

控压钻井井底气侵停止与否 实时判别方法研究*

何 森¹, 柳贡慧^{1,2}, 李 军¹, 张 涛², 李梦博³, 郭庆丰⁴

- (1. 中国石油大学 石油工程学院, 北京 102249;
2. 北京信息科技大学, 北京 100192;
3. 中海油研究总院, 北京 100027;
4. 中国石油勘探开发研究院, 北京 100083)

摘要: 实时判别井底气侵停止与否是控压钻井井控方法的关键,直接关系到基于立压控制法循环排气或常规关井等后续作业的选取.综合考虑气体运移膨胀和气体溶解的因素,指出出入口流量一致并不等同于井底气侵停止,两者存在时间先后关系.基于快速施加井口回压控制方法,建立了控压钻井井筒与地层耦合的多相变质量流动模型,采用有限差分法迭代求解,模型计算值与实验测量值吻合较好.模拟结果表明,出口流量有无明显拐点是区分出入口流量一致和井底气侵停止时间先后的标志.一旦井底气侵停止,立管压力的二阶导数会迅速降至0点附近且趋于稳定.根据上述参数变化特征,提出了基于出入口流量和立管压力实时监测的井底气侵停止与否实时判别方法.该研究对于完善控压钻井井控理论具有重要的指导意义.

关键词: 控压钻井; 出入口流量; 井口回压; 立管压力; 二阶导数

中图分类号: TE21 **文献标志码:** A

doi: 10.3879/j.issn.1000-0887.2015.08.008

引 言

随着油气资源勘探开发转向深部复杂地层^[1],由窄泥浆密度窗口、压力系统复杂引起的井下气侵事故频发.井底气侵使得井筒由恒定质量流动转化为变质量流动^[2-3],气体在运移过程中不断膨胀变化会导致井筒压力与流量持续波动且难以控制,从而造成井下复杂情况.针对上述钻井难题,国际钻井承包商协会(IADC)于2004年正式提出了控压钻井技术^[4],该项技术近十年来得到了长足的发展,并由此基于瞬态多相流理论衍生了控压钻井井控方法^[5].其采用密闭带压循环系统,通过改变节流阀开度以实时调节井口回压,并控制出口流量,实现在钻井液正常循环下有效控制气侵.一旦确定井底气侵停止,即井筒恢复恒定质量流动,继而采用立压控制法循环排气.控压钻井井控相比常规井控方法,成功规避了由关井作业可能引起的压漏地层和开关泵时压力波动等问题.而如果井底气侵停止与否不能及时确定,就可能造成在井底

* 收稿日期: 2015-02-02; 修订日期: 2015-06-24

基金项目: 国家自然科学基金(重点项目)(51334003); 国家自然科学基金(面上项目)(51274221; 51274045; 51374223)

作者简介: 何森(1989—),男,湖北荆门人,博士生(通讯作者. E-mail: 18810459934@163.com).

气侵本已停止的情况下继续施加井口回压,一旦超过井口回压上限后就会导致常规关井,大大增加非生产作业时间和钻井费用。

目前针对监测气侵后控压钻井井控方法的研究集中在国外,而国内控压钻井井控理论还远未成熟.2008年起 Das 等^[6]、Guner^[7]和 Davoudi 等^[8]基于 UbitTS™ 软件数值模拟,主要分析了快速施加井口回压、增大循环排量和常规关井 3 种井控方法的局限性和适用性,指出快速施加井口回压是一种较理想的控压钻井井控方法,并将进出口流量一致作为井底气侵停止的标志.2012年 Bacon 等^[9]首次提出进出口流量一致不等于井底气侵停止,即单纯依靠进出口流量无法判断井底是否出气,但是他们忽略了气体溶解的影响,不能真实表征闭环条件下井筒进出口流量关系.笔者基于闭环条件下气体运移理论,综合考虑侵入气体上升膨胀和气体溶解的因素,定性分析了进出口流量一致与井底气侵停止之间的差异.同时结合井筒多相流理论,建立了控压钻井井筒与地层耦合的多相变质量流动模型,在数值模拟的基础上,提出了基于进出口流量和立管压力参数的井底气侵停止与否实时判别方法。

1 闭环条件下气体运移理论分析

将整个井筒空间作为一个控制体,单位时间内井底气侵引起的控制体底部体积的变化可通过上边界进出口流量变化来体现,则气侵开始后可视控制体体积近似不变.基于叠加原理得出,出口流量等于入口流量、井底气侵量、气体上升膨胀速率和气体溶解速率之和,具体表达式如下:

$$Q_{out} = Q_{in} + Q_{influx} + Q_{expansion} - Q_{solution} \tag{1}$$

式中, Q_{out} 为出口流量, m^3/s ; Q_{in} 为入口流量, m^3/s ; Q_{influx} 为井底气侵量, m^3/s ; $Q_{expansion}$ 为气体膨胀速率, m^3/s ; $Q_{solution}$ 为气体溶解速率, m^3/s 。

