由于实时岩层温度场的叠加会加大岩石各向应力之间的差值,进而加剧漏失或坍塌风险。类似页岩等低渗透脆性岩层,围岩的导热系数、页岩凝聚力及波速等各向异性参数更易受温度影响而发生振荡,热场的交替更易导致该层位发生失稳事故^[21]。

4 结论

1) 建立了多孔弹性模型与动态温度场耦合的井壁稳定分析方法,通过将地层渗流影响、孔隙压力变化以及地层温度场变化引起的热诱导应力分量叠加,并结合 D-P 失效准则以及“应力云”思想,拓宽了以往井壁稳定性分析模型应用范围并提高了计算精度。

2) 增大钻井液循环时间能对井眼下部分地层起到

更好的冷却以及井眼清洁效果。但随着循环时间延长,井壁与地层之间温差过大,叠加的热诱导应力值会加大岩层各向应力差值,更易产生漏失或坍塌风险。

3)温度差异引起的热诱导应力值较小,但随着温差逐渐增大及低渗岩层的脆性影响,温度场的反复变化更容易导致岩层各向异性参数值振荡,加剧失稳风险。

参考文献:

- [1] 曹文科,邓金根,蔚宝华,等.弹性参数各向异性对页岩井周应力的影响[J].西安石油大学学报(自然科学版),2016,31(5):27-35.
CAO Wenke, DENG Jingen, YU Baohua, et al. Effect of anisotropy of elastic parameters of shale formation on stress distribution around wellbore [J]. Journal of Xi'an Shiyou University (Natural Science Edition), 2016, 31 (5): 27-35.
- [2] 张喜凤,李天太,施里宇,等.深井抗高温高密度盐水钻井液实验研究[J].西安石油大学学报(自然科学版),2007,22(5):37-40.
ZHANG Xifeng, LI Tiantai, SHI Liyu, et al. Experimental study of the high-density salt water drilling fluid with high-temperature resistance for deep wells [J]. Journal of Xi'an Shiyou University (Natural Science Edition), 2007, 22 (5): 37-40.
- [3] 明显森,舒小波,卢丹.磨溪—高石梯上部井段优快钻井液技术[J].石油与天然气化工,2020,49(1):72-76.
MING Xiansen, SHU Xiaobo, LU Dan. Drilling fluid technology for safe and fast drilling in upper section of Moxi-Gaoshiti block [J]. Chemical Engineering of Oil & Gas, 2020, 49 (1): 72-76.
- [4] 万小迅.川西页岩气藏新型水基钻井液体系的性能评价及现场应用[J].石油与天然气化工,2015,44(6):96-100.
WAN Xiaoxun. Performance evaluation and field application of new water-based drilling fluid system in western Sichuan shale gas reservoir [J]. Chemical Engineering of Oil & Gas, 2015, 44 (6): 96-100.
- [5] 冉小丰,王越之,贾善坡,等.基于渗流—应力—损伤耦合模型的泥页岩井壁稳定性研究[J].中国科技论文,2015,10(3):370-374.
RAN Xiaofeng, WANG Yuezhi, JIA Shanpo, et al. Analysis of borehole stability based on seepage-stress-damage coupling model [J]. China Sciencepaper, 2015, 10 (3): 370-374.
- [6] 赵博,惠江涛,许洋,等.疏松砂岩应力敏感性及对井眼坍塌的影响[J].中国科技论文,2020,15(9):980-986.
ZHAO Bo, HUI Jiangtao, XU Yang, et al. Stress sensitivity of unconsolidated sandstone reservoir and its effect on borehole collapse [J]. China Sciencepaper, 2020, 15 (9): 980-986.
- [7] CHEN Guizhong, EWY R T. Thermoporoelastic effect on wellbore stability [J]. SPE Journal, 2005, 10 (2): 121-129.
- [8] FARAHANI H S, YU M, MISKA S, et al. Modeling transient thermo-poroelastic effects on 3D wellbore stability [C] //SPE Annual Technical Conference and Exhibition, 24-27 September, 2006, San Antonio, Texas, USA. New York: SPE, 2006.
- [9] 曹文科,邓金根,谭强,等.深水钻井热交换作用下的井壁稳定性分析[J].中国安全生产科学技术,2017,13(6):53-57.
CAO Wenke, DENG Jingen, TAN Qiang, et al. Analysis on stability of borehole under the effect of heat exchange in deepwater drilling [J]. Journal of Safety Science and Technology, 2017, 13 (6): 53-57.
- [10] ABOUSLEIMAN Y N, CHEN Shengli. Poromechanics response of an inclined borehole subject to in-situ stress and finite length fluid discharge [J]. Journal of Mechanics of Materials and Structures, 2010, 5 (1): 47-66.
- [11] BRADLEY W B. Failure of inclined boreholes [J]. Journal of Energy Resources Technology, 1979, 101 (4): 232-239.
- [12] FJÆR E, HOLT R M, HORSRUD P, et al. Petroleum related rock mechanics [M]. 1st ed. Amsterdam: Elsevier Science Publishers B. V, 1992.
- [13] AADNOY B S, CHENEVERT M E. Stability of highly inclined boreholes [J]. SPE Drilling Engineering, 1987, 2 (4): 364-374.
- [14] ONG S H, ROEGIERS J C. Influence of anisotropies in borehole stability [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 1993, 30 (7): 1069-1075.
- [15] CUI L, CHENG A H D, ABOUSLEIMAN Y. Poroelastic solution for an inclined borehole [J]. Journal of Applied Mechanics, 1997, 64 (1): 32-38.
- [16] STEHFEST H. Numerical inversion of Laplace transforms [J]. Communications of the ACM, 1970, 13 (10): 624.
- [17] DESAI C S, SIRIWARDANE H J. Constitutive laws for engineering materials, with emphasis on geologic materials [M]. Englewood Cliffs: Prentice Hall, 1984.
- [18] FJÆR E, HOLT R M, HORSRUD P, et al. Petroleum related rock mechanics [M]. 2nd ed. Amsterdam: Elsevier Science Publishers B. V, 2008.
- [19] EWY R T. Wellbore-stability predictions by use of a modified lade criterion [J]. SPE Drilling & Completion, 1999, 14 (2): 85-91.
- [20] COLMENARES L B, ZOBACK M D. A statistical evaluation of intact rock failure criteria constrained by polyaxial test data for five different rocks [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2002, 39 (6): 695-729.
- [21] 王国营.高温作用下油页岩热物理、渗流、力学特征各向异性演化规律及其应用[D].太原:太原理工大学,2019.
WANG Guoying. Evolution of anisotropic thermophysical, hydraulic, mechanical characteristics under high temperature and its application [D]. Taiyuan: Taiyuan University of Technology, 2019.