

钻井液径向温度梯度与轴向导热对井筒温度分布影响*

杨谋¹⁾ 孟英峰^{1)†} 李皋^{1)‡} 邓建民¹⁾ 张林²⁾ 唐思洪²⁾

1) (西南石油大学, 油气藏地质及开发工程国家重点实验室, 成都 610500)

2) (西南油气田公司采气工程研究院, 广汉 618300)

(2012年10月9日收到; 2012年11月27日收到修改稿)

本文基于井筒与地层间能量平衡原理, 将井筒钻井液划分成不同径向单元网格, 建立了考虑径向温度梯度条件下钻井液层间温度模型; 同时引入钻井液轴向导热项, 建立了钻井液轴向导热温度模型, 将数学模型应用隐式有限差分法离散与求解. 计算结果表明: 钻井液径向温度梯度对井筒径向与轴向温度产生的误差分别为 0.15°C 和 0.2°C 左右; 而钻井液轴向导热对井筒温度分布几乎不产生影响. 因此, 通过建立的数学模型进行系统分析表明, 在建立井筒-地层耦合瞬态传热模型时可忽略两者对井筒温度分布的影响. 基于数学建模方法验证了以前学者模型假设条件的正确性, 为油气井与地热井井下温度分布规律深入研究奠定了可靠的理论基础.

关键词: 径向温度梯度, 轴向导热, 井筒温度, 瞬态传热模型

PACS: 91.35.Dc, 02.30.Jr

DOI: 10.7498/aps.62.079101

1 引言

深层油气资源勘探开发将会作为今后重要的能源接替领域. 随着井深的不断增加, 井底温度会越来越高, 给钻井过程中井筒压力控制、井壁稳定性预测、井下动力钻具与测量设备优选带来一系列的技术挑战, 而实时认清钻井过程中井下温度分布规律是解决该技术难点的前提^[1]. 为此, 国内外学者为了准确获得井下温度分布规律而开展不同方法研究, 主要应用解析解和数值解两种评价方法认清井筒循环流体温度分布规律.

解析解方法基于井筒与地层间热量交换机理, 通过分析井内流入单元控制体热量与流出单元控制体的能量守恒原理, 建立钻柱内和环空流体温度模型, 并应用无因次时间描述从地层流入井壁的热量, 从而推导出井筒与地层温度分布的拟瞬态条件

下传热解析模型^[2-6]. 解析模型求解过程较为简单, 基本满足简单工况条件下井下流体温度计算要求. 但由于解析模型在计算中忽略了井筒热源项、井身结构、钻具组合及井筒-地层各控制组件间复杂热交换机理等因素的分析, 从而不能完全满足于深井和复杂结构井井筒流体-地层温度精确计算要求^[7,8].

井下传热数值方法在建模时充分研究了井筒-地层各控制组件间(钻柱内流体、钻柱壁、环空流体、套管、水泥环及地层)复杂的热交换机理, 应用能量守恒原理建立了井下各控制组件传热模型^[7-18]. 该评价方法具有精确度高、可靠性好及经济成本低等技术优势而在国内外油气田与地热资源勘探开发等领域被不断推广与应用. Raymond 率先建立了循环期间井下瞬态传热数值模型^[9]; 在 Raymond 模型研究基础上, 国内外学者相继开展了不同作业工况条件下钻井与固井循环期间井筒温

* 国家自然科学基金(批准号: 51134004; 51104124)、国家重点基础研究发展计划(973)项目(批准号: 2010CB226704)和“西南石油大学青年科研创新团队”基金(批准号: 2012XJZT003)资助的课题.

† 通讯作者. E-mail: cwctmyf@vip.sina.com

‡ 通讯作者. E-mail: 546652841@qq.com

度分布规律研究^[10-18]. 但众多学者在建立数值模型时为了满足工程快速计算的要求, 假设井筒内各控制单元间以对流换热方式交换热量, 而对于地层则以热传导形式发生热交换. 因此, 忽略了井下钻柱内和环空流体层间在径向与轴向上热量传递作用, 从而建立了目前广泛应用的井筒一维与地层二维空间上的井下传热数值模型. 但是, 该假设条件是否满足井下温度计算误差范围, 需要通过建立包括钻井液径向温度梯度与轴向导热条件下井筒温度分布数值模型, 并对模型进行求解来分析计算误差范围是否满足工程作业要求.

为此, 基于上述井下各控制组件传热物理过程与机理的分析, 本文通过研究裸眼井段经过一段时间循环后起钻, 将井筒钻井液划分成不同步长的单元网格, 并建立相应的数值模型, 求解分析不同控制单元体积钻井液在径向和轴向上的温度分布特征. 从而应用数值分析方法可研究钻井液径向温度梯度和轴向导热是否对井下径向与轴向温度分布

产生影响, 即可验证学者对井下温度分布研究中假设条件的合理性.

2 井筒传热数学模型

2.1 物理模型

在正常钻井时, 钻井液以温度 T_1 从钻柱井口注入井眼, 经井筒下部地层加热后返回环空, 以温度 T_0 从环空井口返出, 在环空向井口流动的途中加热井眼周围的上部地层. 停止钻进或起下钻中, 钻柱内井口无冷却的钻井液注入, 地层远处热量不断向井筒周围聚集, 使得井筒内钻井液与地层持续被加热, 温度逐渐升高, 如图 1 所示. 因此, 在钻井液循环和停止循环中, 井筒内钻井液与近井壁地层温度均具有三维分布特征 (r, θ, z) . 本文主要对井筒钻井液三维分布特征逐步简化成一维分布 (z) 的可行性展开分析.