目前井口监测到溢流后,往往通过快速施加井口回压的方式,使得进出口流量一致 ($Q_{out} = Q_{in}$),并以此作为井底气侵停止的标志.该结论成立的前提是式(1)中 $Q_{expansion}$ 和 $Q_{solution}$ 近似为 0,其忽略了气体上升膨胀和气体溶解的影响.因此在实际井筒多相流动过程中,单纯依靠 $Q_{out} = Q_{in}$ 无法准确识别井底气侵停止与否.根据井口回压增加速率 (ΔP) 的大小,可以分为以下 3 类情况(见图 1), ΔP_1 , ΔP_2 分别为 $Q_{out} = Q_{in}$ 恰好实现和 $Q_{out} = Q_{in}$ 与井底气侵停止同时发生所需的 ΔP 临界值。

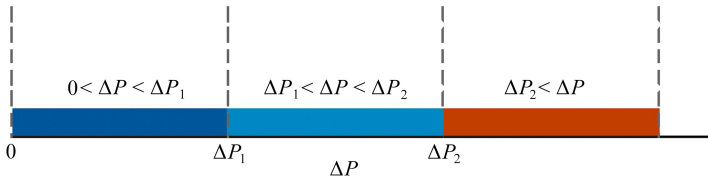


图 1 井口回压增加速率示意图

Fig. 1 The schematic of wellhead back pressure increasing rate

1) Q_{out} 恒大于 Q_{in} , 无法实现 $Q_{out} = Q_{in}$. 前提条件: $0 < \Delta P < \Delta P_1$. 此时,井口回压增加速率过小,使得式(1)中气体膨胀和溶解因素影响较大.随着时间的推移,尽管井底气侵停止后,即 $Q_{influx} = 0$,沿井筒上升的过程中气体仍会不断膨胀和析出,导致 $Q_{expansion} > 0$ 且 $Q_{solution} < 0$,因此 Q_{out} 恒大于 Q_{in} 。

2) $Q_{out} = Q_{in}$ 发生在井底气侵停止之后.前提条件: $\Delta P_1 < \Delta P < \Delta P_2$. 在该前提下,满足 $Q_{out} = Q_{in}$ 且 $Q_{influx} = 0$,式(1)简化为 $Q_{expansion} = Q_{solution}$.这意味着在 $Q_{out} = Q_{in}$ 的时间点,侵入气体在井筒内的膨胀速率和溶解速率一致。

3) $Q_{\text{out}} = Q_{\text{in}}$ 发生在井底气侵停止之前,前提条件: $\Delta P_2 < \Delta P$. 在该前提条件下,满足 $Q_{\text{out}} = Q_{\text{in}}$ 且 $Q_{\text{influx}} > 0$, 式(1)简化为 $Q_{\text{expansion}} - Q_{\text{solution}} = -Q_{\text{influx}} < 0$, 即 $Q_{\text{expansion}} < Q_{\text{solution}}$. 这意味着在 $Q_{\text{out}} = Q_{\text{in}}$ 的时间点,侵入气体在井筒内的膨胀速率小于溶解速率. 原因是井口回压增加速率较大,大大抑制了井筒内气体膨胀,甚至会造成 $Q_{\text{expansion}} < 0$.

既然单纯依靠出入口流量无法准确判断井底气侵是否停止,可以引入随钻测压装置(PWD),通过井底压力实时测量数据,进行辅助识别井底气侵停止与否. 根据 U 型管原理,钻柱、环空是相互连通的,即立管压力是井底压力最直接的反映,见式(2). 由于钻具底部普遍含单向阀,假设气体不进入钻柱内,这样在整个压力控制过程中,泥浆泵循环排量保持恒定,则井底压力与立管压力的差值基本不变. 因此,为了避免受到井下 PWD 的限制,文中均采用钻井现场常用的压力表数据——立管压力,进行井底气侵停止与否的实时判别.

$$P_s + P_h - \Delta P_d - \Delta P_t = P_b, \quad (2)$$

式中, P_s 为立管压力, MPa; P_h 为钻柱内静液柱压力, MPa; ΔP_d 为钻柱内循环压耗, MPa; ΔP_t 为钻头压耗, MPa; P_b 为井底压力, MPa.

2 控压钻井井筒多相变质量流动模型

当地层气体侵入井筒后,环空底部气侵段呈现气、液、固三相流动,且随着气体滑脱上升,含气段不断延长. 同时考虑气体溶解的影响,气体沿井筒运移过程中随温度压力的变化不断析出和溶解,因此井筒环空内为钻井液、溶解气、游离气和岩屑 4 组分混合流体.

2.1 多相变质量流动模型建立

模型基本假设:井筒流体作一维流动,忽略径向变化;钻井液为不可压缩的水基钻井液,考虑天然气溶解度影响,忽略井筒-地层传热影响,井筒内温度按线性梯度计算. 基于以上假设,建立了井筒多相变质量流动模型.

