

基于 R-K-S 方程的同心双管注多元热 流体传热特征研究

孙逢瑞^{1,2}, 姚约东^{1,2}, 李相方¹, 陈 刚¹, 丁冠阳¹

(1. 中国石油大学(北京)石油工程学院, 北京 102249; 2. 油气资源与探测国家重点实验室(中国石油大学(北京)), 北京 102249)

摘 要: 为了解同心双管注多元热流体的传热特征, 获得最优的井底蒸汽参数, 基于实际气体 R-K-S 状态方程和质量、能量与动量守恒方程, 结合经典地层内瞬态传热模型, 建立了同心双管注多元热流体井筒传热数学模型。在验证模型的基础上, 分析了井筒内混合汽/气典型传热特征, 近井口处无接箍油管和内油管环空之间的温差较小, 会导致流体热物性参数剧烈变化, 但温度梯度快速趋于一致。应用该模型对非凝结气含量和注汽温度进行了优化计算, 结果表明, 非凝结气含量增大, 井底过热度减小; 随着无接箍油管注汽温度升高, 井底过热度增加。研究结果表明, 注汽参数对井筒内热参数分布有明显影响, 现场作业时要根据井眼实际情况优选注汽参数。

关键词: 同心双管; 过热蒸汽; 多元热流体; R-K-S 方程; 注汽参数; 注汽温度; 稠油油藏

中图分类号: TE357 **文献标志码:** A **文章编号:** 1001-0890(2017)02-0107-08

An R-K-S Equation-Based Study on the Heat Transmission Features of Multi-Component Thermal Fluid Injection through Concentric Dual-Tubing

SUN Fengrui^{1,2}, YAO Yuedong^{1,2}, LI Xiangfang¹, CHEN Gang¹, DING Guanyang¹

(1. College of Petroleum Engineering, China University of Petroleum (Beijing), Beijing, 102249, China; 2. State Key Laboratory of Petroleum Resources and Engineering (China University of Petroleum (Beijing)), Beijing, 102249, China)

Abstract: A mathematic model for heat transfer in wellbores when injecting multi-component thermal fluid through concentric dual-tubing was constructed with the goal of better understanding the heat transmission characteristics of multi-component thermal fluid injection through concentric dual-tubing and determine the optimum bottom hole steam parameters. The study involved modeling wellbore behaviors in response to the injection of superheated multi-component thermal fluid through concentric dual-tubing. To establish the model, the actual gas based R-K-S equation of state, the mass, energy and momentum conservation equation and the transient heat transfer model in classical stratum were used. After verification with the model, the typical heat transfer features of the mixed steam/gases within the wellbore were analyzed, and the analysis indicated that a small temperature difference between the integral joint tubing and the inner tubing annulus near the wellhead may lead to dramatic changes in the fluid thermo-physical parameters, but the temperature gradients converge quickly. The content of non-condensing gases and the steam injection temperature were optimized with the model, and the results showed that the downhole superheat degree decreased as the content of the non-condensing gases increased. However, the downhole superheat degree increased as the steam injection temperature in the integral joint tubing increased. The results of the study demonstrated that the steam injection parameters had a significant influence on the distribution of the thermal parameters within the wellbore. The way steam was injected affected wellbore temperatures. Therefore, it was suggested to optimize the steam injection parameters based on the actual boreholes used during field operations.

Key words: concentric dual-tubing; superheated steam; multi-component thermal fluid; R-K-S equation; steam injection parameters; steam injection temperature; heavy oil reservoir

注蒸汽是稠油开采的重要并且成熟的技术手段^[1-3]。油层非均质性较强或水平段较长时, SAGD 传统单管注汽方式很容易造成蒸汽局部突进和油层动用不均等情况, 因此 SAGD 注汽井常采用同心双管注汽, 即无接箍油管内和无接箍油管与内油管的环空同时注汽(以下简称为内油管环空注汽), 以同时提高水平段跟端和趾端的加热效果^[4]。随着稠油开采技术的进一步发展, 注过热蒸汽已经在一些矿

收稿日期: 2016-11-17; 改回日期: 2017-02-28。

作者简介: 孙逢瑞(1990—), 男, 山东东营人, 2013 年毕业于中国石油大学(华东)石油工程专业, 2016 年获中国石油大学(北京)油气田开发工程专业硕士学位, 油气田开发工程专业在读博士研究生, 主要从事热力采油技术研究工作。E-mail: 13126682711@163.com。

基金项目: 国家科技重大专项“西非、亚太及南美典型油气田开发关键技术研究”子课题“西非深水油田注采参数优化及单井产能预测研究”(编号: 2011ZX05030-005-04)资助, 中国海洋石油总公司海洋石油高效开发国家重点实验室第三批开放基金课题“稠油热采流动规律主要影响因素分析”(编号: 2015-YXKJ-001)部分研究内容。

场实践中取得了较好的开发效果^[5-7]。由于 CO₂ 和 N₂ 对提高稠油油藏采收率有很好的促进作用^[8-9], 因此常伴随蒸汽将高温高压烟道气(主要组分为 CO₂ 和 N₂)一同注入油层。