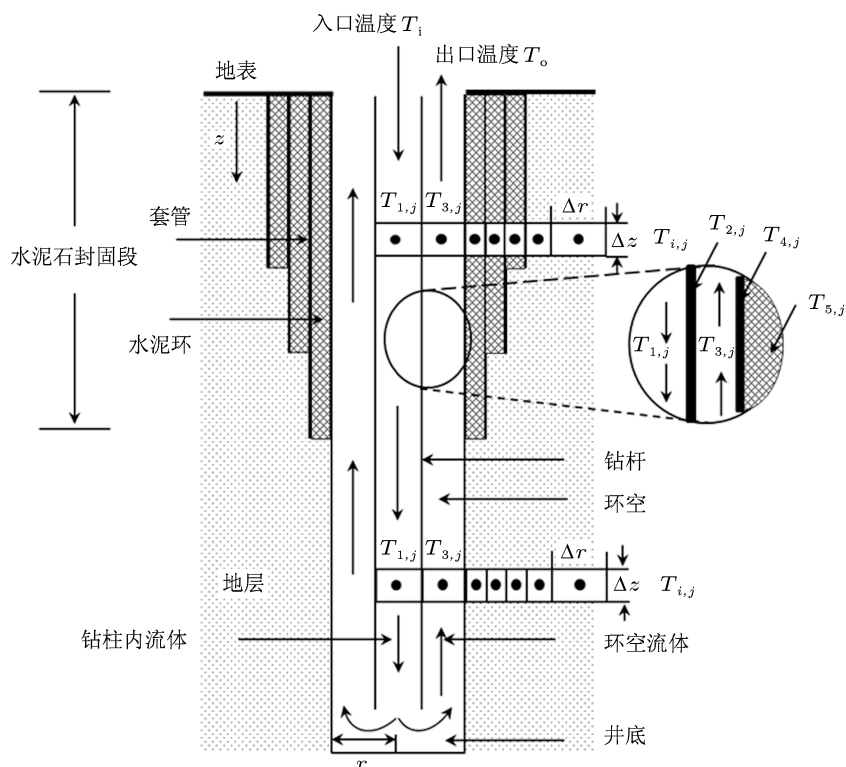


图 1 井下各控制单元动态热交换物理模型示意图

2.2 数学模型简化过程与原理

在钻井过程中, 井筒中钻井液为非牛顿流体,

其流变特性可用宾汉模型、幂律模式、H-B 模式及卡森模式等进行描述. 钻井液的密度、流变参数与井筒内温度和压力相关, 其在井内做非等温三维

流动^[16]. 在模型建立中, 包括控制体单元任何方向上的导热与热对流条件下的三维传热基本控制方程表示为

$$\rho C_p \frac{DT}{Dt} = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + \tilde{F} : \nabla \mathbf{V} + q_s, \quad (1)$$

式中, ρ 为介质密度, 在柱坐标系中, $\rho = \rho(t, r, \theta, z)$; $\tilde{\mathbf{V}}$ 为钻井液在井筒内流动的速度矢量, $\mathbf{V} = \{v_r, v_\theta, v_z\}$; $\tilde{\mathbf{F}}$ 为钻井液在井筒内流动的偏应力张量; $\tilde{\mathbf{F}} = \{\tau_{ij}\} (i, j = r, \theta, z)$, λ 为介质导热系数, $\lambda = \lambda(t, r, \theta, z)$, C_p 为介质的定压比热, $C_p = C_p(t, r, \theta, z)$; q_s 为控制单元体的热源, 如钻柱旋转、钻头机械能损耗及钻头喷嘴压降等因素生热; t 为时间.

为了使(1)式的基本控制方程推导出的离散方程对任意大小的单元体积均具有守恒特性, 则经推导与整理将控制方程以能量守恒形式表示为^[19,20]

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (\rho C_p T) + \nabla \cdot (\rho C_p T \mathbf{V}) \\ & = \nabla \cdot \left[\frac{\lambda}{C_p} \nabla \cdot (C_p T) \right] + S_T, \end{aligned} \quad (2)$$

$$S_T = \rho T \frac{DC_p}{Dt} - \nabla \cdot \left(\frac{\lambda}{C_p} T \nabla C_p \right) + \tilde{F} : \nabla \mathbf{V} + q_s, \quad (3)$$

式中, S_T 为能量方程热源.

将(2)和(3)式展开, 忽略 r, θ 方向上速度, 密度, 偏应力张量等参数的分布, 则即可得到井筒一维能量方程表示为

$$\frac{\partial(\rho C_p T)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z} (\rho C_p v_z T) = S_T, \quad (4)$$

$$S_T = \rho T \frac{\partial C_p}{\partial t} + \rho T v_z \frac{\partial C_p}{\partial z} + q_f + q_s + q_{in}, \quad (5)$$

式中, q_f 控制单元体钻井液流动时压降损耗生热; q_{in} 控制单元体间发生的热量交换.

基于(4)和(5)式数学模型阐述原理, 结合图1可知, 在钻井液循环过程中, 钻柱内和环空钻井液传热数学模型具体表述描述如下为: 钻柱内钻井液控制单元的热量由四部分构成: 1) 轴向上钻井液向下流动携带进入的净热量; 2) 径向上钻井液与钻具壁对流换热产生的热量; 3) 钻进中外界对单元体所做的功, 包括热摩擦、钻具旋转消耗的能量距井底处钻井液通过钻头喷嘴产生的热量及钻头破岩所做的功; 4) 钻井液内能的变化. 由能量平衡原理可得钻柱内钻井液温度表示为

$$\begin{aligned} & Q_m - \rho_m q c_m \frac{\partial T_c}{\partial z} - 2\pi r_c h_{ci} (T_c - T_w) \\ & = \rho_m c_m \pi r_c^2 \frac{\partial T_c}{\partial t}. \end{aligned} \quad (6)$$

同理, 影响环空钻井液热量因素包括四个方面: 1) 轴向上钻井液沿井筒向上流动时携带的净热量; 2) 与井壁和钻柱外壁发生对流换热产生的热量; 3) 外界因素对单元体内液体所做的功; 4) 环空钻井液自身内能的变化量. 则环空钻井液温度表示为

$$\begin{aligned} & \rho_m q c_m \frac{\partial T_a}{\partial z} + 2\pi r_1 h_{co} (T_w - T_a) - 2\pi r_2 h_b (T_a - T_{c1}) \\ & + Q_a = \rho_m c_m \pi (r_w^2 - r_d^2) \frac{\partial T_a}{\partial t}. \end{aligned} \quad (7)$$

对于(4)、(6)式及(7)式, 由于井筒控制组件轴对称原理, 则可忽略钻柱内和环空钻井液 θ 方向上温度引起的变量分布, 但对于 r 方向温度梯度能否忽略, 则需要进一步验证.