液相质量守恒方程

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_l \alpha_l A) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_l \alpha_l v_l A) = 0; \quad (3)$$

溶解气相质量守恒方程

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_d \alpha_d A) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_d \alpha_d v_d A) = q_d; \quad (4)$$

游离气相质量守恒方程

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_f \alpha_f A) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_f \alpha_f v_f A) = q_g - q_d; \quad (5)$$

固相质量守恒方程

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_s \alpha_s A) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_s \alpha_s v_s A) = q_s; \quad (6)$$

气、液、固三相动量守恒方程

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}(\rho_l \alpha_l v_l A + \rho_d \alpha_d v_d A + \rho_f \alpha_f v_f A + \rho_s \alpha_s v_s A) + \\ & \frac{\partial}{\partial z}(\rho_l \alpha_l v_l^2 A + \rho_d \alpha_d v_d^2 A + \rho_f \alpha_f v_f^2 A + \rho_s \alpha_s v_s^2 A) + \\ & (\rho_l \alpha_l + \rho_d \alpha_d + \rho_f \alpha_f + \rho_s \alpha_s) g A + \frac{\partial(pA)}{\partial z} + A \frac{\partial p_{fr}}{\partial z} = 0; \end{aligned} \quad (7)$$

气相实际速度方程

$$v_f = c_g v_m + v_{gr}; \quad (8)$$

固相实际速度方程

$$v_s = c_s v_m - v_f; \quad (9)$$

各相体积分数关系

$$\alpha_l + \alpha_d + \alpha_f + \alpha_s = 1, \quad (10)$$

式中, A 为环空流通面积, m^2 ; $\rho_l, \rho_d, \rho_f, \rho_s$ 分别为钻井液、溶解气相、游离气相、岩屑的密度, kg/m^3 ; $\alpha_l, \alpha_d, \alpha_f, \alpha_s$ 分别为钻井液、溶解气相、游离气相、岩屑的体积分数, 无量纲; v_l, v_d, v_f, v_s 分别为钻井液、溶解气相、游离气相、岩屑的实际流速, m/s ; q_g 为单位厚度气体侵入速度, $\text{kg}/(\text{s}\cdot\text{m})$; q_d 为单位厚度气体溶解速度, $\text{kg}/(\text{s}\cdot\text{m})$; q_s 为单位厚度岩屑产生速度, $\text{kg}/(\text{s}\cdot\text{m})$; p 为环空压力, Pa ; p_{fr} 为沿程摩阻, Pa ; v_m 为气液固混合流速, m/s ; c_g, c_s 分别为气相、岩屑分布系数, 无量纲; v_{gr} 为气相滑脱速度, m/s ; v_f 为岩屑沉降速度, m/s 。

垂直环空管内的流型分为泡状流、分散泡状流、段塞流、搅动流和环状流, 而泡状流和段塞流最为常见, 针对压降模型, 泡状流选用 Hasan-Kabir 经典模型^[10], 段塞流采用机理模型^[11]。方程组中气相漂移流参数 c_g, v_{gr} 由文献[12] 确定, 固相漂移流参数 c_s, v_f 由文献[13] 确定, q_d 由 Duan 模型^[14] 确定。气体侵入过程符合非 Darcy(达西) 渗流, q_g 选用二项式定理^[15] 计算。

2.2 初始条件和边界条件

初始条件为井底气侵开始前的井简单相钻井液稳态流动过程。

边界条件为: 1) 计算采用的溢流监测方法为泥浆池液面法, 当泥浆池增量未达到上限时, 钻井作业为正常钻进过程, 此时井口回压为设定的初始井口回压; 2) 当井口监测到溢流后, 钻井作业由正常钻进转向控压钻井井控模式^[16]。此时停止钻进, 钻井液仍然正常循环, 井口回压迅速增加。

2.3 模型求解

利用 MATLAB 编程开展数值计算, 针对上述数学模型采用气液界面追踪和有限差分法迭代求解, 关于控制方程的显式差分处理如下: 一阶空间导数采用一阶迎风格式, 一阶时间导数采用 4 点中心差分格式。该差分格式具有二阶精度。

具体求解步骤如下:

① 估算 $n+1$ 时刻井底压力 p_0^{n+1} , 结合地层渗流模型得到气体侵入速度 q_g 。

② 假设节点 j 处 $n+1$ 时刻的压力 $p_j^{n+1(0)}$, 并用状态方程求解井筒各组分流体的密度和粘度等物性参数。

③ 假设节点 j 处 $n+1$ 时刻的气相体积分数 $\alpha_j^{n+1(0)}$, 由溶解度方程和质量守恒方程计算出液相、溶解气、游离气和岩屑各组分的速度。

④ 结合物理方程计算新的气相体积分数 α_j^{n+1} , 若 $|\alpha_j^{n+1} - \alpha_j^{n+1(0)}| < \varepsilon$, 继续下一步计算, 否则返回 ③ 重新迭代计算。

⑤ 将已知参数代入动量守恒方程, 计算新的 p_j^{n+1} , 若 $|p_j^{n+1} - p_j^{n+1(0)}| < \varepsilon$, 说明 $p_j^{n+1(0)}$ 估算正确, 并把节点 j 处的计算参数作为计算节点 $j+1$ 的已知量, 否则返回 ② 重新迭代计算, 直至满足精度要求。

⑥ 节点一直循环至井口, 得到新的井口回压 P_c^* , 若 $|P_c^* - P_c| < \varepsilon$, 说明 P_c^* 估算正确, 继续下一时刻计算, 否则返回 ①。

2.4 模型验证

利用 Lopes^[17] 在路易斯安娜大学的全尺寸实验井数据进行多相流模型的验证。直井井深

1 793 m, 套管内径 218.44 mm, 钻杆外径 88.9 mm, 钻杆内径 66 mm, 气相介质选用氮气, 注气管由钻杆内到达井底, 钻井液性能包括密度 1 120 kg/m³, 动切力 1.91 Pa, 塑性粘度 6 mPa·s. 在 1 768 m 处安装压力传感器, 实时测量该处压力值.