目前,关于同心双管注过热型多元热流体井筒热物性参数分布的研究尚处于初级阶段。国外多位学者分别提出了不同的数学模型,来计算环空中汽液两相流的压力降^[10-11];东晓虎^[12]初步建立了海上同心双管注多元热流体数值模型,但未揭示井筒内流体相互传热特征;在此基础上,Gu Hao 等人^[13]对计算内油管环空压力降的中间参数进行了简化,并对当量直径进行了改进;程文龙等人^[14]基于实际气体状态方程建立了普通单管注过热型多元热流体井筒传热数学模型,但不能直接用于同心双管注汽井筒传热的计算。为此,笔者引入 R-K-S 气体状态方程计算热流体密度等参数,基于质量、动量和能量守恒方程,结合经典地层内非稳态传热模型,建立了完整的同心双管注过热型多元热流体井筒传热模型,可以利用该模型进行井筒内过热型多元热流体传热特征分析、非凝结气含量优选和井底过热度预测。

1 同心双管注多元热流体井筒传热数学模型的建立

基于前人对单管/同心双管注饱和蒸汽的研究^[8,13-14],做以下基本假设:1)井口注汽参数为定值;2)过热型多元热流体向水泥环外缘的传热为稳态传热;3)水泥环外缘向地层传热为非稳态传热;4)地层热物性参数不随深度变化;5)外油管与套管之间的内油管环空内为低压空气。

1.1 井筒内流体流动的数学模型

同心双管注过热型多元热流体井筒结构如图 1 所示。

垂直井筒内流体流动过程中无质量交换,其质量守恒方程为:

$$\frac{\partial \omega_{ij,an}}{\partial z} = \pi r_{ij,an}^2 \frac{\partial (\rho_{ij,an} \omega_{ij,an})}{\partial z} = 0 \quad (1)$$

式中: $\omega_{ij,an}$ 为无接箍油管或内油管环空中流体的质量速度, kg/s; $r_{ij,an}$ 为无接箍油管内半径或内油管内半径, m; $\rho_{ij,an}$ 为无接箍油管或内油管环空中流体的密度, kg/m³; $\omega_{ij,an}$ 为无接箍油管或内油管环空中流体的流速, m/s; z 为井筒深度, m。

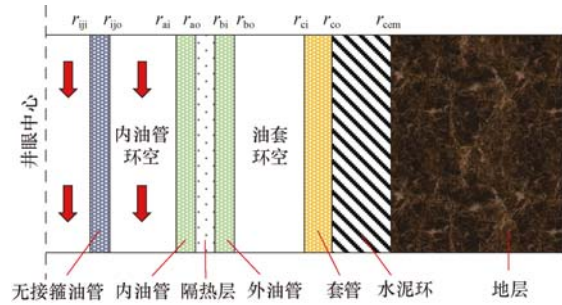


图 1 同心双管注过热型多元热流体井筒结构示意图

Fig. 1 Schematic of a wellbore configuration for the injection of superheated multi-component thermal fluid through concentric dual-tubing

文献[4]未考虑摩擦力做功对热损失的影响,考虑无接箍油管中流体与内油管环空中流体的热传导,无接箍油管中的能量守恒方程为:

$$\frac{dQ_{ij}}{dz} + \frac{dW_{ij}}{dz} = -\omega_{ij} \frac{dh_{ij}}{dz} - \omega_{ij} \frac{d}{dz} \left(\frac{v_{ij}^2}{2} \right) + \omega_{ij} g \cos \theta \quad (2)$$

式中: Q_{ij} 为无接箍油管向内油管环空的传热速率, W; W_{ij} 为无接箍油管中摩擦力所做的功, W, 采用文献[15]中的方法计算; ω_{ij} 为无接箍油管中流体的质量流速, kg/s; v_{ij} 为无接箍油管中流体的流速, m/s; h_{ij} 为无接箍油管中过热型多元热流体的热焓, J/kg; g 为重力加速度, m/s²; θ 为垂直井筒偏离垂直方向的角度, rad。

考虑到与无接箍油管中流体的热传导和向地层的热损失,内油管环空中的能量守恒方程表示为:

$$\frac{dQ_{an}}{dz} - \frac{dQ_{ij}}{dz} + \frac{dW_{an}}{dz} = -\omega_{an} \frac{dh_{an}}{dz} - \omega_{an} \frac{d}{dz} \left(\frac{v_{an}^2}{2} \right) + \omega_{an} g \cos \theta \quad (3)$$

式中: Q_{an} 为内油管环空中流体向水泥环外缘的传热速率, W; W_{an} 为内油管环空中摩擦力所做的功, W, 采用文献[15]中的方法计算; ω_{an} 为内油管环空中流体的质量流速, kg/s; v_{an} 为内油管环空中液体的流速, m/s; h_{an} 为内油管环空中过热型多元热流体的热焓, J/kg。

无接箍油管和内油管中过热型多元热流体的流动服从动量守恒方程:

$$\frac{dp_{ij}}{dz} - \rho_{ij} g \cos \theta + \frac{\tau_{ij}}{\pi r_{ij}^2 dz} = \frac{d(\rho_{ij} v_{ij}^2)}{dz} \quad (4)$$

$$\frac{dp_{an}}{dz} - \rho_{an} g \cos \theta + \frac{\tau_{an}}{\pi (r_{ai}^2 - r_{jo}^2) dz} = \frac{d(\rho_{an} v_{an}^2)}{dz} \quad (5)$$