(6)式和(7)式中 T_c, T_w, T_a, T_{c1} 分别为钻柱内钻井液、钻柱壁、环空钻井液及井壁介质温度; Q_m, Q_a 为钻柱内与环空单位长度产生的热量; q 为钻井液排量; ρ_m 为钻井液密度; c_m 为钻井液比热; r_c, r_d, r_w 分别为钻柱内径、钻柱外半径、环空半径; h_{ci}, h_{co}, h_b 分别为钻柱内壁、钻柱外壁及环空对流换热系数.

3 模型假设验证

3.1 温度分布物理模型

为了分析钻井液径向温度梯度与轴向导热对井下温度分布的影响, 假设为裸眼井段, 钻井液在初始条件下循环 24 h 后起钻, 地层远处热量不断向井筒聚集, 井筒与地层间发生热交换, 研究在某个时间点井筒钻井液在不同径向步长条件下井筒温度分布状况.

将井筒钻井液控制组件划分成不同单元网格, 主要分为一个、两个与四个单元网格. 一个单元网格条件下获得的钻井液温度分布认为无径向温度梯度所计算的结果; 而两个和四个单元网格为存在不同径向温度梯度计算结果. 若两个和四个单元网格计算的每个独立单元网格温度及其平均温度与一个单元网格获取的温度均较为接近, 则说明钻井液径向温度梯度对井筒温度分布不会产生影响; 同理, 引入钻井液轴向导热项, 若数学模型中包括轴向导热项和无轴向导热项计算结果几乎接近, 则证明钻井液轴向导热对井下温度分布不会影响井筒温度分布. 如图2所示.

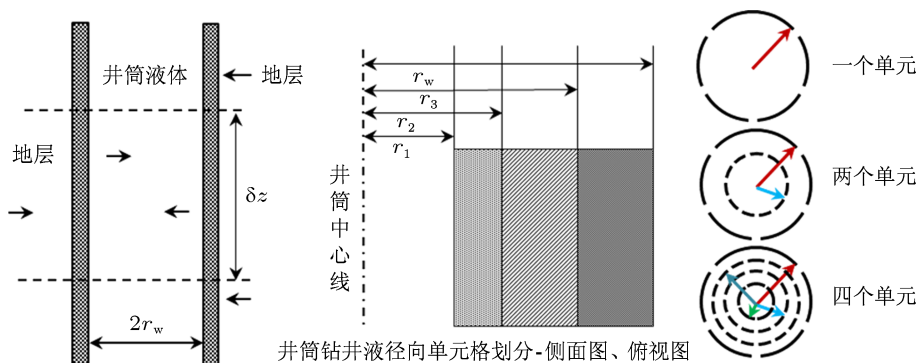


图2 井筒钻井液控制组件与地层之间热交换示意图

3.2 钻井液径向温度梯度模型

3.2.1 一个网格单元下温度模型

假设井筒钻井液为整个单元体, 即地层与井筒钻井液整个单元体发生热交换, 则井筒钻井液温度模型表示如下.

从地层传入井筒热量表示为

$$dQ_1 = \frac{2\pi\lambda_m\lambda_f(T_f - T_m)}{\lambda_f \ln[(r_w + r_f)/2r_w] + \lambda_m \ln[2r_f/(r_w + r_f)]} \times \delta_z dt. \quad (8)$$

井筒内钻井液内能变化量表示为

$$dE = \rho_m c_m \pi r_w^2 \delta_z \frac{\partial T_m}{\partial t} dt. \quad (9)$$

由能量平衡原理, 则井筒内单位长度上钻井液热平衡方程表示为

$$\frac{2\lambda_m\lambda_f(T_f - T_m)}{\lambda_f \ln[(r_w + r_f)/2r_w] + \lambda_m \ln[2r_f/(r_w + r_f)]} \cdot \frac{1}{r_w^2} = \rho_m c_m \frac{\partial T_m}{\partial t}. \quad (10)$$

上式中 λ_m 为钻井液导热系数; λ_f 为地层导热系数; T_f 近井壁地层温度; T_m 钻井液温度; r_w 井眼半径; r_f 地层单元网格半径; ρ_f 为地层密度; c_f 为地层比热.

3.2.2 两个网格单元下温度模型

将井筒钻井液在径向上划分成两个单元网格, 地层热量首先经导热传入近井壁钻井液单元中, 然后由近井壁单元传入井眼中心线单元. 由 (10) 式推导结果可得, 井眼中心线单元网格钻井液温度模型表示为

$$\frac{2\lambda_m(T_{m2} - T_{m1})}{\ln[(r_1 + r_w)/2r_1] + \ln[2r_w/(r_1 + r_w)]} \cdot \frac{1}{r_1^2} = \rho_m c_m \frac{\partial T_{m1}}{\partial t}. \quad (11)$$

近井壁单元网格钻井液温度不仅要吸收地层流入的热量, 同时该单元格热量还要与中心单元发生热交换, 则在径向上近井壁单元中热传导总量表示为

$$dQ_1 = \frac{2\pi\lambda_m\lambda_f(T_f - T_{m2})}{\lambda_f \ln \frac{2r_w}{r_1 + r_w} + \lambda_m \ln \frac{2r_f}{r_w}} \delta_z dt - \frac{2\pi\lambda_m(T_{m2} - T_{m1})}{\ln \frac{r_1 + r_w}{2r_1} + \ln \frac{2r_w}{r_1 + r_w}} \delta_z dt. \quad (12)$$