实测数据选取气侵开始(396 min)直至气体运移至井口(448 min)区间, 如图 2 所示. 可以看出, 410~435 min 实测压力值上下小幅波动, 这是由于该阶段实验中排量不稳定所导致. 环空压力模拟值和实测值动态变化规律基本一致, 当气侵开始后, 在 400 min 左右井口回压迅速升至 0.827 MPa, 环空压力呈现先快速增加后缓慢下降的趋势, 同时气体运移至井口所需的时间计算值与测量值基本一致. 图 3 为百分误差分布图, 可知平均百分误差仅为 1.0%. 这表明本文模型的计算值与测量值吻合较好, 全面验证了模型的可靠性.

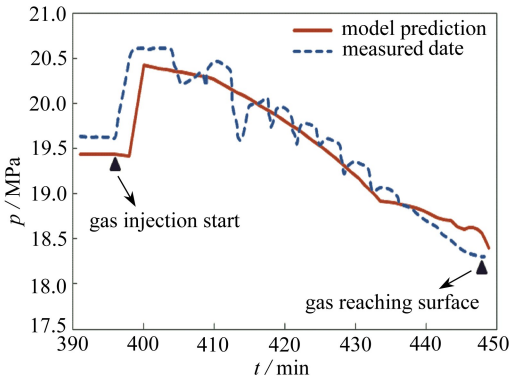


图 2 实验测量值与模型计算值对比

Fig. 2 Comparison between the experimental measured results and simulated results

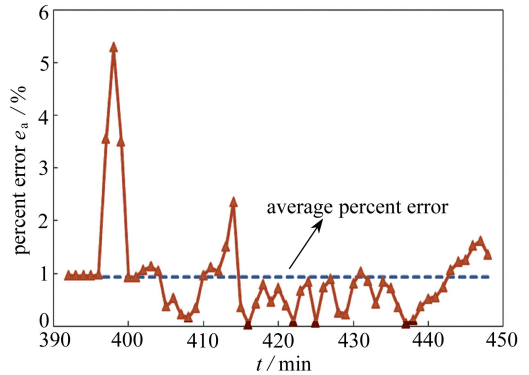


图 3 百分误差分布图

Fig. 3 The percent error distribution diagram

3 模拟结果分析

为了更好地模拟分析井底气侵停止与否的判别方法, 主要针对 $Q_{out} = Q_{in}$ 能够实现的两类情况: (a) $Q_{out} = Q_{in}$ 发生在井底气侵停止之后; (b) $Q_{out} = Q_{in}$ 发生在井底气侵停止之前. 模拟井基础数据取自四川九龙山构造上西南翼的一口预探井——龙 16 井, 探明气藏中不含 H₂S 等酸性气体, 可近似看做纯甲烷气体, 模拟井基础数据如表 1 所示.

表 1 模拟井基础数据表

Table 1 Basic data of the simulated well

parameter	value	parameter	value
well depth H / m	4 000	rate of penetration v_{rop} / (m/h)	1.8
open hole diameter D / mm	311.2	surface temperature T_s / °C	15
drill pipe outer diameter D_{do} / mm	139.7	geothermal gradient T_g / (°C / m)	0.023
drill pipe inner diameter D_{di} / mm	118.6	initial choke pressure P_{ic} / MPa	1
nozzle area A_n / mm ²	660	formation permeability k / mD	5
pumping rate Q / (L/s)	33	formation thickness h / m	6
mud plastic viscosity μ / (mPa·s)	45	formation supply radius r_c / m	150
mud yield point τ / Pa	8	skin factor S	2
mud density ρ / (kg/m ³)	1 730	formation pressure P_f / MPa	73
cuttings particle sphericity ψ	0.792 4	pit gain detecting level V_d / m ³	0.5

3.1 算例 1 ($Q_{out} = Q_{in}$ 发生在井底气侵停止之后)

图 4、图 5 分别为井口回压 (P_c)、井底压力 (P_b) 以及出口流量 (Q_{out})、泥浆池增量 (V_{PG}) 的动态变化规律。井底压力主要由环空静液柱压力和摩阻压力组成,地层气体进入井筒后,考虑气体的溶解特性,等体积气体置换出来的钻井液体积变小,出口流量相对减小,导致环空压耗增加不明显,然而环空静液柱压力却随着气体的向上运移而逐渐降低。因此在正常钻进过程中,即泥浆池增量未达到上限 (0.5 m^3),静液柱压力作用较大,井底压力逐渐降低,如图 4 所示。在此过程中,出口流量和泥浆池增量均逐渐增加,如图 5 所示。当泥浆池增量达到 0.5 m^3 后,地面监测到溢流,此时作业人员快速增加井口回压,直至出入口流量一致 ($Q_{out} = Q_{in}$)。算例 1 中,井口回压增加速率为 0.017 MPa/s , $t_1 = 719 \text{ s}$,为地面监测到溢流的时间, $t_2 = 850 \text{ s}$,为井底压力恰好高于地层压力的时间,模拟时间终点 $t = 1045 \text{ s}$,为实现 $Q_{out} = Q_{in}$ 的时间点。显而易见,在 t_2 时刻井底气侵已经停止,然而此刻地面流量参数 $Q_{out} > Q_{in}$,井口回压继续上升,直到 1045 s ,才使得 $Q_{out} = Q_{in}$ 。 $Q_{out} = Q_{in}$ 相比井底气侵停止时间滞后了 195 s ,使得滞后时间段内井口回压过量施加,最终 $Q_{out} = Q_{in}$ 时井底压力已高于地层压力 3.4 MPa 。同时从 t_1 到时间终点 1045 s ,出口流量呈现先迅速后缓慢下降的趋势。