式中: p_{ij} 和 p_{an} 分别为无接箍油管和内油管环空中的流体压力, Pa; ρ_{ij} 和 ρ_{an} 分别为无接箍油管和内油管

环空中多元热流体的密度, kg/m^3 ; r_{ji} 和 r_{ai} 分别为无接箍油管和内油管环空内半径, m ; r_{jo} 为无接箍油管外半径, m ; τ_{ji} 和 τ_{an} 分别为无接箍油管和内油管环空中摩擦力, N , 采用文献[15]中的计算方法。

式(2)一式(5)即为过热型多元热流体在无接箍油管和内油管环空中流动的控制方程。

1.2 参数计算方法

式(2)中, Q_{ij} 的表达式为^[4]:

$$\frac{dQ_{ij}}{dz} = q_{ij} = 2\pi r_{jo} U_{ijo} (T_{ij} - T_{an}) \quad (6)$$

$$\text{其中 } U_{ijo} = \left[\frac{r_{jo}}{\lambda_{tub}} \ln \frac{r_{jo}}{r_{ji}} + \frac{r_{jo}}{h_{fji} r_{ji}} + \frac{1}{h_{fjo}} \right]^{-1} \quad (7)$$

式中: q_{ij} 为无接箍油管向内油管环空单位长度的导热速率, W/m ; r_{jo} 为无接箍油管外半径, m ; T_{ij} 和 T_{an} 分别为无接箍油管和内油管环空中流体的温度, K ; U_{ijo} 为综合传热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$; λ_{tub} 为无接箍油管和双层同心管的导热系数, $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$; h_{fji} 和 h_{fjo} 分别为无接箍油管内、外管壁强迫对流换热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 。

式(3)中, Q_{an} 表示为^[4]:

$$\frac{dQ_{an}}{dz} = q_{an} = 2\pi r_{ao} U_{ao} (T_{an} - T_h) \quad (8)$$

$$\text{其中 } U_{ao} = \left[\frac{r_{ao}}{\lambda_{tub}} \ln \frac{r_{ao}}{r_{ai}} + \frac{r_{ao}}{\lambda_{ins}} \ln \frac{r_{bi}}{r_{ao}} + \frac{r_{ao}}{(h_c + h_r) r_{bi}} + \frac{r_{ao}}{\lambda_{cem}} \ln \frac{r_{cem}}{r_{co}} + \frac{r_{ao}}{\lambda_{cas}} \ln \frac{r_{co}}{r_{ci}} \right]^{-1} \quad (9)$$

式中: q_{an} 为内油管环空中流体向水泥环外壁单位深度的传热速率, W/m ; r_{ao} 为内油管外半径, m ; U_{ao} 为内油管环空中流体向水泥环外壁的综合传热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$; T_h 为水泥环外壁温度, K ; r_{bi} 和 r_{bo} 分别为外油管内壁和外壁半径, m ; r_{ci} 和 r_{co} 分别为套管内壁和外壁半径, m ; r_{cem} 为水泥环外壁半径, m ; λ_{ins} , λ_{cas} 和 λ_{cem} 分别为隔热层、套管和水泥环的导热系数, $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$; h_c 和 h_r 分别为对流换热系数和辐射换热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 。

地层内非稳态热损失速率为^[9]:

$$\frac{dQ_{an}}{dz} = q_{an} = 2\pi \lambda_e \frac{T_h - T_{ei}}{f(t)} \quad (10)$$

式中: T_{ei} 为地层温度, K ; $f(t)$ 为注汽时间的函数, 采用文献[16]中的方法计算。

根据微元体内质量守恒定律, 由式(8)和式(10)可得:

$$T_h = \frac{\lambda_e T_{ei} + T_{sup} r_{ao} U_{ao} f(t)}{\lambda_e + r_{ao} U_{ao} f(t)} \quad (11)$$

式中: T_h 为水泥环外壁温度, K 。

式(9)中, h_c 和 h_r 均为外油管内壁的函数^[9], 是计算 q_{an} 的关键参数, 需采用迭代法求解, 并在达到计算精度要求后获得 q_{an} 的精确值, 步骤如下^[9]:

- 1) 估计 U_{ao} 初值, 一般取 0.5;
- 2) 利用式(11)计算 T_h ;
- 3) 利用式(8)计算 q_{an} ;
- 4) 计算 T_{bi} 和 T_{ci} ;

$$T_{bi} = T_{an} - \frac{1}{2\pi} \left[\frac{1}{\lambda_{tub}} \ln \frac{r_{ao}}{r_{ai}} + \frac{1}{\lambda_{ins}} \ln \frac{r_{bi}}{r_{ao}} + \frac{1}{\lambda_{tub}} \ln \frac{r_{bo}}{r_{bi}} \right] \frac{dQ_{an}}{dz} \quad (12)$$

$$T_{ci} = T_h + \frac{1}{2\pi} \left[\frac{1}{\lambda_{cas}} \ln \frac{r_{co}}{r_{ci}} + \frac{1}{\lambda_{cem}} \ln \frac{r_{cem}}{r_{co}} \right] \frac{dQ_{an}}{dz} \quad (13)$$