近井壁单元中钻井液内能增加量表示为

$$dE = \rho_m c_m \pi (r_w^2 - r_1^2) \delta_z \frac{\partial T_{m2}}{\partial t} dt. \quad (13)$$

即由能量守恒, 近井壁单元中钻井液温度模型表示为

$$\frac{2\lambda_m\lambda_f(T_f - T_{m2})}{\lambda_f \ln \frac{2r_w}{r_1 + r_w} + \lambda_m \ln \frac{r_f}{r_w}} - \frac{2\lambda_m(T_{m2} - T_{m1})}{\ln \frac{r_1 + r_w}{2r_1} + \ln \frac{2r_w}{r_1 + r_w}} = \rho_m c_m (r_w^2 - r_1^2) \frac{\partial T_{m2}}{\partial t}. \quad (14)$$

上式中 T_{m2} 为靠近井壁单元网格钻井液温度; T_{m1} 为井眼中心单元网格钻井液温度, r_1 为中心单元网格钻井液半径.

3.2.3 四个网格单元下温度模型

将井筒钻井液在径向上划分成四个单元格, 依次为中心单元网格、第二个单元网格、第三个单元网格及第四个单元网格. 中心单元网格与第二个单元网格之间发生热交换. 由 (10) 式推导结果, 则井眼中心线单元钻井液温度模型表示为

$$\frac{2\lambda_m(T_{m2} - T_{m1})}{\ln[(r_1 + r_2)/2r_1] + \ln[2r_2/(r_1 + r_2)]} \cdot \frac{1}{r_1^2} = \rho_m c_m \frac{\partial T_{m1}}{\partial t}. \quad (15)$$

同理根据能量平衡原理可以推到如下几个单元网格温度模型.

第二个单元温度模型表示为

$$\frac{2\lambda_m(T_{m3} - T_{m2})}{\ln \frac{2r_2}{r_1 + r_2} + \ln \frac{r_3}{r_2}} - \frac{2\lambda_m(T_{m2} - T_{m1})}{\ln \frac{r_1 + r_2}{2r_1} + \ln \frac{2r_2}{r_1 + r_2}} = \rho_m c_m (r_2^2 - r_1^2) \frac{\partial T_{m2}}{\partial t}. \quad (16)$$

第三个单元温度模型表示为

$$\frac{2\lambda_m(T_{m4} - T_{m3})}{\ln \frac{r_3}{r_2} + \ln \frac{r_w}{r_3}} - \frac{2\lambda_m(T_{m3} - T_{m2})}{\ln \frac{2r_2}{r_1 + r_2} + \ln \frac{r_3}{r_2}} = \rho_m c_m (r_3^2 - r_2^2) \frac{\partial T_{m3}}{\partial t}. \quad (17)$$

近井壁单元温度模型表示为

$$\frac{2\lambda_m \lambda_f (T_f - T_{m4})}{\lambda_f \ln \frac{r_f}{r_w} + \lambda_m \ln \frac{r_w}{r_3}} - \frac{2\lambda_m (T_{m4} - T_{m3})}{\ln \frac{r_3}{r_2} + \ln \frac{r_w}{r_3}} = \rho_m c_m (r_w^2 - r_3^2) \frac{\partial T_{m4}}{\partial t}. \quad (18)$$

上式中 r_1, r_2, r_3, r_w 分别为从井眼中心向井壁方向上各钻井液单元网格半径; $T_{m1}, T_{m2}, T_{m3}, T_{m4}$ 分别为从井眼中心向井壁方向各钻井液单元网格温度.

3.3 钻井液轴向导热温度模型

为了分析钻井液轴向导热对井筒温度分布影响, 可结合模型 (10) 引入钻井液轴向导热项. 基于能量平衡原理即可建立包括钻井液轴向导热条件下井筒温度分布模型. 钻井液轴向导热产生的热量表示为

$$dQ_2 = \lambda_m \left(\frac{\partial T_{(z+\delta z)}}{\partial z} - \frac{\partial T_z}{\partial z} \right) \pi r^2 \delta z dt = \lambda_m \frac{\partial^2 T_z}{\partial z^2} \pi r^2 \delta z dt. \quad (19)$$

将 (10) 式与 (19) 式联立, 根据井筒单元控制体能量守恒原理即可建立包含钻井液轴向导热条件下井筒温度分布模型表示为

$$\frac{2\lambda_m \lambda_f (T_f - T_m)}{\lambda_f \ln[(r_w + r_f)/2r_w] + \lambda_m \ln[2r_f/(r_w + r_f)]} \cdot \frac{1}{r_w^2} + \lambda_m \frac{\partial^2 T_m}{\partial z^2} = \rho_m c_m \frac{\partial T_m}{\partial t}. \quad (20)$$

3.4 地层温度模型

由地层导热微分方程式, 则地层温度模型表示为

$$\frac{\partial^2 T_f}{\partial r_f^2} + \frac{1}{r_f} \frac{\partial T_f}{\partial r_f} + \frac{\partial^2 T_f}{\partial z^2} = \frac{\rho_f c_f}{\lambda_f} \frac{\partial T_f}{\partial t}. \quad (21)$$

假设地层为均质地层, 地层中每层单元网格温度可由 (21) 式表示, 但不同单元网格所表示的温度大小不一样. 为了精确计算井筒钻井液温度, 通常需要将地层划分成 6 个以上不等径向步长单元网格, 然后将井筒和地层中各控制方程组联立求解.

