



超深井井筒温度数值模型与解析模型计算精度对比研究

赵向阳 赵聪 王鹏 梁晓阳 杨谋

A Comparative Study on the Calculation Accuracy of Numerical and Analytical Models for Wellbore Temperature in Ultra-Deep Wells

ZHAO Xiangyang, ZHAO Cong, WANG Peng, LIANG Xiaoyang, YANG Mou

在线阅读 View online: <http://doi.org/10.11911/syztjs.2022035>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

顺北一区小井眼超深井井筒温度场特征研究与应用

Study and Application of Wellbore Temperature Field Characteristics in the Ultra-Deep Slim-Hole Wells in the Shunbei No.1 Area

石油钻探技术. 2021, 49(3): 67-74 <http://doi.org/10.11911/syztjs.2021006>

电加热稠油热采井筒温度场数值计算方法

Numerical Calculation Method of the Wellbore Temperature Field for Electric Heating Heavy Oil Thermal Recovery

石油钻探技术. 2019, 47(5): 110-115 <http://doi.org/10.11911/syztjs.2019109>

塔里木克深9气田复杂超深井钻井关键技术

Key Drilling Technologies for Complex Ultra-Deep Wells in the Tarim Keshen 9 Gas Field

石油钻探技术. 2020, 48(1): 15-20 <http://doi.org/10.11911/syztjs.2020028>

顺北油气田火成岩侵入体覆盖区超深井优快钻井技术

Ultra-Deep Well Drilling Technology in the Igneous Invasion Coverage Area of the Shunbei Oil and Gas Field

石油钻探技术. 2020, 48(2): 1-5 <http://doi.org/10.11911/syztjs.2020004>

超深井钻柱粘滑振动特征的测量与分析

Measurement and Analysis of Stick-Slip Characteristics of Drill String in Ultra-Deep Wells

石油钻探技术. 2017, 45(2): 32-39 <http://doi.org/10.11911/syztjs.201702006>

川深1井超深井钻井提速关键技术

Key Techniques of Drilling Penetration Rate Improvement in Ultra-Deep Well Chuanshen-1

石油钻探技术. 2019, 47(3): 121-126 <http://doi.org/10.11911/syztjs.2019056>



扫码关注公众号，获取更多信息！

◀ 钻井完井 ▶

doi:10.11911/syztjs.2022035

引用格式: 赵向阳, 赵聪, 王鹏, 等. 超深井井筒温度数值模型与解析模型计算精度对比研究 [J]. 石油钻探技术, 2022, 50(4): 69-75.

ZHAO Xiangyang, ZHAO Cong, WANG Peng, et al. A comparative study on the calculation accuracy of numerical and analytical models for wellbore temperature in ultra-deep wells [J]. Petroleum Drilling Techniques, 2022, 50(4): 69-75.

超深井井筒温度数值模型与解析模型 计算精度对比研究

赵向阳¹, 赵 聪¹, 王 鹏², 梁晓阳¹, 杨 谋³

(1. 中石化石油工程技术研究院有限公司, 北京 102206; 2. 中国石油冀东油田公司陆上作业区生产建设保障中心, 河北唐山 063000; 3. 油气藏地质及开发工程国家重点实验室(西南石油大学), 四川成都 610500)

摘 要: 准确预测钻井过程中的井筒温度是科学评价井筒中流体流动安全与压力控制的关键。为此, 基于井筒-地层各区域能量守恒原理, 建立了井筒-地层传热数值模型和井筒-地层传热解析模型, 分别用全隐式有限差分法和解析法对数学模型进行了求解; 并结合顺北油田某超深井井身结构与钻井参数, 从传热机理上分析了 2 种模型的井筒温度计算精度及其影响因素。分析认为: 钻进时, 下部井段环空流体温度低于原始地温, 而上部井段流体高于原始地温; 解析模型应用简化的无因次时间函数表示从远处地层传至近井壁的拟稳态热交换方式, 并用综合传热系数表征地层-环空、环空-钻柱内总的热交换量, 减少了井筒与地层间的热交换量, 导致其计算出的环空和钻柱内流体温度低于数值模型。研究结果表明, 数值模型计算结果与实测值吻合程度高, 数值模型和解析模型的计算误差分别为 1.46% 和 6.94%, 两者计算结果差值为 13.15 °C。研究结果为深入认识钻进中井筒-地层传热机理和准确评价温度场提供了理论依据。

关键词: 超深井; 井筒温度; 原始地温; 数值解; 解析解; 计算精度

中图分类号: TE21 文献标志码: A 文章编号: 1001-0890(2022)04-0069-07

A Comparative Study on the Calculation Accuracy of Numerical and Analytical Models for Wellbore Temperature in Ultra-Deep Wells

ZHAO Xiangyang¹, ZHAO Cong¹, WANG Peng², LIANG Xiaoyang¹, YANG Mou³

(1. Sinopec Research Institute of Petroleum Engineering Co., Ltd., Beijing, 102206, China; 2. Production and construction Guarantee Center of Onshore Operation Area, PetroChina Jidong Oilfield Company, Tangshan, Hebei, 063000, China; 3. State Key Laboratory of Oil and Gas Reservoir Geology and Exploitation (Southwest Petroleum University), Chengdu, Sichuan, 610500, China)