- 5) 计算 h_c 和 h_r ;

$$h_c = \frac{0.049 \lambda_a (G_r P_r)^{0.33} P_r^{0.074}}{r_{bo} \ln \frac{r_{ci}}{r_{bo}}} \quad (14)$$

$$h_r = \sigma \omega (T_{bi}^2 + T_{ci}^2) (T_{bi} + T_{ci}) \quad (15)$$

$$\text{其中 } \omega = \left[\frac{1}{\omega_{bi}} + \frac{r_{bi}}{r_{ci}} \left(\frac{1}{\omega_{ci}} - 1 \right) \right]^{-1} \quad (16)$$

$$P_r = \frac{1000 C_a \mu_a}{\lambda_a} \quad (17)$$

$$G_r = \frac{(r_{ci} - r_{bo})^3 g \rho_a^2 \beta_a (T_{bo} - T_{ci})}{\mu_a^2} \quad (18)$$

式中: λ_a 为环空流体导热系数, $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$; G_r 为格拉晓夫数; P_r 为普朗特数; σ 为斯蒂芬-玻尔兹曼常数, $\sigma = 5.67 \times 10^{-8}$; ω_{bi} 和 ω_{ci} 分别为隔热层外壁和套管外壁的辐射率; C_a 为内油管环空内流体的比热容, $\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$; μ_a 为内油管环空内流体的黏度, $\text{Pa} \cdot \text{s}$ 。

- 6) 将计算得到的 h_c 和 h_r 代入式(9), 计算 U'_{ao} ;

- 7) 如果 $|U'_{ao} - U_{ao}| < \epsilon$, 则输出 q_{an} ; 否则返回步骤 2), 重新计算。

式(2)和式(3)中混合流体的热焓 h_{ij} 和 h_{an} 为温度和压力的函数。由于实际管流为多组分混合气体, 为了消除混合气体中各组分之间的相互影响, 采用逸度代替分压力计算可得到精确结果^[4, 17-18]。

$$h_{ij} = m(\text{N}_2) h(\text{N}_2) [f(\text{N}_2), T_{ij}] + m(\text{CO}_2) h(\text{CO}_2) [f(\text{CO}_2), T_{ij}] + m(\text{H}_2\text{O}) h(\text{H}_2\text{O}) [f(\text{H}_2\text{O}), T_{ij}] \quad (19)$$

$$h_{an} = m(\text{N}_2) h(\text{N}_2) [f(\text{N}_2), T_{an}] + m(\text{CO}_2) h(\text{CO}_2) [f(\text{CO}_2), T_{an}] + m(\text{H}_2\text{O}) h(\text{H}_2\text{O}) [f(\text{H}_2\text{O}), T_{an}] \quad (20)$$

式中: $f(\text{N}_2)$, $f(\text{CO}_2)$ 和 $f(\text{H}_2\text{O})$ 分别为氮气、二氧化碳和过热蒸汽的逸度, Pa ; $m(\text{N}_2)$, $m(\text{CO}_2)$ 和 m

(H₂O)分别为氮气、二氧化碳和过热蒸汽的质量分数; $h(\text{N}_2)$, $h(\text{CO}_2)$ 和 $h(\text{H}_2\text{O})$ 分别为氮气、二氧化碳和过热蒸汽的热焓, J/kg。

对于实际气体, 高压下各组分之间的相互作用力不可忽略, 此时道尔顿分压定律和基于理想气体提出的混合法则不再适用, 可采用 R-K-S 状态方程^[19]求解式(19)和式(20)中的逸度 $f(\text{N}_2)$, $f(\text{CO}_2)$ 和 $f(\text{H}_2\text{O})$ 。实际气体 R-K-S 状态方程表示为^[4, 20-21]:

$$Z_m^3 - Z_m^2 + Z_m(A - B - B^2) - AB = 0 \quad (21)$$

$$\text{其中} \quad A = \frac{ap}{R_m^2 T^2} \quad (22)$$

$$B = \frac{bp}{R_m T} \quad (23)$$

$$a = \left(\sum y_i a_i^{0.5} \right)^2 \quad (24)$$

$$b = \sum y_i b_i \quad (25)$$

R-K-S 状态方程的逸度系数表示为:

$$\ln \varphi_i = \frac{b_i}{b} (Z_m - 1) - \ln(Z_m - B) \frac{A}{B} \left[2 \frac{a_i^{0.5}}{a^{0.5}} \frac{b_i}{b} \right] \ln \left(1 + \frac{B}{Z_m} \right) \quad (26)$$

过热型多元热流体各组分逸度的计算公式为:

$$f_i = y_i \varphi_i p \quad (27)$$

式中: Z_m 为过热型多元热流体压缩系数; A , B , a 和 b 均为混合汽常数^[14]; R_m 为摩尔气体常数, J/(mol · K); y_i 为过热型多元热流体中各组分的摩尔分数; a_i 和 b_i 为过热型多元热流体中各组分汽/气体的常数^[14]; φ_i 为过热型多元热流体中各组分的逸度系数。