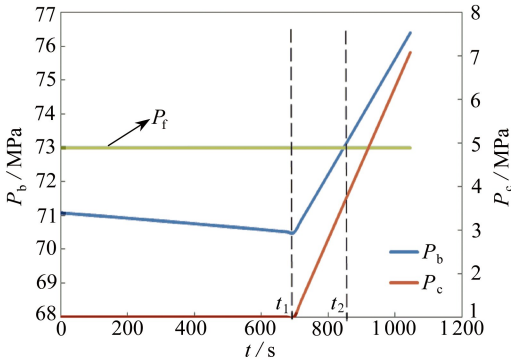


图 4 井口回压、井底压力随时间变化规律

Fig. 4 The choke pressure and bottomhole pressure variation with time

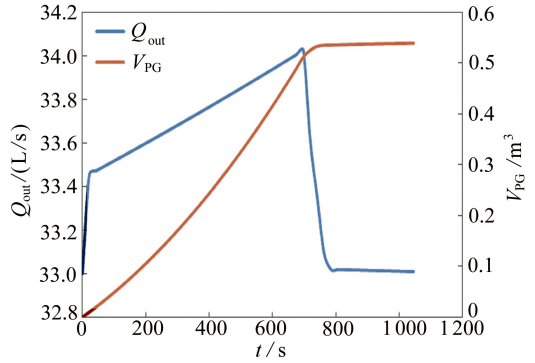


图 5 出口流量、泥浆池增量随时间变化规律

Fig. 5 The outlet flow and pit gain variation with time

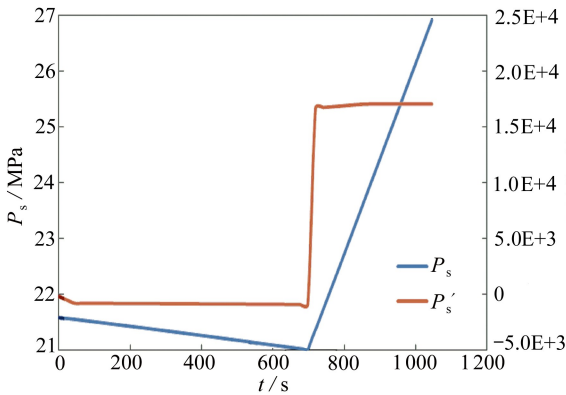


图 6 立管压力、立管压力一阶导数随时间变化规律

Fig. 6 The standpipe pressure and its 1st derivative variation with time

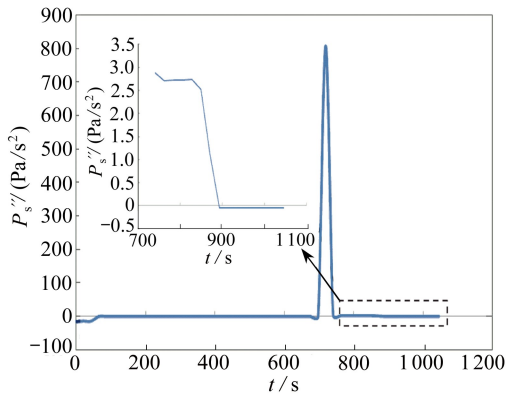


图 7 立管压力二阶导数随时间变化规律

Fig. 7 The 2nd derivative of standpipe pressure variation with time

图 6 为立管压力 (P_s)、立管压力一阶导数 (P_s') 的动态变化规律。由图中可以看出,立管压力与井底压力变化规律基本一致,先随着气体的滑脱上升而逐渐降低,后随着井口回压的施加

而迅速增加,初始时刻 P_s 为 21.6 MPa,而在终点时刻 P_s 达到 27 MPa;立管压力的一阶导数在 $t_1 = 719$ s 时刻附近变化最为明显,由于井口回压的迅速施加, P'_s 由之前的 -893 Pa/s 瞬间阶跃至 $16\ 656$ Pa/s,然而 P'_s 在其它时刻变化并不明显,为了实现井底气侵停止与否实时判别,选用幅值变化更为明显的立管压力二阶导数 (P''_s) 作为精确识别参数,如图 7 所示.由图 7 可知,立管压力二阶导数在 t_1 时刻附近存在较大的波峰,约为 800 Pa/s².这同样是由井口回压迅速施加所致.放大 t_1 时刻以后的 P''_s 曲线,发现 P''_s 随着时间的推移继续降低,直至 890 s 后, P''_s 趋于 0 并维持不变.结合图 4 中井底压力随时间变化曲线,890 s 时刻对应的井底压力为 73.6 MPa,井底正好处于微过平衡状态(压差 0.6 MPa),因此可以得出 890 s 即为井底气侵停止判别点.