Abstract: The accurate prediction of wellbore temperature during drilling is the key factor in the scientific evaluation of wellbore fluid flow safety and pressure control. Therefore, based on the principle of energy conservation between wellbore and formation in each area, the numerical and analytical models for wellbore-formation heat transfer were built. The fully implicit finite difference method and the analytical method were adopted to solve the mathematical models, respectively. Given the wellbore structure and drilling parameters of an ultra-deep well in Shunbei Oilfield, calculation accuracy of the above two models on the calculation results and the influencing factors were analyzed from the aspect of the heat transfer mechanism. The analysis showed that during drilling, the annular fluid temperature in the lower well section was lower than the original ground temperature, while the fluid temperature in the upper well section was higher than it. In the analytical model, a simplified dimensionless time function was used

收稿日期: 2021-07-12; 改回日期: 2022-04-06。

作者简介: 赵向阳 (1985—), 男, 河北承德人, 2008 年毕业于西南石油大学石油工程专业, 2018 年获西南石油大学油气井工程专业博士学位, 副研究员, 主要从事气体、欠平衡与控压钻井、井筒多相流理论研究工作。E-mail: zhaoxy.sripe@sinopec.com。

通信作者: 杨谋, ym528919@126.com。

基金项目: 国家自然科学基金“干热岩型地热泡沫钻井流体相变行为下井筒温度压力响应特性研究”(编号: 52174008)、中国石化科技攻关项目“钻井液降温技术研究与应用”(编号: P20038-3)联合资助。

to represent the quasi-steady state heat exchange mode from distant formations to near well walls, and the comprehensive heat transfer coefficient was employed to characterize the total heat exchange between the formation and annulus, and between the annulus and the interior of the drill string. As a result, the wellbore-formation heat exchange was reduced, and thus the calculated fluid temperature in the annulus and drill string was lower than the result from numerical simulations. The results revealed that the calculated results of the heat transfer model were highly consistent with the downhole measurements, while the errors of the numerical solution and analytical solution were 1.46% and 6.94%, respectively, with a difference of 13.15 °C. The research results provide a theoretical basis for an in-depth understanding of the wellbore-formation heat transfer mechanism and the accurate evaluation of the temperature field during drilling.

Key words: ultra-deep well; wellbore temperature; original ground temperature; numerical solution; analytical solution; calculation accuracy

很多陆上探井的完钻井深超过 8 000 m, 如塔里木油田轮探 1 井和满深 3 井的完钻井深分别为 8 882 和 8 010 m; 顺北油田鹰 1 井、蓬 1 井和顺北 5-5H 井的完钻井深分别为 8 588, 8 450 和 8 520 m^[1-2]。随着井深增加, 地层温度快速上升, 井深 8 000 m 处的初始地层温度已超过 180 °C。井下高温对保持钻井液和固井水泥浆性能、防止钻具腐蚀产生不利影响。因此, 国内外学者基于数值模型和解析模型预测和分析钻进中的井筒温度分布特征, 为钻前优化钻井液等工作液的性能、优选钻具和测量工具提供依据。

其中, 通过数值模型求解, 即基于能量守恒原理, 考虑井筒-地层各控制区域在径向上和轴向上的热交换机理, 建立井筒-地层瞬态传热模型(井筒-地层传热数值模型), 并应用有限差分法和有限元法对该模型求解^[3]。截至目前, 相关学者已开展了直井和水平井井筒温度敏感因素分析^[4-5], 结合不同钻井完井工况, 论述了溢流、非循环时间及水泥浆水化热对井筒温度分布的影响^[6-9]。为了降低数值模型的求解难度, A. R. Hasan 等人^[10-11]应用无因次时间温度, 将井筒-地层间热交换表征为拟稳态传热过程, 钻柱内和环空中的流体为稳态传热过程, 建立了井筒拟稳态传热模型(井筒-地层传热解析模型)。基于此方法, 唐林等人^[12]研究了循环时间、注入排量对超深井钻井井筒温度的影响, 窦亮彬等人^[13]分析了影响注 CO₂ 井筒温度的因素, Nian Yongle 等人^[14]评价了废弃油井的地热资源潜能, 李勇等人^[15-16]考察了漏失工况下井筒温度分布以及气井井筒温度对水泥环应力的影响特征。

文献调研可知^[17-20], 数值模型和解析模型广泛应用于钻井、开采中井筒温度分布特征分析, 为高温井井筒流体流动安全与压力控制提供了重要的分析方法。井下温度需要精细化评价, 如水泥浆温度差值为 5 °C 时, 其稠化时间有 1 h 左右的误差, 若井

下温度预测过低, 可能导致水泥浆在套管内提前凝固。同时, 井下循环温度预测过低会缩短定向工具使用寿命, 增加钻井成本。此外, 准确预测井下温度, 可为研发、优选钻井液、水泥浆、完井液及压裂液等工作液提供依据^[21]。然而, 目前尚未深入分析井筒-地层瞬态传热模型和井筒拟稳态传热模型计算精度及影响其计算精度的因素, 对传热模型的应用条件与范围还不清楚。为此, 笔者基于微分单元能量守恒原理, 建立了钻井流体循环期间井筒-地层传热数值模型和井筒-地层传热解析模型, 并对其进行了求解, 然后以顺北油田某超深井井身结构、钻井参数及测温数据为基础, 分析了 2 种模型的井筒温度计算精度及其影响因素, 以期对科学实时评价超深井井筒温度提供依据。

1 井筒-地层传热物理模型

钻进时, 钻井流体循环过程中井筒-地层各控制区域(包括钻柱内流体、钻柱壁、环空流体、井壁及近井壁地层)为耦合体, 一个控制区域热量的变化会影响其他区域热量的改变。因此, 井筒-地层各控制区域发生复杂的热交换方式, 会使钻柱内和环空流体温度随钻进时间变化。