3.5 模型离散求解

对上述控制方程组中温度参数进行离散, 将所求取的温度变量在径向上按照从井眼中心至地层、在纵向上依据从井口至井底及在时间上按照从小至大的次序依次合并, 形成待求解的代数方程组. 对于每个节点, 有限差分方程组一般表达形式为 [21,22]

$$\alpha_{ij} T_{i-1,j}^{n+1} + \beta_{ij} T_{i,j}^{n+1} + \gamma_{ij} T_{i+1,j}^{n+1} + \delta_{ij} T_{i,j-1}^{n+1} + \lambda_{ij} T_{i,j+1}^{n+1} = C_{ij}. \quad (22)$$

把所有节点的有限差分方程用矩阵形式表述为

$$aT^{n+1} = C. \quad (23)$$

通过快速的逐次超松弛迭代法 (SOR) 即可实现求解, 其表达式的一般形式为

$$T_{i,j}^{N+1} = \frac{\omega}{B_{i,j}} \left[F_{i,j} T_{i,j}^N + A_{i,j} T_{i-1,j}^{N+1} + C_{i,j} T_{i+1,j}^{N+1} + D_{i,j} T_{i,j-1}^{N+1} + E_{i,j} T_{i,j+1}^{N+1} \right] + (1 - \omega) T_{i,j}^{N+1}, \quad (24)$$

式中, 当 $\omega = 1$ 时, SOR 方法即为高斯 - 赛德尔迭代法, 当 $\omega > 1$ 时, 称为超松弛法; 当 $\omega < 1$ 时, 称为低松弛法.

4 模型计算

4.1 井下温度初始条件

计算基础数据参考了 Marshall-Bentsen^[11], 井深为 4600 m; 井眼尺寸为 210 mm; 排量为 13.2 L/s;

地表、入口及出口温度分别为 16 °C, 24 °C 及 32 °C; 地温梯度为 2.23 °C/100 m; 钻井液导热系数为 1.75 W/m·°C. 依据该参数计算裸眼井段钻井液循环 24 h 后起钻, 钻井液静止 18 s 时, 研究在不同径向温度梯度条件下井内钻井液温度分布状况, 分别将钻井液划分为三种单元网格: 一个单元网格 (步长为 105 mm); 两个单元网格 (步长 0—50 mm, 50—105 mm); 四个单元网格 (0—25 mm, 25—50 mm, 50—75 mm, 75—105 mm).

基于上述基础数据, 将井筒钻井液循环 24 h 后, 分析井筒 - 地层温度分布状况, 从而可研究起钻后, 井筒 - 地层间介质的热交换机理.

图 3 为井筒钻井液循环 24 h 后钻柱内钻井液、钻柱本体及环空钻井液温度分布状况图. 从图可以看出经循环后, 在上部井段几者温度均高于原始地层温度, 而对于下部井段几者温度均低于原始地层温度. 因此, 在循环过程中, 上部井段钻井液加热近井壁地层, 而下部井段钻井液冷却近井壁地层.

为了分析起钻后钻井液在不同径向温度梯度条件下井内温度分布状况, 假设循环末期钻柱内和环空钻井液平均温度为起钻后井筒钻井液的初始温度, 分析近井壁地层温度与平均温度之差的分布状况, 如图 4 所示. 在距井壁 0.037 m 的范围内, 井壁温度均高于钻井液温度; 而大于 0.037 m 时, 上部地层低于钻井液温度, 而下部地层高于钻井液温度. 引起该温度分布状况的传热机理与图 3 分析结果一致.

4.2 计算结果分析

4.2.1 钻井液轴向导热对井筒温度分布影响

为了分析钻井液轴向导热对井下温度分布产生的影响, 则结合模型 (10) 和模型 (20) 仅需要分析一个单元网格条件下钻井液无轴向导热和考虑轴向导热时井筒温度分布状况, 如图 5 所示. 两种因素条件下井筒钻井液轴向温度分布几乎一致. 对模型 (20) 中轴向导热项分析可知, 由于钻井液导热系数小, 为了满足工程计算要求通常深度步长一般取在 50—100 m 之间. 因此, 模型 (20) 中轴向导热项经有限差分离散后获得的 $\lambda_m/(dh)^2$ 计算结果很小, 故在深井钻井中钻井液轴向导热不会对井筒轴向温度分布产生影响.

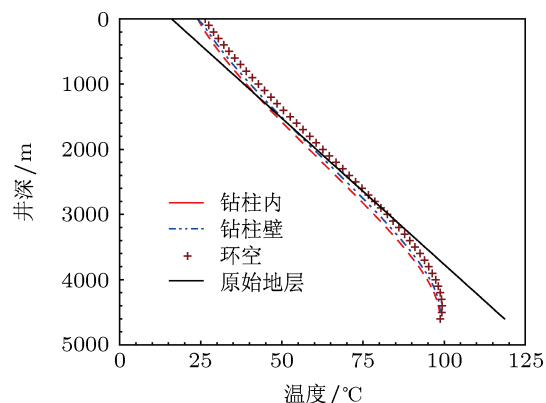


图 3 循环 24 h 后井筒内各介质温度分布图

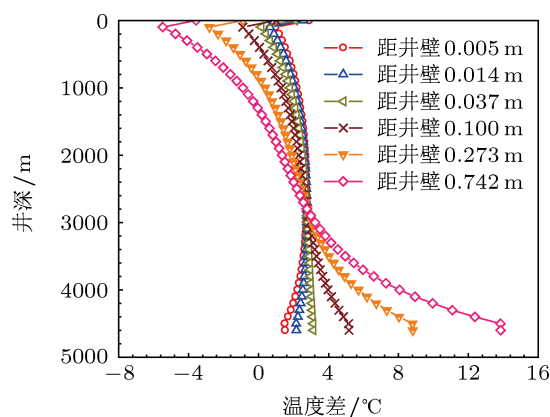


图 4 循环 24 h 后近井壁各控制单元温度与井内钻井液温度差分布图

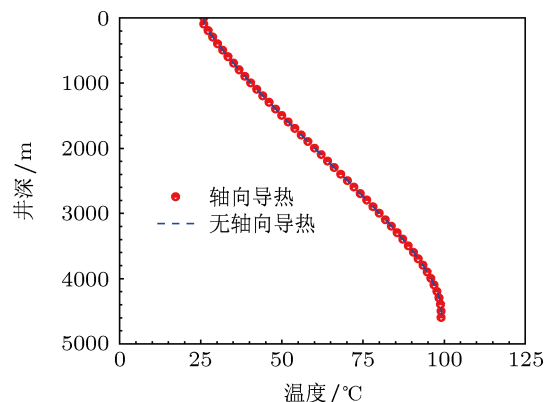


图 5 钻井液轴向导热和无轴向导热条件下井筒温度分布图

4.2.2 钻井液径向温度梯度对径向温度分布影响

结合图 3 和图 4 的计算结果, 选取井深 1000 m 和井深 3600 m 两个深度点研究钻井液在不同的热物理过程条件下井筒温度分布规律. 图 6 为井深 1000 m 时三种网格划分条件下钻井液径向和径向平均温度分布. 1000 m 时近井壁地层温度高于井筒