3.2 算例 2 ($Q_{out} = Q_{in}$ 发生在井底气侵停止之前)

算例 2 的井口回压增加速率为 0.024 MPa/s,这是与算例 1 的唯一不同之处.图 8、图 9 为井口回压、井底压力和出口流量、泥浆池增量随时间变化曲线. $t_1 = 719$ s,表示地面监测到溢流的时间, $t_2 = 762$ s,表示实现 $Q_{out} = Q_{in}$ 的时间, $t_3 = 827$ s,为井底压力恰好高于地层压力的时间.在正常钻进过程中($0 < t < t_1$),算例 2 中的井口回压、井底压力、出口流量和泥浆池增量与算例 1 一致.在 t_2 时刻出入口流量已经相同($Q_{out} = Q_{in}$),然而此刻井底气侵却未停止,井底仍处于欠平衡状态(压差 -1 MPa),随后以维持 $Q_{out} = Q_{in}$ 为目标,继续施加井口回压,直至 t_3 时刻,井底气侵停止. $Q_{out} = Q_{in}$ 相比井底气侵停止时间提前了 65 s,同时在 t_3 时刻以后,为了维持 $Q_{out} = Q_{in}$,平衡侵入气体上升膨胀的影响,井口回压和井底压力还会持续上升.此外,从 t_1 到 t_2 时刻,出口流量迅速下降, t_2 时刻之后,出口流量恢复平衡.

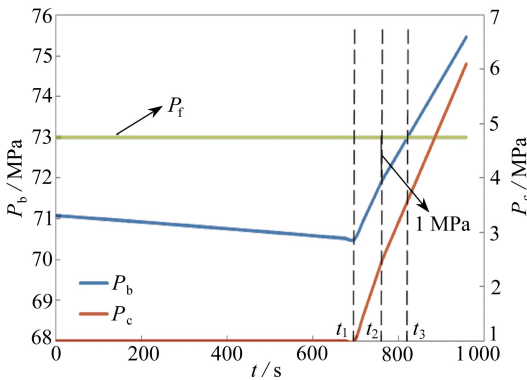


图 8 井口回压、井底压力随时间变化规律

Fig. 8 The choke pressure and bottomhole pressure variation with time

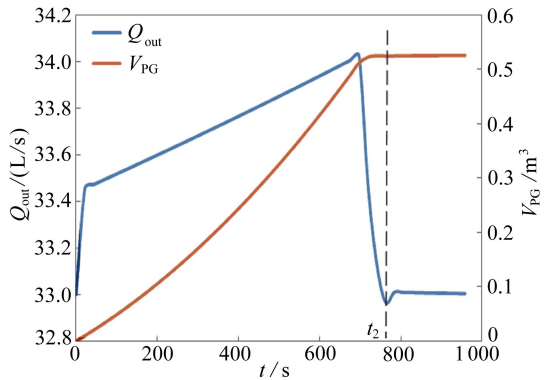


图 9 出口流量、泥浆池增量随时间变化规律

Fig. 9 The outlet flow and pit gain variation with time

图 10 为立管压力 (P_s)、立管压力一阶导数 (P'_s) 随时间的变化曲线.算例 2 中的立管压力变化规律与算例 1 中的基本一致;立管压力的一阶导数在 t_1 和 t_2 时刻附近变化较为明显,由于井口监测溢流后回压的迅速施加, t_1 时刻处 P'_s 由之前的 -893 Pa/s 瞬间阶跃至 $22\ 200$ Pa/s.而 t_2 时刻处 P'_s 却由 $22\ 358$ Pa/s 瞬间阶跃至 $17\ 815$ Pa/s,这是因为在算例 2 中 0.024 MPa/s 的井口回压增加速率较大,极大地抑制了气体膨胀,甚至使得 $Q_{expansion} < 0$,在 t_2 时刻后为了维持 $Q_{out} = Q_{in}$,井口回压增加速率相对减缓.

图 11 为立管压力二阶导数随时间变化曲线.可以看出,立管压力二阶导数 P''_s 分别在 t_1, t_2 时刻附近存在较大的波峰和波谷,约为 $1\ 062$ Pa/s²、 -200 Pa/s².这同样是 t_1 时刻井口回压迅速增加, t_2 时刻井口回压增加速率相对减缓所导致的.放大 t_2 时刻以后的 P''_s 曲线,发现 P''_s 随着时间的推移继续降低,直至 870 s 后, P''_s 趋于 0 并维持不变.结合图 6 中井底压力随时间变化曲

线,870 s 时刻对应的井底压力为 73.8 MPa,井底同样处于微过平衡状态(压差 0.8 MPa),因此可以得出 870 s 即为井底气侵停止判别点。

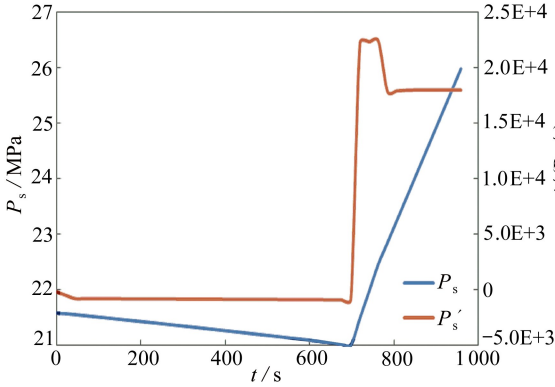


图 10 立管压力、立管压力一阶导数随时间变化规律
Fig. 10 The standpipe pressure and its 1st derivative variation with time