研究井筒流体温度变化时, 需建立井筒-地层瞬态传热模型并进行求解, 以获得钻柱内和环空流动流体的温度变化特征。钻进时钻柱内与环空流体温度的变化情况(物理模型)如图 1 所示(图 1 中: $q_{p(z)}$ 为钻柱内流体向下流入微元体的热量, J; Δz 为微元体长度, m; $q_{p(z+\Delta z)}$ 为钻柱内流体向下流出微元体的热量, J; q_{pf} 为单位长度钻柱内流体循环摩阻产生的热量, J; q_{pa} 为钻柱内流体与钻柱内壁面交换的热量, J; $q_{a(z+\Delta z)}$ 为环空内流体向上流入微元体的热量, J; $q_{a(z)}$ 为环空内流体向上流出微元体的热量, J; q_{af} 为单位长度环空内流体循环摩阻产生的热量, J;

q_{Fa} 为从井壁传入环空的热量, J; q_{ap} 为从环空传入钻柱的热量, J; t_p 为钻柱内流体温度, $^{\circ}\text{C}$; t_w 为钻柱壁温度, $^{\circ}\text{C}$; t_a 为环空流体温度, $^{\circ}\text{C}$; t_{cl} 为井壁温度, $^{\circ}\text{C}$; $t_{i,j}$ 为地层中空间网格第 i 行第 j 列的温度, $^{\circ}\text{C}$ 。

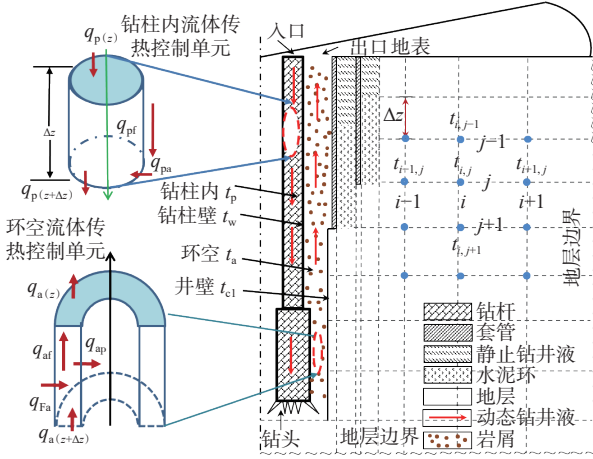


图 1 钻进中钻柱内与环空流体温度的变化

Fig.1 Fluid temperature variations in the drill string and annulus during drilling

钻井液在地面以温度 t_{in} 从钻柱内向下流动, 钻柱内流动传热控制单元的热量变化包括: 1) 向下流入的热量 $q_{p(z)}$ 与流出热量之差 $q_{p(z+\Delta z)}$; 2) 钻柱内壁以热对流方式传入钻柱内流体的热量 q_{pa} ; 3) 流体循环摩阻产生的热量 q_{pf} 。流体向下流经钻头喷嘴后流入环空, 在井底钻柱内流体的温度与环空流体的温度相同。在环空向上流动过程中, 控制单元热量变化包括: 1) 向上流入的热量 $q_{a(z+\Delta z)}$ 与流出热量之差 $q_{a(z)}$; 2) 钻柱外壁以热对流方式传入钻柱壁的热量 q_{ap} ; 3) 井壁以热对流方式传入环空的热量 q_{Fa} ; 4) 流体循环摩阻产生的热量 q_{af} 。流体经一个循环周期从环空返至地面。

2 井筒-地层传热数值模型

基于井筒-地层各控制区域的能量守恒原理, 分别建立了钻柱内流体、钻柱壁、环空流体及近井壁地层温度数值模型(统称为井筒-地层传热数值模型), 并采用全隐式有限差分法求解了该模型。

2.1 钻柱内流体传热模型

结合图 1 所示物理模型反映的传热机理, 建立钻柱内传热模型^[6]。在时间 dt 内, 钻柱内钻井液向下流动携带进入单元体的热量为:

$$dq_1 = q_{p(z)} - q_{p(z+\Delta z)} = \rho_m Q c_m [t_{p(z)} - t_{p(z+\Delta z)}] dt \quad (1)$$

在时间 dt 内, 钻柱内钻井液与钻柱内壁在径向上对流换热产生的热量为:

$$dq_2 = 2\pi r_0 h_{ci} (t_w - t_p) \Delta z dt \quad (2)$$

令单位长度的功率为 Q_p , 则外界对单元体做功产生的热量为:

$$dW = Q_p \Delta z dt \quad (3)$$

在时间 dt 内, 钻柱内单元体流体内能的变化为:

$$dE = \rho_m c_m \pi r_0 \Delta z \frac{\partial t_p}{\partial t} dt \quad (4)$$

基于能量守恒, 对式(1)—式(4)整理可得:

$$\rho_m Q c_m [t_{p(z)} - t_{p(z+\Delta z)}] dt + 2\pi r_0 h_{ci} (t_w - t_p) \Delta z dt + Q_p \Delta z dt = \rho_m c_m \pi r_0^2 \Delta z \frac{\partial t_p}{\partial t} dt \quad (5)$$

等式两边同时除以 $\Delta z dt$, 则有:

$$-\rho_m Q c_m \frac{[t_{p(z+\Delta z)} - t_{p(z)}]}{\Delta z} + 2\pi r_0 h_{ci} (t_w - t_p) + Q_p = \rho_m c_m \pi r_0^2 \frac{\partial t_p}{\partial t} \quad (6)$$