1.3 模型求解方法

采用内迭代求函数零点, 外迭代求过热型多元热流体压力和温度的方法对模型进行求解^[4]。由于求解过程中井筒内共有 p_{ij} , p_{an} , T_{ij} 和 T_{an} 等 4 个未知数, 因此内迭代过程中需要 4 个独立方程才能封闭求解。分别对动量守恒方程和能量守恒方程进行差分变形得:

$$f(p_{ij, out}) = \frac{p_{ij, out} - p_{ij, in}}{\Delta z} - g \cos \theta (\rho_{ij, out} - \rho_{ij, in}) + \frac{\tau_{ij}}{\pi r_{ij}^2 \Delta z} - \frac{\rho_{ij, out} u_{ij, out}^2 - \rho_{ij, in} u_{ij, in}^2}{\Delta z} \quad (28)$$

$$f(p_{an, out}) = \frac{p_{an, out} - p_{an, in}}{\Delta z} - g \cos \theta (\rho_{an, out} - \rho_{an, in}) + \frac{\tau_{an}}{\pi (r_{ai}^2 - r_{jo}^2) \Delta z} - \frac{\rho_{an, out} u_{an, out}^2 - \rho_{an, in} u_{an, in}^2}{\Delta z} \quad (29)$$

$$f(T_{ij, out}) = (q_{ij, out} - q_{ij, in}) + \frac{\overline{W}_{ij}}{\Delta z} + \tau_{ij} \frac{(h_{ij, out} - h_{ij, in})}{\Delta z} +$$

$$\tau_{ij} \frac{d}{dz} \left[\frac{(u_{ij, out} - u_{ij, in})^2}{2} \right] - \tau_{ij} g \cos \theta \quad (30)$$

$$f(T_{an, out}) = (q_{an, out} - q_{an, in}) - (q_{ij, out} - q_{ij, in}) + \frac{\overline{W}_{an}}{\Delta z} + \tau_{an} \frac{(h_{an, out} - h_{an, in})}{\Delta z} + \tau_{an} \frac{d}{dz} \left[\frac{(u_{an, out} - u_{an, in})^2}{2} \right] - \tau_{an} g \cos \theta \quad (31)$$

具体计算方法为: 1) 将无接箍油管和内油管环空等分为 m 段, 输入井口处注汽参数; 2) 估计微元段出口处温度, 利用式(28)和式(29)对出口端压力进行封闭求解; 3) 将步骤 2) 的出口端压力计算结果代入式(28)和式(29), 得到一组新的出口端温度, 判断估计值与计算值是否满足精度要求, 若不满足, 返回步骤 2) 重新计算, 若满足则进行下一步; 4) 判断热流体是否到达油层, 若未到达油层, 则将微元段出口端压力、温度值作为下一微元段入口值, 返回步骤 2) 继续计算, 若到达油层, 则输出井筒内压力和温度的沿程分布。

2 实例分析

为了指导现场注汽井注汽参数的优选, 首先对同心双管注多元热流体井筒传热数学模型进行了验证, 分析了井筒内典型传热曲线, 然后将不同注汽参数输入模型, 得到不同注汽条件下井筒内热物性参数分布, 并分析注汽参数对热物性参数分布的影响规律。

2.1 注汽井井筒内典型传热曲线分析

对于水平段较长的水平井, 水平段跟端、趾端处的油层物性可能存在较大差异^[22], 在对无接箍油管和内油管环空分别注汽时, 通过合理选择无接箍油管和内油管环空注汽参数, 可以达到高效动用跟端、趾端油层的目的^[13]。W 井采用同心双管注过热型多元热流体的方式开发, 无接箍油管和内油管环空注汽压力、温度和日注汽量分别为 4.1 MPa、650 K、205 t/d 和 3.6 MPa、600 K、120 t/d。无接箍油管内、外半径分别为 19.0 和 24.2 mm, 内油管内、外半径分别为 38.0 和 44.0 mm, 外油管内、外半径分别为 50.9 和 57.2 mm, 套管内、外半径分别为 80.7 和 88.9 mm, 水泥环外半径为 123.6 mm。