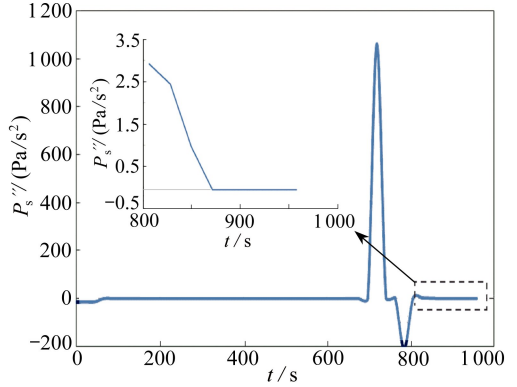


图 11 立管压力二阶导数随时间变化规律
Fig. 11 The 2nd derivative of standpipe pressure variation with time

算例 1、2 的模拟结果进一步验证了前面的理论分析,即单纯依靠 $Q_{out} = Q_{in}$ 无法实时判别井底气侵停止与否,主要分为两种情况:(a) $Q_{out} = Q_{in}$ 发生在井底气侵停止之后;(b) $Q_{out} = Q_{in}$ 发生在井底气侵停止之前.综上所述,通过对进出口流量和立管压力参数的实时监测,提出了控压钻井条件下井底气侵停止与否实时判别方法:1) 地面监测到溢流后,首先迅速增加井口回压,使得 $Q_{out} = Q_{in}$; 2) 根据施加井口回压后出口流量曲线识别(a)、(b)两类情况,如果出口流量先迅速后缓慢下降(出现明显的拐点),则判断为(a)类情况,如果出口流量快速下降(无明显的拐点),则判断为(b)类情况; 3) (a)类情况确定后,需要实时监测立管压力的二阶导数,一旦趋于稳定且近似为 0,则判断该时刻井底气侵停止; 4) (b)类情况确定后,继续施加井口回压以维持 $Q_{out} = Q_{in}$ 不变,同时实时监测立管压力的二阶导数,一旦趋于稳定且近似为 0,则判断该时刻井底气侵停止。

4 结 论

- 1) 结合闭环条件下气体运移理论分析,综合考虑气体运移膨胀和气体溶解的因素,指出单纯依靠进出口流量无法准确判别井底气侵停止与否。
- 2) 结合控压钻井工艺特性,针对快速施加井口回压的控制方法,建立了控压钻井井筒与地层耦合的多相变质量流动模型,并将模型计算值与实测值进行比较,验证了模型的可靠性。
- 3) 根据出口流量有无明显的拐点,可以区分进出口流量一致和井底气侵停止的时间先后关系.同时一旦井底气侵停止后,立管压力的二阶导数会迅速降至 0 点附近且趋于稳定.由此提出了控压钻井条件下井底气侵停止与否实时判别方法。
- 4) 本文基于数值模拟给出的井底气侵停止与否实时判别方法为控压钻井井控方法提供了一个新思路.目前国内外相关研究较少,该方法还需后续现场实验进行验证。

参考文献 (References):

[1] Syltoy S, Eide S E, Berg P C, Torvund S, Larsen T, Fjeldberg H, Bjorkevoll K S, McCaskill J W, Prebensen O I, Low E. Highly advanced multitechnical MPD concept extends achievable HPHT targets in the north sea [C]//SPE/IADC Managed Pressure Drilling and Underbalanced Operations Conference and Exhibition. Abu Dhabi, UAE, 2008.