由微分基本定义, $\frac{[t_{p(z+\Delta z)} - t_{p(z)}]}{\Delta z} \approx \frac{\partial t_p}{\partial z}$, 整理可得:

$$Q_p - \rho_m Q c_m \frac{\partial t_p}{\partial z} - 2\pi r_0 h_{ci} (t_p - t_w) = \rho_m c_m \pi r_0^2 \frac{\partial t_p}{\partial t} \quad (7)$$

式中: ρ_m 为钻井液密度, kg/m^3 ; c_m 为钻井液比热容, $\text{J}/(\text{kg} \cdot ^{\circ}\text{C})$; h_{ci} 为钻柱内壁面对流换热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^{\circ}\text{C})$; Q 为钻井液排量, m^3/s ; Q_p 为钻柱内流体热源项, W/m ; r_0 为钻柱内径, m ; t 为时间, s 。

2.2 钻柱壁传热模型

钻柱壁温度与钻柱内钻井液和环空钻井液的热对流相关。钻柱壁热量变化因素包括: 轴向上, 钻柱热传导产生的热量; 径向上, 在钻柱外壁和钻柱内部由热对流传入钻柱壁和钻柱内流体的热量; 单位时间内单元体内能的变化。用数学模型可表示为:

$$\lambda_w \frac{\partial^2 t_w}{\partial z^2} + \frac{2r_0 h_{ci}}{r_1^2 - r_0^2} (t_p - t_w) - \frac{2r_1 h_{co}}{r_1^2 - r_0^2} (t_w - t_a) = \rho_w c_w \frac{\partial t_w}{\partial t} \quad (8)$$

式中: ρ_w 为钻柱密度, kg/m^3 ; c_w 为钻柱比热容, $\text{J}/(\text{kg} \cdot ^{\circ}\text{C})$; λ_w 为钻柱导热系数, $\text{W}/(\text{m} \cdot ^{\circ}\text{C})$; h_{co} 为钻柱外壁面对流换热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^{\circ}\text{C})$; r_1 为钻柱外径, m 。

2.3 环空流体传热模型

影响环空钻井液温度的因素包括: 1) 钻井液沿井筒向上流动时携带的热量; 2) 井壁和钻柱外壁发生热对流获得的热量; 3) 外界对单元体流体所做的功; 4) 钻井液自身内能的变化。据此, 环空流体传

热数学模型可表示为:

$$\rho_m Q c_m \frac{\partial t_a}{\partial z} + 2\pi r_1 h_{co}(t_w - t_a) - 2\pi r_2 h_b(t_a - t_{c1}) + Q_a = \rho_m c_m \pi (r_2^2 - r_1^2) \frac{\partial t_a}{\partial t} \quad (9)$$

式中: h_b 为井壁对流换热系数, $W/(m^2 \cdot ^\circ C)$; r_2 为井壁半径, m; Q_a 为环空内流体热源项, W/m 。

2.4 井壁传热模型

井壁由套管段和裸眼段(岩石)构成, 则影响井壁温度的因素有: 轴向上, 热传导获得的热量; 径向上, 与内层水泥环/岩石发生热传导、与环空钻井液产生对流换热; 自身内能的变化。据此, 井壁传热数学模型可表示为:

$$\lambda_{c1} \frac{\partial^2 t_{c1}}{\partial z^2} + \frac{2r_2 h_b(t_a - t_{c1})}{r_3^2 - r_2^2} - \frac{2\lambda_{o1}(t_{c1} - t_{c2})}{r_3^2 - r_2^2} = \rho_{c1} c_{c1} \frac{\partial t_{c1}}{\partial t} \quad (10)$$

式中: λ_{c1} 为套管/岩石的导热系数, $W/(m \cdot ^\circ C)$; λ_{o1} 为水泥环/岩石的导热系数, $W/(m \cdot ^\circ C)$; t_{c2} 为井水泥环/岩石温度, $^\circ C$; ρ_{c1} 为套管/岩石的密度, kg/m^3 ; c_{c1} 为套管/岩石的比热容, $J/(kg \cdot ^\circ C)$; r_3 为套管外径, m。

2.5 近井壁地层传热模型

近井壁各控制区域包括多层套管、水泥环及地层, 其热交换可看作单一圆筒壁在轴向和径向上的热传导。据此, 传热模型可表示为:

$$\frac{\partial^2 t_{fk}}{\partial r^2} + \frac{1}{r_k} \frac{\partial t_{fk}}{\partial r} + \frac{\partial^2 t_{fk}}{\partial z^2} = \frac{\rho_{fk} c_{fk}}{\lambda_{fk}} \frac{\partial t_{fk}}{\partial t} \quad (11)$$

式中: t_{fk} 为套管、水泥环或岩石的温度, $^\circ C$; ρ_{fk} 为套管、水泥环或岩石的密度, kg/m^3 ; c_{fk} 为套管、水泥环或岩石的比热容, $J/(kg \cdot ^\circ C)$; λ_{fk} 为套管、水泥环或岩石的导热系数, $W/(m \cdot ^\circ C)$; k 为套管层级大小, 通常 $4 \leq k \leq 11$ 。

2.6 井筒-地层传热数值模型求解

上述井筒-地层传热数值模型涉及多个偏微分方程组。对此, 采用全隐式有限差分法对该模型进行求解:

$$\alpha_{ij} t_{i-1,j}^{n+1} + \beta_{ij} t_{i,j}^{n+1} + \gamma_{ij} t_{i+1,j}^{n+1} + \delta_{ij} t_{i,j-1}^{n+1} + \lambda_{ij} t_{i,j+1}^{n+1} = c_{ij} \quad (12)$$