钻井液温度, 因此, 从井眼中心向井壁边缘温度为升高趋势; TR_1 , TR_2 , TR_4 分别为一个、两个和四个单元网格径向温度, 如图 6(a) 所示. 三种计算方法对井筒径向单元网格划分不同, 从而使得获得的径向平均温度存在差别, 如图 6(b) 所示, 一个单元网格的平均径向温度 (TRA_1) 最高, 四个单元网格计算的平均径向温度 (TRA_4) 最低, 而两个单元网格获得的平均径向温度 (TRA_2) 居于两者中间, 因此, 径向网格划分的层次越多, 则获得径向上平均温度越低. 主要由于井筒中心点温度与边缘处温度差异不大, 从而通过导热方式交换热量较少. 因此, 当网格层间划分越密集, 则不利于层间流体发生热交换. 但几种划分条件下径向平均温度差异不大, 一个单元网格计算的平均温度仅比四个单元网格获取的平均温度高 $0.11\text{ }^\circ\text{C}$.

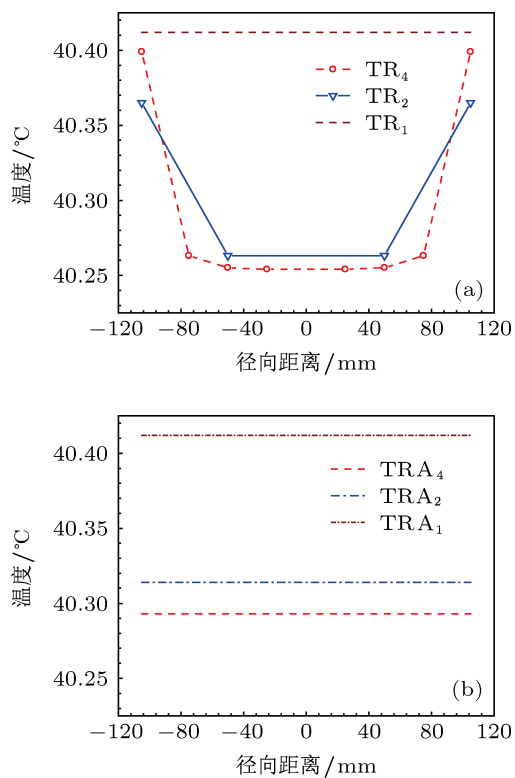


图 6 井深 1000 m 时井筒钻井液径向温度和径向平均温度分布图

图 7 为井深 3600 m 时井筒径向温度和径向平均温度分布图. 该深度点地层温度高于井筒钻井液温度. 因此, 离井壁越近, 钻井液径向温度越高, 径向温度分布图与深度点 1000 m 时径向温度分布图相同. 两种径向单元格划分获得的平均温度如图 7(b) 所示: 井眼径向划分的单元越多, 获得的平均径向温度越低, 计算结果也与图 6(b) 相同, 一个

单元网格计算径向温度比四个单元网格获取的平均径向温度高 $0.15\text{ }^\circ\text{C}$. 对比分析可发现, 3600 m 径向温度分布差高于 1000 m 深度点. 结合图 4 计算结果可看出, 1000 m 时钻井液温度与地层温度之间差值为 $2.2\text{ }^\circ\text{C}$, 而在 3600 m 时, 两者之间差值为 $3.06\text{ }^\circ\text{C}$. 由此可见, 温差大小是引起井筒各介质间发生热传导的根本原因, 地层与井筒液体之间温度差值越高, 则径向平均温度差值越大.

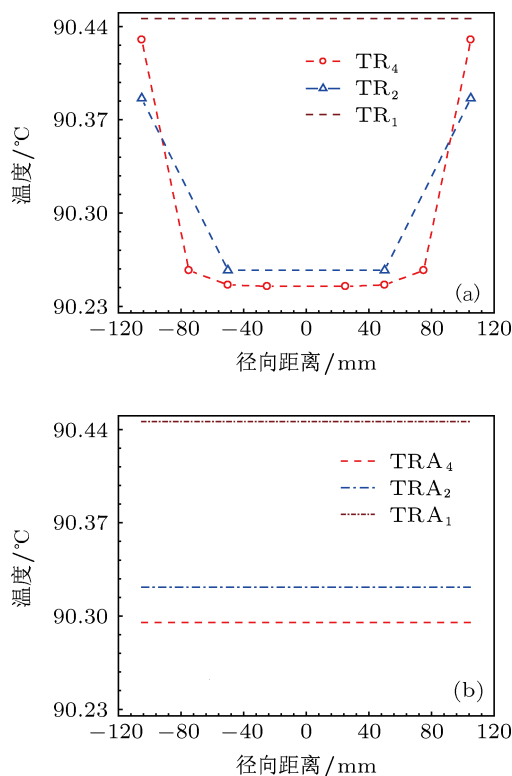


图 7 井深 3600 m 时井筒钻井液径向温度和径向平均温度分布图

虽然井筒上部井段和下部井段的传热机理不一样, 但结合图 6 和图 7 计算结果表明钻井液径向温度梯度对径向温度分布影响较小. 因此, 在建立井筒钻井液温度分布模型时, 可以忽略钻井液径向温度梯度对径向温度分布的影响.