将上述注汽参数及井筒、地层基本参数代入数学模型, 计算得到 W 井井筒内热物性参数分布预测结果, 并与实测值进行了对比, 结果如图 2 所示。

由图 2 可知, 压力和温度计算结果与实测值的最大相对误差均小于 6%, 满足工程计算精度要求,

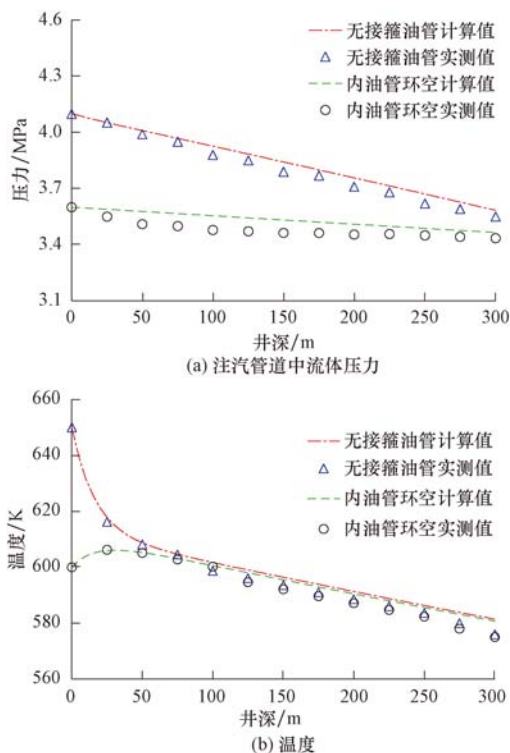


图 2 W 井井筒内热物性参数沿程分布

Fig. 2 Distribution of thermo-physical parameters in the wellbore of Well W

证明了模型的可靠性。由图 2(a)可知:1)无接箍油管和内油管环空中多元热流体的压力均不断下降;2)无接箍油管中的压力梯度大于内油管环空中的压力梯度,当过热型多元热流体到达油层时,无接箍油

管中压力下降 12.6%,内油管中压力下降 3.7%。这是由于 W 井无接箍油管内流体质量流速比内油管环空中质量流速高 72.5%,因此无接箍油管中摩擦力做功增加,压力梯度增大。由图 2(b)可知:1)在 0~25 m 井段,无接箍油管中流体温度迅速下降,在井深 50 m 后温度梯度趋于稳定,并与内油管环空中温度梯度相近;2)在 0~25 m 井段,内油管环空中过热型多元热流体温度有所升高,在井深 25 m 后温度开始下降,在井深 50 m 后,其温度梯度与无接箍油管中温度梯度相近。分析认为,在 0~25 m 井段,无接箍油管和内油管环空中温差较大,由于无接箍油管为金属材料,导热性能良好(模型中 U_{ij0} 值为 $1\,450\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$),其流体热损失速率很大,导致流体温度剧烈变化。

2.2 非凝结气含量分析

在实际生产过程中,过热型多元热流体中的非凝结气是由柴油和空气以 1.0 : 14.9 的质量比经过充分燃烧得到的,按照元素质量分数关系,非凝结气中 N_2 和 CO_2 质量比约为 4 : 1^[22-33]。因此,在其他注汽参数不变的条件下,设定模型中氮气与二氧化碳的质量分数比分别为 4% : 1%, 20% : 5% 和 40% : 10%,基于 R-K-S 方程的模型计算井筒内的热物性参数分布,结果如图 3 所示。

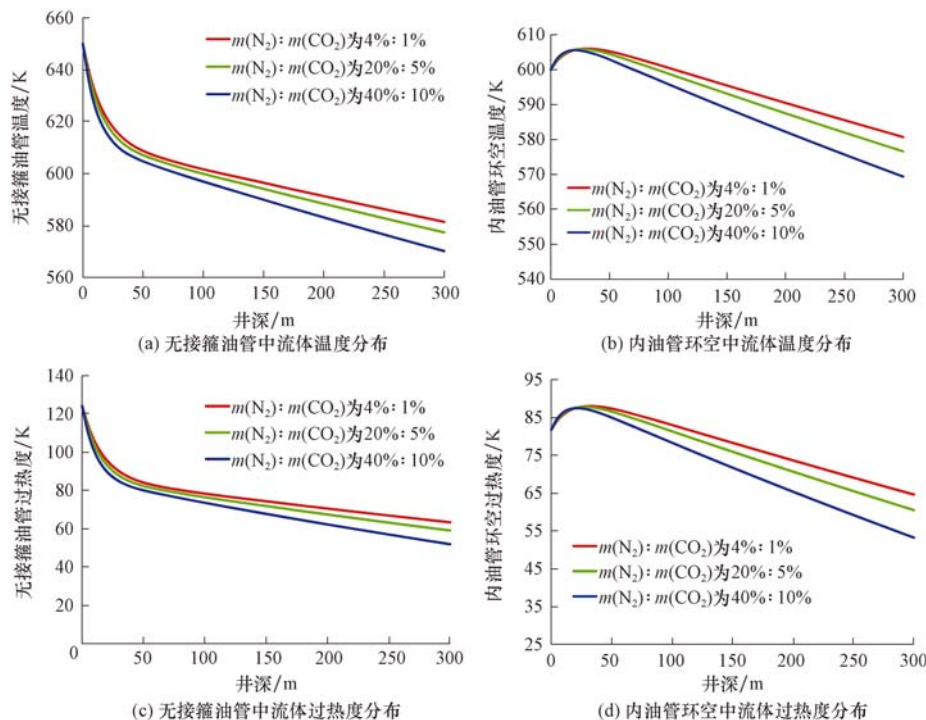


图 3 非凝结气质量分数对井筒内热物性参数分布的影响曲线

Fig. 3 The effect of the non-condensing gas content on the distribution of the thermo-physical parameters in wellbore