- [2] 徐朝阳, 孟英峰, 魏纳, 李皋, 万里平. 一维气液两相漂移模型的 AUSMV 算法研究[J]. 应用数学和力学, 2014, **35**(12): 1373-1382. (XU Chao-yang, MENG Ying-feng, WEI Na, LI Gao, WAN Li-ping. Research on the AUSMV scheme for 1D gas-liquid two-phase flow drift flux models[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2014, **35**(12): 1373-1382. (in Chinese))
- [3] 梅凤翔. 变质量完整力学系统的 Lie 对称与守恒量[J]. 应用数学和力学, 1999, **20**(6): 592-596. (MEI Feng-xiang. Lie symmetries and conserved quantities of holonomic variable mass systems[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 1999, **20**(6): 592-596. (in Chinese))
- [4] 孔祥伟, 林元华, 邱伊婕, 袁继明. 气侵钻井过程中井底衡压的节流阀开度控制研究[J]. 应用数学和力学, 2014, **35**(5): 572-580. (KONG Xiang-wei, LIN Yuan-hua, QIU Yi-jie, YUAN Ji-ming. Research on the throttle valve opening degree control to keep bottomhole pressure in balance when gas influx occurs during drilling operations[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2014, **35**(5): 572-580. (in Chinese))
- [5] Santos H M, Reid P I, Jones J L, McCaskill J. Developing the micro-flux control method—part 1: system development, field test preparation, and results[C]//*SPE/IADC Middle East Drilling Technology Conference and Exhibition*. Dubai, UAE, 2005.
- [6] Das A K, Smith J R, Frink P J. Simulations comparing different initial responses to kicks taken during managed pressure drilling[C]//*IADC/SPE Drilling Conference*. Orlando, Florida, USA, 2008.
- [7] Guner H. Simulation study of emerging well control methods for influxes caused by bottomhole pressure fluctuations during managed pressure drilling[D]. Master Thesis. Louisiana State University, 2009.
- [8] Davoudi M, Smith J R, Patel B, Chirinos J E. Evaluation of alternative initial responses to kicks taken during managed pressure drilling[C]//*IADC/SPE Drilling Conference and Exhibition*. New Orleans, Louisiana, USA, 2010.
- [9] Bacon W, Tong A Y, Gabaldon O R, Sugden C, Suryanarayana P V. An improved dynamic well control response to a gas influx in managed pressure drilling operations[C]//*IADC/SPE Drilling Conference and Exhibition*. San Diego, California, USA, 2012.
- [10] Hasan A R, Kabir C S. A study of multiphase flow behavior in vertical wells[J]. *SPE Production Engineering*, 1988, **3**(2): 263-272.
- [11] Perez-Tellez C, Smith J R, Edwards J K. A new comprehensive, mechanistic model for underbalanced drilling improves wellbore pressure predictions[J]. *SPE Drilling and Completion*, 2003, **18**(3): 199-208.
- [12] YU Meng-jiao, Vajargah A K, Miska S Z, Majidi R, Ozbayoglu M E. Taking the proper action to gas influx during constant bottomhole pressure technique of managed pressure drilling [C]//*Offshore Technology Conference*. Houston, Texas, USA, 2013.
- [13] 何淼, 柳贡慧, 李军, 李梦博, 王宏民. 气侵期间岩屑运移规律研究[J]. 科学技术与工程, 2014, **14**(16): 27-31. (HE Miao, LIU Gong-hui, LI Jun, LI Meng-bo, WANG Hong-min. The research of cuttings migration during gas invasion[J]. *Science Technology and Engineering*, 2014, **14**(16): 27-31. (in Chinese))
- [14] DUAN Zhen-hao, MAO Shi-de. A thermodynamic model for calculating methane solubility, density and gas phase composition of methane-bearing aqueous fluids from 273 to 523 K and from 1 to 2000 bar[J]. *Geochimica et Cosmochimica Acta*, 2006, **70**(13): 3369-3386.
- [15] 李士伦. 天然气工程[M]. 北京: 石油工业出版社, 2008. (LI Shi-lun. *Gas Engineering*[M]. Beijing: Petroleum Industry Press, 2008. (in Chinese))
- [16] Nas S. Kick detection and well control in a closed wellbore[C]//*IADC/SPE Managed Pres-*

sure Drilling and Underbalanced Operations Conference and Exhibition. Denver, Colorado, USA, 2011.

- [17] Lopes C A. Feasibility study on the reduction of hydrostatic pressure in a deep water riser using a gas-lift method[D]. PhD Thesis. Baton Rouge, LA, USA: Louisiana State University, 2003.

A Real-Time Identification Method for the Bottomhole Gas Invasion State in Managed Pressure Drilling

HE Miao¹, LIU Gong-hui^{1,2}, LI Jun¹, ZHANG Tao²,
LI Meng-bo³, GUO Qing-feng⁴

- (1. *School of Petroleum Engineering, China University of Petroleum, Beijing 102249, P.R.China;*
2. *Beijing Information Science & Technology University, Beijing 100192, P.R.China;*
3. *CNOOC Research Institute, Beijing 100027, P.R.China;*
4. *Research Institute of Petroleum Exploration & Development, Beijing 100083, P.R.China*)

Abstract: Real-time identification of the bottomhole gas invasion state is the key to well control during managed pressure drilling (MPD), which is directly related to the selection of follow-up operations involving the gas circulation exhaust based on standpipe pressure control or the conventional shut-in procedure. In view of the factors of gas migration expansion and dissolution, it is pointed out here that the equilibrium between outlet flow and inlet flow does not directly mean the stop of bottomhole gas invasion, and there is a precedence relationship between them. Based on the rapidly increasing wellhead back pressure control method, an MPD wellbore-formation coupling model for multiphase variable-mass flow was established, and the finite difference method was used to iteratively solve this model. The calculated results agreed well with the experimental measured ones. The simulation results show that the obvious inflexion point of the outlet flow is a sign for distinguishing the precedence relationship between the outlet-inlet flow equilibrium and the bottomhole gas invasion stop. Once the bottomhole gas invasion stops, the 2nd derivative of the standpipe pressure will quickly drop to near zero and keep stable thereafter. According to the above parameter variation characteristics, a real-time identification method for the bottomhole gas invasion state based on the outlet and inlet flow as well as the real-time monitored standpipe pressure was proposed. This study has guiding significance for the improvement of the MPD well control theory.

Key words: managed pressure drilling; outlet and inlet flow; wellhead back pressure; standpipe pressure; 2nd derivative

Foundation item: The National Natural Science Foundation of China (Key Program) (51334003); The National Natural Science Foundation of China (General Program) (51274221; 51274045; 51374223)