4.2.3 钻井液径向温度梯度对轴向温度分布影响

图 8 为将井筒钻井液在径向上划分为两个单元网格时, 一个单元网格温度和各个单元温度及平均温度之差分布图, 图 8 中 T 为一个单元网格温度, TR_{2-1} 和 TR_{2-2} 分别为钻井液径向划分为两个单元网格时井眼中心单元和钻井液沿井壁单元网格温度. 从图 8 可以看出, T 与 TR_{2-2} 温度差高于 T 与 TR_{2-1} 温度差, 而 T 与 TR_2 平均值之差居于两者中

间,但在轴向上最大温度差仅为 0.19 °C.

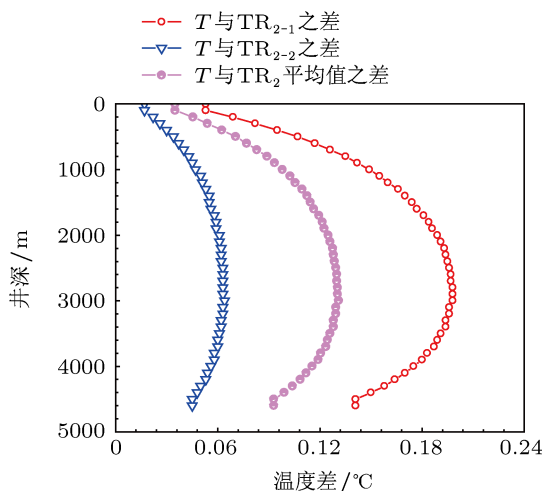


图8 一个单元网格温度与两个单元网格条件下各单元温度及平均温度之差分布图

同理,图9中, TR_{4-1} , TR_{4-2} , TR_{4-3} 及 TR_{4-4} 分别为钻井液径向单元划分成四个时从井眼中心线至井壁方向上各单元网格轴向温度分布.从图中可看出,井眼中心线上钻井液温度与一个单元网格温度差最大,也仅为 0.2 °C,靠近井壁方向,两者温度差逐渐缩小;四个单元网格平均温度与一个单元网格温度之差也仅为 0.14 °C.因此,三种划分网格条件下获得的沿井筒轴向上温度近似相等.

结合图6至图9计算结果表明,钻井液径向温度梯度对井筒径向温度与轴向温度分布产生影响很小,属于合理的工程计算误差范围.因此,可忽略钻井液径向温度梯度对井筒温度分布产生的影响.

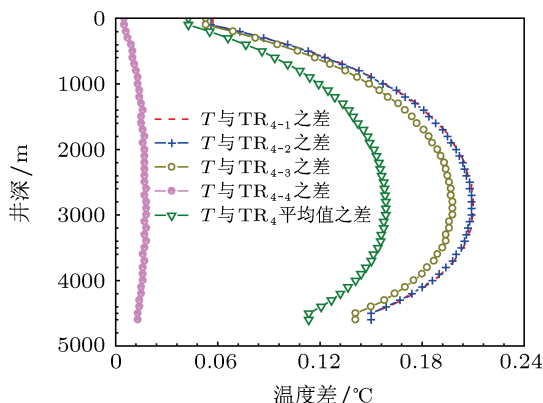


图9 一个单元网格温度与四个单元网格条件下各单元温度及平均温度之差分布图

5 讨论

井筒流体温度是影响油气藏与地热资源快速、

安全钻进的重要影响因素之一.井筒温度解析解与数值解评价方法在不同的发展时期得到推广与应用.但两类研究方法分析了井筒内各控制单元体内部和相邻控制体间的热交换方式,而忽略了钻井液单元控制体层间径向温度梯度与轴向导热对井筒温度的影响.为此,本文通过建立数值模型评价方式全面分析了两类因素对井下温度分布影响,下面针对文章中所描述的研究方法进行分析与讨论.

文中分析了循环期间井下传热模型在建立中忽略了径向温度梯度与轴向导热对井筒温度分布的影响,而在进行论证过程中假设流体停止循环,建立了不同径向温度梯度条件下井筒钻井液传热模型.主要由于流体在循环期间流体内部分子间存在着吸引力,以摩擦力的形式表示出来,致使无限薄的流体层间的相对运动较弱;同时在井筒流体计算中,通常以截面上的平均速度来代替速度梯度剖面,认为循环期间流体层间相对运动对井筒流动规律几乎不产生^[23].因此,流体循环期间层间相对运动速度差值甚小,层间几乎为静止状态,在研究径向温度梯度对井下温度影响时可应用停止循环期间温度梯度来代替循环期间的.

钻井过程中,近井壁地层由套管、水泥环、滞留钻井液及地层构成的完整性井身结构,而文章中假设为裸眼井段,单一的井眼尺寸.众多学者通过实验测试表明,套管的导热系数为地层的19倍之多^[7-9],当井壁为套管时,井筒流体与近井壁通过热传导方式充分发生热交换,从而使得井筒钻井液在不同径向温度梯度条件下温度差分布结果更小.因此,本文假设裸眼井段作为算例分析,则反应了温度差分布的最大值,计算结果具有广泛的代表性.

本文通过分析当前众多学者在建立井筒传热模型过程中的假设条件为研究出发点,基于井下各控制组件能量平衡原理,在一定假设基础条件下建立了井筒钻井液在不同径向温度梯度条件下的温度模型,对模型求解、分析及讨论表明本文的研究方法与成果具有客观真实性,成功的验证了学者研究井下传热建模时假设条件的可靠性.

6 结论

1. 基于井下热力学平衡原理,建立了井下三维传热基本控制方程,并结合井下钻具组合与井身结构的轴对称原理,提出了忽略井筒钻井液径向温度梯度与轴向导热可行性论证方案.