把所有节点的有限差分方程用矩阵形式表示:

$$AT = C \quad (13)$$

式中: α_{ij} , β_{ij} , γ_{ij} , δ_{ij} 和 λ_{ij} 均为矩阵系数; i, j 分别为径向和轴向上的空间网格节点; n 为时间节点。

结合式(12)的离散形式, 将上述偏微分方程在时间上和空间上离散, 并合并空间和时间节点相同的温度项, 构建微分方程的离散格式。以式(7)为例, 具体偏微分方程的离散格式为:

$$\frac{\rho_m Q c_m}{\Delta z_j} t_{0,j-1}^{n+1} - \left(\frac{\rho_m Q c_m}{\Delta z_j} + 2\pi r_0 h_{ci} + \frac{\pi r_0^2 \rho_m c_m}{\Delta t} \right) t_{0,j}^{n+1} + 2\pi r_0 h_{ci} t_{1,j}^{n+1} = -Q_p - \frac{\pi r_0^2 \rho_m c_m}{\Delta t} t_{0,j}^n \quad (14)$$

式中: 下标 0, 1 分别代表钻柱内流体和钻柱壁。

将井筒-地层各区域的瞬态传热模型及边界条件均按照式(14)离散, 构成多个微分方程组(如式(13)), 然后应用全隐式有限差分法对方程组进行求解。

3 井筒-地层传热解析模型

基于微分单元体能量平衡原理, 建立了钻柱内和环空流体热量平衡方程(统称为井筒-地层传热解析模型), 但建立模型时简化了地层和井筒间的热交换。建立后, 对该解析模型进行了解。

3.1 环空流体传热模型

从地层远处传递到井筒的总热量 q_f 可表示为^[10]:

$$q_f = \frac{2\pi \lambda_f}{\rho_m Q t_D} (t_i - t_{c1}) \quad (15)$$

式中: λ_f 为地层导热系数, $W/(m \cdot ^\circ C)$; t_i 为初始地层温度, $^\circ C$; t_D 为无因次温度, 计算方法可参考文献[11]。

根据傅里叶热传导定律, 地层与环空流体交换的热量 q_a 可表示为^[12]:

$$q_a = \frac{2\pi r_2 U_a}{\rho_m Q} (t_{c1} - t_a) \Delta z \quad (16)$$

式中, U_a 为钻井流体循环时环空内流体与地层之间的综合传热系数, $W/(m \cdot ^\circ C)$ 。

联立式(15)和式(16)消除 t_{c1} , 可得:

$$q_a = \frac{c_m}{A} (t_i - t_a) \Delta z \quad (17)$$

$$\text{其中} \quad A = \frac{c_m Q \rho_m (\lambda_f + r_2 U_a t_D)}{2\pi r_2 U_a \lambda_f} \quad (18)$$

3.2 钻柱内流体传热模型

根据能量守恒原理, 钻柱内流体与环空内流体交换的热量 q_p 可表示为:

$$q_p = \frac{c_m}{B} (t_a - t_p) \Delta z \quad (19)$$

$$\text{其中} \quad B = \frac{c_m Q \rho_m}{2\pi r_0 U_p} \quad (20)$$

式中, U_p 为钻柱内流体与环空内流体间的综合传热系数, $W/(m \cdot ^\circ C)$ 。

3.3 井筒-地层传热解析模型求解

基于钻柱内和环空流体微分单元能量守恒原

理, 对井筒-地层传热解析模型进行求解:

$$t_p = \beta_1 e^{k_1 z} + \beta_2 e^{k_2 z} + G_t(z - B) + t_{mf} \quad (21)$$

$$t_a = \beta_1(Bk_1 + 1)e^{k_1 z} + \beta_2(Bk_2 + 1)e^{k_2 z} + G_t z + t_{mf} \quad (22)$$

其中

$$k_1 = \frac{1 + \sqrt{\frac{4A}{B} + 1}}{2A} \quad (23)$$

$$k_2 = \frac{1 - \sqrt{\frac{4A}{B} + 1}}{2A} \quad (24)$$

$$\beta_1 = \varphi - \frac{BG_t + \varphi Bk_1 e^{k_1 H} - t_b}{B(k_1 e^{k_1 H} - k_2 e^{k_2 H})} \quad (25)$$

$$\beta_2 = \frac{BG_t + \varphi Bk_1 e^{k_1 H} - t_b}{B(k_1 e^{k_1 H} - k_2 e^{k_2 H})} \quad (26)$$

$$\varphi = t_{in} - t_{mf} + BG_t \quad (27)$$

$$t_{mf} = At_{fa} + (A + B)t_{fp} + t_{in} + t_s \quad (28)$$

式中: G_t 为地温梯度, $^{\circ}\text{C}/100\text{m}$; H 为井深, m ; t_b 为钻头压降产生的温度, $^{\circ}\text{C}$; t_{fp} 和 t_{fa} 分别为钻柱内和环空内流体流动摩阻产生的温度, $^{\circ}\text{C}$; t_{in} 和 t_s 分别为入口温度和地表温度, $^{\circ}\text{C}$ 。