由图 3(a)、图 3(b)可知,随着过热型多元热流体中非凝结气含量增加,无接箍油管和内油管环空中流体温度均下降;随着非凝结气质量分数增大,无接箍油管中流体向内油管环空传热速率减小,内油管中流体净热损失速率增大,温度降低。由图 3(c)、图 3(d)可知,随着非凝结气质量分数增大,井筒内流体过热度均下降。实际上,过热型多元热流体中的非凝结气主要用于改善油藏内渗流特征,而非用于携带热能。因此,多元热流体中过热蒸汽比例过低会降低油层加热效果,应结合实际油藏与非

凝结气的作用特征,对过热蒸汽和非凝结气的质量比例进行优选。

2.3 注汽温度优化

在井口注汽压力和注汽速度不变的条件下,可以利用该模型对注汽温度进行优化。以无接箍油管注汽温度为例,取注汽温度分别为 550, 570, 590, 610, 630 和 650 K,基于 R-K-S 方程的模型计算井筒内热物性参数分布,结果如图 4 所示。

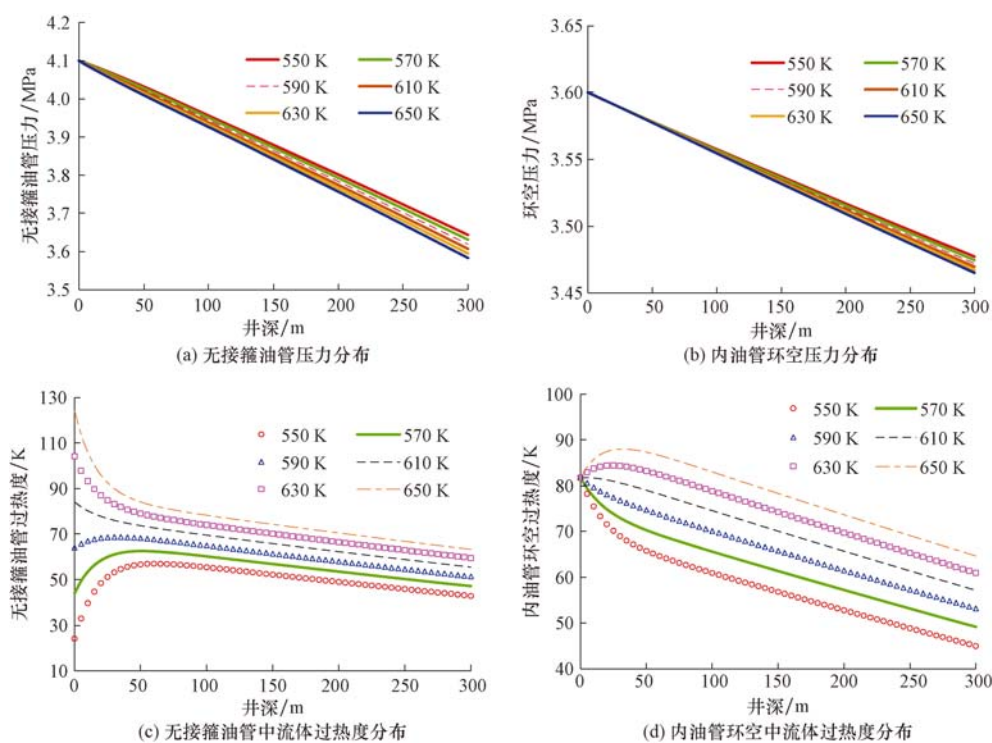


图 4 无接箍油管注汽温度对井筒内热物性参数分布的影响

Fig. 4 Effect of the injection temperature in the integral joint tubing on the distribution of the thermo-physical properties in wellbore

由图 4(a)可知,随着注汽温度升高,无接箍油管中压力梯度增大。这是因为温度升高,流体密度减小,流速增大,摩擦力增大,压力梯度增大。

由图 4(b)可知,无接箍油管注汽温度对内油管环空压力梯度影响不大。

由图 4(c)、图 4(d)可知:1)当无接箍油管注汽温度低于 590 K 时,以无接箍油管注汽温度 550 K 为例,在 0~40 m 井段无接箍油管中过热度迅速升高,此时无接箍油管中流体从内油管环空中吸收热能,内油管环空中过热度下降;2)当无接箍油管注汽温度高于 610 K 时,在 0~40 m 井段,热量由无接箍油管传向内油管环空,而内油管环空开始吸收热能,

此时内油管环空中过热度增加;3)在井深约 40 m 处至井底,无接箍油管中过热度不断下降,此时无接箍油管与内油管环空之间的相互传热量很小,对过热度影响很小。需要指出的是,受锅炉最高输出蒸汽温度的限制,现场应结合实际情况合理选择注汽温度,以获得较高的井底过热度。