2. 基于井筒与地层能量守恒机理, 建立了井筒不同径向温度梯度钻井液与地层间的热交换数学模型. 应用隐式有限差分法进行求解表明, 钻井液径向温度梯度对井筒径向温度与轴向温度分布影响较小, 可在模型建立中忽略径向温度梯度对井下温度分布的影响.

3. 通过建立包括钻井液轴向导热项与无钻井液轴向导热项井筒温度分布模型, 并对模型求解表

明, 在钻井过程中, 钻井液轴向导热对井筒温度分布几乎不产生影响.

4. 本文基于数值模型成功验证分析相关领域科研人员在井筒 - 地层温度分布规律研究过程中所作假设的正确性. 研究成果可为今后该领域相关工作继续深入的研究奠定扎实的理论基础与可靠的论证依据.

- [1] Yang M 2012 *Ph. D. Dissertation*. (Chengdu: Southwest petroleum University) (in Chinese) [杨谋 2012 博士学位论文 (成都: 西南石油大学)]
- [2] Kritikos W R, Kutasov I M 1988 *SPE Formation Evaluation Journal* March 224
- [3] Hasan A R, Kabir C S 1994 *SPE Drilling and Completion* March 20
- [4] Kutasov I M, Eppelbaum L V 2005 *Journal of Geophysics and Engineering* 2 91
- [5] Eppelbaum L V, Kutasov I M 2011 *Journal of Applied Geophysics* 73 281
- [6] Guo Y C, Zeng Y S, Lu D T 2005 *Acta Phys. Sin.* 54 802 (in Chinese) [郭永存, 曾亿山, 卢德唐 2005 物理学报 54 802]
- [7] Valladares O G, Sánchez P U, Santoyo E 2006 *Energy Conversion and Management* 47 1622
- [8] Paredes G E, Erick G, Espinosa M 2009 *Energy Conversion and Management* 50 143
- [9] Raymond L R 1969 *Journal of Petroleum Technology* March 336
- [10] Song X C, Guan Z C 2011 *Acta Petrolei Sinica* 32 704 (in Chinese) [宋洵成, 管志川 2011 石油学报 32 705]
- [11] Marshall D W, Bentsen R G 1982 *The Journal of Canadian Petroleum* January-February 68
- [12] Beirut R M 1991 *Journal of Petroleum Technology* September 1142
- [13] García A, Santoyo E, Espinosa G, Hernandez I 1998 *Transport in Porous Media* 33 108
- [14] Paredes G E, Garcia A 2001 *Computers & Geosciences* 27 337
- [15] Zhong M C, Rudolf J N 2003 *SPE Annual Technical Conference* October 4
- [16] Zhong B, 1998 *Ph. D. Dissertation* (Sichuan Union University) (in Chinese) [钟兵 1998 博士学位论文 (成都: 四川联合大学博士论文)]
- [17] Paredes G E, Gutierrez A G 2004 *Energy Conversion and Management* 45 1523
- [18] Paredes G E, Díaz A M, González U O, Garcia J J 2009 *Marine and Petroleum Geology* 26 262
- [19] Shen H C 2005 *Acta Phys. Sin.* 54 2486 (in Chinese) [沈惠州 2005 物理学报 54 2486]
- [20] Xu Z Z, Zhang W Q, Pan Z S, Wang Y F 1982 *Acta Phys. Sin.* 31 1270 (in Chinese) [徐至展, 张文琦, 潘仲雄, 王翼飞 1982 物理学报 31 1268]
- [21] Cheng H, Zhang W P, Zhao Z Y, Li Z B, Zhou W Y, Tian J G 2009 *Chin. Phys. Lett.* 27 014201
- [22] Ji Y, Yun B F, Hu G H, Cui Y P 2009 *Chin. Phys. Lett.* 27 014201
- [23] Kelessidis V C, Maglione R, Tsamantaki C 2006 *Journal of Petroleum Science and Engineering* 53 214

Effects of the radial temperature gradient and axial conduction of drilling fluid on the wellbore temperature distribution*

Yang Mou¹⁾ Meng Ying-Feng^{1)†} Li Gao^{1)‡} Deng Jian-Min¹⁾
Zhang Lin²⁾ Tang Si-Hong²⁾

1) (State Key Laboratory of Oil and Gas Geology and Exploration, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China)

2) (Engineering Technology Research Institute of Gas PetroChina, Southwest Oil & Gasfield Company, Guanghan 618300, China)

(Received 9 October 2012; revised manuscript received 27 November 2012)

Abstract

Therefore, in this study, based on energy balance principle between wellbore and formation, a temperature model of drilling fluid layers was established under different grid units of wellbore condition. Meanwhile, the axial thermal conductivity temperature model of drilling fluid was established by introducing axial conduction items of drilling fluid, followed by using discrete and solving of implicit finite difference method to these mathematical models. The calculation results indicated that the error temperature of the radial and axial of drilling fluid wellbore temperature which was caused of radial temperature gradient were 0.15 and 0.2 °C respectively, whereas axis thermal conductivity of drilling fluid has little effect on wellbore temperature distribution. Therefore, the above results confirmed that it can ignore both of them to influence wellbore temperature distribution by established the wellbore-formation coupled transient heat transfer model. Moreover, it is the first proved the correctness of model assumptions from previous scholars based on the mathematical modeling methods, and then further provides the reliable theoretical basis for down-hole temperature distribution of oil and gas well and geothermal well.

Keywords: radial temperature gradient, axial thermal conductivity, wellbore temperature, transient heat transfer model

PACS: 91.35.Dc, 02.30.Jr

DOI: 10.7498/aps.62.079101

* Projects supported by the National Natural Science Foundation of China (Grant Nos. 51134004, 51104124), the Natural 973 of China (Grant No. 2010CB226704), and the Southwest Petroleum University of Young Scientific Research Innovation Team Foundation (Grant No. 2012XJZT003)

† Corresponding author. E-mail: cwctmyf@vip.sina.com

‡ Corresponding author. E-mail: 546652841@qq.com