4 算例分析

以顺北油田某超深井为例, 利用该井井身结构与钻井参数进行了计算分析。

该井用 $\phi 444.5$ 、 $\phi 311.1$ 和 $\phi 215.9$ mm 钻头分别钻至井深 800、3 065 及 6 348 m, 下入 $\phi 339.7$ 、 $\phi 250.8$ 及 $\phi 177.8$ mm 套管。在井深 6 099 m 处造斜, 井眼曲率为 $7.46^{\circ}/30$ m, 靶点 A 和靶点 B 对应井深分别为 6 353 和 6 759 m, 井斜角为 30.35° 。6 348~6 750 m 井段采用 $\phi 149.2$ mm 钻头钻进, 钻进中钻井液排量为 16 L/s, 密度为 1.35 kg/L, 塑性黏度为 22 mPa·s, 动切力为 8 Pa, 比热容为 2 600 J/(kg· $^{\circ}\text{C}$)、导热系数为 0.32 W/(m· $^{\circ}\text{C}$)。钻具主要由 $\phi 88.9$ mm 加重钻杆和 $\phi 101.6$ mm 钻杆组成。

以井深 6 750 m 处钻井参数为参考, 地表温度与流体入口温度分别为 10 和 30 $^{\circ}\text{C}$, 地温梯度为 2.467 $^{\circ}\text{C}/100\text{m}$, 利用井筒-地层传热数值模型和解析模型计算钻柱内和环空流体的温度分布, 结果见图 2 和图 3。

从图 2 和图 3 可以看出, 2 种模型计算出的环空流体温度均高于钻柱内流体温度, 表明钻井液从钻柱内向下流动过程中不断被环空钻井液加热, 距井底越近, 温度越高。

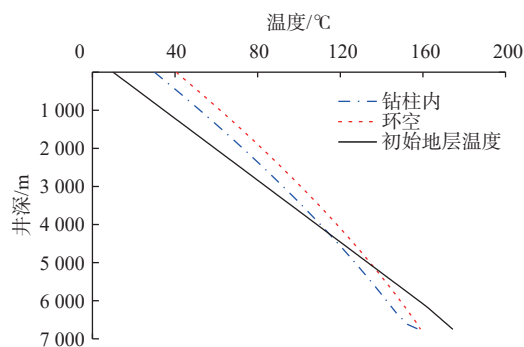


图 2 数值模型计算的钻柱内与环空流体的温度分布
Fig.2 Fluid temperature distributions in the drill string and annulus calculated by numerical model

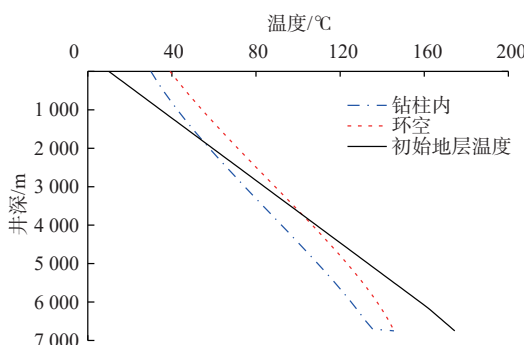


图 3 解析模型计算的钻柱内与环空流体的温度分布
Fig.3 Fluid temperature distributions in the drill string and annulus calculated by analytical model

对比图 2 和图 3 可知, 环空流体和钻柱内流体的温度差, 数值解小于解析解, 2 种模型计算结果的差值分别为 5 $^{\circ}\text{C}$ 和 13 $^{\circ}\text{C}$ 左右。导致该结果的主要原因是: 建立解析模型时忽略了钻柱内外壁对热对流交换的影响, 采用综合传热系数表示环空流体与钻柱内流体的热交换(如式(20)中 U_p), 钻进中, 钻柱内外钻井液与壁面进行强烈的对流换热, 交换的热量远高于热传导方式下的热量; 若仅用综合传热系数 U_p 来表述径向上钻柱内外壁面的热交换, 减弱了热交换效率, 使环空流体热量不能有效传递至钻柱内。因此, 解析模型下的环空流体温度要远高于钻柱内流体温度。

未钻进时, 井筒-地层达到热力学平衡状态, 钻柱内与环空流体的温度与初始地层温度接近。钻进中井筒-地层为耦合体, 流体循环不断将下部井段地层热量携带到地面, 使下部井段流体温度低于初始地层温度, 而上部井段高于初始地层温度。因此, 井筒流体与近井壁地层温度间互相影响, 即井筒-地层传热为瞬态过程。将图 2 和图 3 中温度分布与初始地层温度分布进行对比可知, 解析模型得

到的钻柱内与环空流体的温度均远低于初始地层温度。导致该现象的原因是:建立解析模型时对瞬态传热进行了简化,采用无因次温度 t_D 表示地层-井筒间热量传递的拟稳态过程,见式(15)。同时,用综合传热系数 U_a 表示流体循环时井壁与环空流体间的热交换效率,见式(16)。2种因素的共同作用,使解析模型计算出的钻柱内与环空流体的温度低于数值模型。

根据MWD实测数据,钻进10 h后环空温度为156.5℃。基于此,利用数值模型和解析模型计算环空流体温度,结果见图4所示。

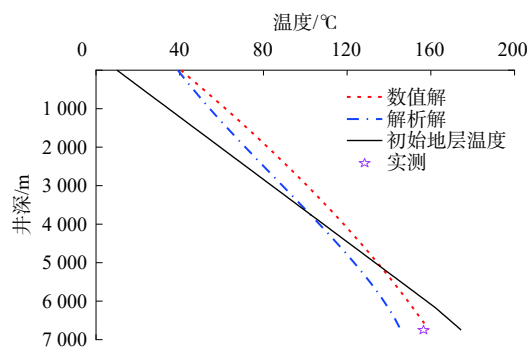


图4 数值模型和解析模型计算的环空流体温度

Fig.4 Fluid temperature in the annulus calculated by numerical and analytical models

从图4可以看出,数值模型和解析模型计算出的井底温度分别为158.79和145.64℃,两者相差13.15℃,与实测温度相比,2种模型的计算误差分别为1.46%和6.94%,表明数值模型的计算精度远高于解析模型。因此,进行钻进中井筒温度预测与评价研究时,推荐使用数值模型。

为了解近井壁地层温度扰动特征,利用数值模型计算了近井壁地层温度与环空流体温度之差分布情况(见图5),分析流体循环对近井壁温度的影响。

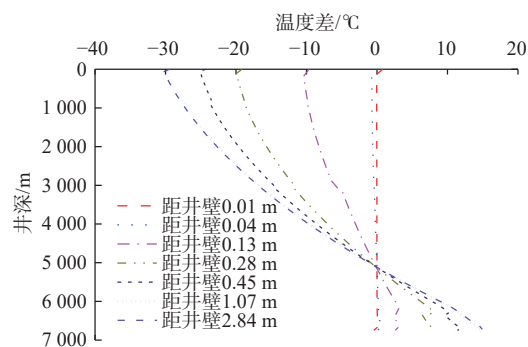


图5 近井壁温度与环空流体温度差分布

Fig.5 Distribution of the difference between the temperature near well walls and that of annular fluid

从图5可以看出:井深5 100 m以深,近井壁地层温度高于环空流体温度,表明循环钻井液时携带了下部井段近井壁地层热量;井深5 100 m以浅,近井壁地层温度低于环空流体温度,表明钻井液在环空向上流动过程中携带下部地层热量并不断加热上部地层,使环空流体温度高于初始地层温度(见图2)。同时,距井壁越近,环空流体温度与地层温度的差越小;反之,距井壁越远,环空流体温度与地层温度的差越大。距井壁1.07和2.84 m处的地层温度与环空流体温度之差几乎相等,表明2种距离的地层温度也相等,也说明钻进中钻井液循环对近井壁地层的扰动距离在1.07 m左右。井深6 348 m处,近井壁地层温度与环空流体温度之差发生波动,由于技术套管下至该处,套管与地层的导热系数(分别为43.2和2.05 W/(m·℃))不同引起该现象。因此,计算井筒-地层瞬态温度时,需要考虑井身结构对近井壁地层传热效率的影响,使计算结果更能深入揭示流体循环条件下井筒-地层各控制区域的传热机理与温度演变特性。

5 结论

1) 基于微分单元能量平衡原理,建立了钻进流体循环时的井筒-地层传热数值模型和井筒-地层传热解析模型,分别应用全隐式有限差分法和解析法对2种模型进行了求解。计算结果表明,下部井段环空流体温度低于初始地层温度,上部井段环空流体温度高于初始地层温度。

2) 解析模型应用无因次时间函数简化了远处地层传入近井壁的热交换方式,采用综合传热系数表征近井壁地层传入环空的热量。同时,解析模型应用综合传热系数表示环空流体与钻柱内流体间的热交换,忽略了钻柱内外壁热对流的热交换作用,导致解析模型计算出的钻柱内与环空流体的温度低于数值模型。

3) 近井壁地层温度数值模型能有效解释钻进中环空流体与近井壁温度演变特性,结合实测结果可知,数值模型和解析模型的计算误差分别为1.46%和6.94%,两者计算结果之差为13.15℃。推荐采用数值模型进行井筒瞬态温度预测。

参考文献

References

- [1] 袁国栋,王鸿远,陈宗琦,等.塔里木盆地满深1井超深井钻井关

- 键技术[J]. *石油钻探技术*, 2020, 48(4): 21–27.
- YUAN Guodong, WANG Hongyuan, CHEN Zongqi, et al. Key drilling technologies for the ultra-deep Well Manshen 1 in the Tarim Basin[J]. *Petroleum Drilling Techniques*, 2020, 48(4): 21–27.
- [2] 李双贵, 于洋, 樊艳芳, 等. 顺北油气田超深井井身结构优化设计[J]. *石油钻探技术*, 2020, 48(2): 6–11.
- LI Shuanggui, YU Yang, FAN Yanfang, et al. Optimal design of casing programs for ultra-deep wells in the Shunbei Oil and Gas Field[J]. *Petroleum Drilling Techniques*, 2020, 48(2): 6–11.
- [3] 苏雄, 杨明合, 陈伟峰, 等. 顺北一区小井眼超深井井筒温度场特征研究与应用[J]. *石油钻探技术*, 2021, 49(3): 67–74.
- SU Xiong, YANG Minghe, CHEN Weifeng, et al. Study and application of wellbore temperature field characteristics in the ultra-deep slim-hole wells in the Shunbei No. 1 Area[J]. *Petroleum Drilling Techniques*, 2021, 49(3): 67–74.
- [4] 付建红, 苏昱, 姜伟, 等. 深层页岩气水平井井筒瞬态温度场研究与应用[J]. *西南石油大学学报(自然科学版)*, 2019, 41(6): 165–173.
- FU Jianhong, SU Yu, JIANG Wei, et al. Research and application of wellbore transient temperature in deep shale gas horizontal wells[J]. *Journal of Southwest Petroleum University(Science & Technology Edition)*, 2019, 41(6): 165–173.
- [5] 刘洋, 艾正青, 李早元, 等. 注水泥循环温度影响因素探讨[J]. *西南石油大学学报(自然科学版)*, 2012, 34(1): 154–158.
- LIU Yang, AI Zhengqing, LI Zaoyuan, et al. Discussion on the influence factors of cementing circulating temperature[J]. *Journal of Southwest Petroleum University(Science & Technology Edition)*, 2012, 34(1): 154–158.
- [6] YANG Mou, LI Xiaoxiao, DENG Jianmin, et al. Prediction of wellbore and formation temperatures during circulation and shut-in stages under kick conditions[J]. *Energy*, 2015, 91: 1018–1029.
- [7] YANG Mou, ZHAO Xiangyang, MENG Yingfeng, et al. Determination of transient temperature distribution inside a wellbore considering drill string assembly and casing program[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2017, 118: 299–314.
- [8] 杨谋, 孟英峰, 李皋, 等. 钻井全过程井筒-地层瞬态传热模型[J]. *石油学报*, 2013, 34(2): 366–371.
- YANG Mou, MENG Yingfeng, LI Gao, et al. A transient heat transfer model of wellbore and formation during the whole drilling process[J]. *Acta Petrolei Sinica*, 2013, 34(2): 366–371.
- [9] 王雪瑞, 孙宝江, 刘书杰, 等. 基于水化反应动力学的深水固井井筒温度与压力耦合预测模型[J]. *石油勘探与开发*, 2020, 47(4): 809–818.
- WANG Xuerui, SUN Baojiang, LIU Shujie, et al. A coupled model of temperature and pressure based on hydration kinetics during well cementing in deep water[J]. *Petroleum Exploration and Development*, 2020, 47(4): 809–818.
- [10] HASAN A R, KABIR C S. Aspects of wellbore heat transfer during two-phase flow[J]. *SPE Production & Facilities*, 1994, 9(3): 211–216.
- [11] KABIR C S, HASAN A R, KOUBA G E, et al. Determining circulating fluid temperature in drilling, workover, and well control operations[J]. *SPE Drilling & Completion*, 1996, 11(2): 74–79.
- [12] 唐林, 冯文伟, 王林. 井内及井壁瞬态温度的确定[J]. *钻井液与完井液*, 1998, 15(5): 29–33.
- TANG Lin, FENG Wenwei, WANG Lin. Determining instantaneous state temperature in the borehole and the wall[J]. *Drilling Fluid & Completion Fluid*, 1998, 15(5): 29–33.
- [13] 窦亮彬, 李根生, 沈忠厚, 等. 注 CO₂ 井筒温度压力预测模型及影响因素研究[J]. *石油钻探技术*, 2013, 41(1): 76–81.
- DOU Liangbin, LI Gensheng, SHEN Zhonghou, et al. Wellbore pressure and temperature prediction model and its affecting factors for CO₂ injection wells[J]. *Petroleum Drilling Techniques*, 2013, 41(1): 76–81.
- [14] NIAN Yongle, CHENG Wenlong. Evaluation of geothermal heating from abandoned oil wells[J]. *Energy*, 2018, 142: 592–607.
- [15] 李勇, 纪宏飞, 邢鹏举, 等. 气井井筒温度场及温度应力场的理论解[J]. *石油学报*, 2021, 42(1): 84–94.
- LI Yong, JI Hongfei, XING Pengju, et al. Theoretical solutions of temperature field and thermal stress field in wellbore of a gas well[J]. *Acta Petrolei Sinica*, 2021, 42(1): 84–94.
- [16] YANG Mou, YANG Lyuchao, WANG Tao, et al. Estimating formation leakage pressure using a coupled model of circulating temperature-pressure in an eccentric annulus[J]. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 2020, 189: 106918.
- [17] 张更, 李军, 柳贡慧, 等. 考虑钻井液流动阻力与钻柱旋转的井筒瞬态传热新模型[J]. *断块油气田*, 2021, 28(1): 133–138.
- ZHANG Geng, LI Jun, LIU Gonghui, et al. Transient wellbore heat transfer new model considering drilling fluid flow resistance and drillstring rotation[J]. *Fault-Block Oil & Gas Field*, 2021, 28(1): 133–138.
- [18] 张锐尧, 李军, 柳贡慧, 等. 深水钻井多压力系统条件下的井筒温度场研究[J]. *石油机械*, 2021, 49(7): 77–85.
- ZHANG Ruiyao, LI Jun, LIU Gonghui, et al. Research on the wellbore temperature field under the multiple pressure system during deep water drilling[J]. *China Petroleum Machinery*, 2021, 49(7): 77–85.
- [19] 董胜伟, 王子健, 曹飞, 等. 深水浅部水合物储层水平井井筒温度计算模型[J]. *特种油气藏*, 2020, 27(5): 157–161.
- DONG Shengwei, WANG Zijian, CAO Fei, et al. Wellbore temperature calculation model for horizontal wells in shallow hydrate reservoirs in deep water[J]. *Special Oil & Gas Reservoirs*, 2020, 27(5): 157–161.
- [20] 杨顺辉, 豆宁辉, 赵向阳, 等. 多层合采智能井井筒温度场预测模型及应用[J]. *石油钻探技术*, 2019, 47(4): 83–91.
- YANG Shunhui, DOU Ninghui, ZHAO Xiangyang, et al. Temperature field prediction model for multi-layer commingled production wellbore in intelligent wells and its application[J]. *Petroleum Drilling Techniques*, 2019, 47(4): 83–91.
- [21] YANG Mou, LUO Dayu, CHEN Yuanhang, et al. Establishing a practical method to accurately determine and manage wellbore thermal behavior in high-temperature drilling[J]. *Applied Energy*, 2019, 238: 1471–1483.