3 结 论

1) 模型计算结果表明,在近井口处,无接箍油管和内油管环空之间的温差较小,导致流体热物性参数剧烈变化,但温度梯度快速趋于一致;非凝结气

含量增大,井底过热度降低;随着无接箍油管注汽温度升高,无接箍油管和内油管环空井底过热度均增加。

2) 现场应用时应结合实际油藏与非凝结气的作用特征对过热蒸汽和非凝结气质量比例进行优选;结合蒸汽发生装置性能,适当提高注汽温度,以获得较高的井底过热度。

3) 需要进一步研究油管与套管发生接触时的井筒内热参数分布特征和注汽速度随时间变化时的井筒内热参数分布特征等问题。

参 考 文 献

References

- [1] 周娜,姜东,杜玮暄,等.稠油井过泵旋流混合降黏举升技术[J].石油钻探技术,2016,44(6):84-87.
ZHOU Na,JIANG Dong,DU Weixuan,et al. Lifting technology by swirl pumping vortex-reducing viscosity for heavy oil production well[J]. Petroleum Drilling Techniques, 2016, 44 (6):84-87.
- [2] 陶磊,李松岩,程时清.稠油油藏水平井泡沫酸解堵技术[J].石油钻探技术,2015,43(6):76-80.
TAO Lei,LI Songyan,CHENG Shiqing. Foamed acid plug-removal technique for horizontal wells in heavy oil reservoirs[J]. Petroleum Drilling Techniques,2015,43(6):76-80.
- [3] 思娜,安雷,赵阳,等.重油、油砂原位燃烧技术进展及发展思考[J].石油钻探技术,2015,43(5):106-111.
SI Na,AN Lei,ZHAO Yang,et al. Advance and future development of ISC for heavy oil and oil sand development[J]. Petroleum Drilling Techniques,2015,43(5):106-111.
- [4] SUN Fengrui,YAO Yuedong,LI Xiangfang,et al. A numerical approach for obtaining type curves of superheated multi-component thermal fluid flow in concentric dual-tubing wells[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2017, 111: 41-53.
- [5] SUN Fengrui,YAO Yuedong,CHEN Mingqiang,et al. Performance analysis of superheated steam injection for heavy oil recovery and modeling of wellbore heat efficiency[J]. Energy, 2017, 125:795-804.
- [6] 孙逢瑞,黄世军,邹明.过热蒸汽吞吐水平井产能评价模型[J].特种油气藏,2016,23(3):122-125.
SUN Fengrui,HUANG Shijun,ZOU Ming. Productivity forecast model of horizontal well with superheated steam huff-puff[J]. Special Oil & Gas Reservoir,2016,23(3):122-125.
- [7] 孙逢瑞,姚约东,李相方,等.热采水平井注多元热流体水平段传质传热模型[J].断块油气田,2017,24(2):259-263.
SUN Fengrui,YAO Yuedong,LI Xiangfang,et al. Mathematical modeling of the mass and heat transfer process for multi-component thermal fluid injection wells[J]. Fault-Block Oil & Gas Field,2017,24(2):259-263.
- [8] 黄世军,李秋,程林松,等.海上多元热流体注入沿程热物性评价模型[J].西南石油大学学报(自然科学版),2015,37(1):91-97.
HUANG Shijun,LI Qiu,CHENG Linsong,et al. An evaluation model on a long-pipe thermal parameter of multi-component heat fluid injected in offshore reservoirs[J]. Journal of Southwest Petroleum University(Natural Science Edition),2015,37 (1):91-97.
- [9] 刘慧卿.热力采油原理与设计[M].北京:石油工业出版社,2013:148-150.
LIU Huiqing. Principle and design of thermal oil recovery[M]. Beijing:Petroleum Industry Press,2013:148-150.
- [10] CAETANO E F,BRILL J P. Upward vertical two-phase flow through an annulus;part II: modeling bubble,slug, and annular flow[J]. Journal of Energy Resources Technology, 1992, 114(1):14-30.
- [11] HASAN A R,KABIR C S. Two-phase flow in vertical and inclined annuli[J]. International Journal of Multiphase Flow, 1992,18(2):279-293.
- [12] 东晓虎.海上稠油藏多元热流体开发机理及方式筛选研究[D].北京:中国石油大学(北京),2014.
DONG Xiaohu. The development mechanism and method screening for offshore heavy oil reservoirs with multi-thermal fluid[D]. Beijing:China University of Petroleum(Bejing), 2014.
- [13] GU Hao,CHENG Linsong,HUANG Shijun,et al. Prediction of thermophysical properties of saturated steam and wellbore heat losses in concentric dual-tubing steam injection wells[J]. Energy,2014,75:419-429.
- [14] 程文龙,韩冰冰.基于实际气体状态方程的多元热流体井筒传热模型[J].石油学报,2015,36(11):1402-1410.
CHENG Wenlong, HAN Bingbing. Wellbore heat transfer model based on real gas state equation[J]. Acta Petrolei Sinica,2015,36(11):1402-1410.
- [15] 袁恩熙.工程流体力学[M].北京:石油工业出版社,1982:87-163.
YUAN Enxi. Engineering fluid mechanics[M]. Beijing:Petroleum Industry Press,1982:87-163.
- [16] CHENG Wenlong,HUANG Yonghua,LIU Na,et al. Estimation of geological formation thermal conductivity by using stochastic approximation method based on well-log temperature data[J]. Energy,2012,38:21-30.
- [17] 郭润生,何福城.逸度及活度[M].北京:高等教育出版社,1995:15-30.
GUO Runsheng,HE Fucheng. Fugacity and activity[M]. Beijing:Higher Education Press,1995:15-30.
- [18] 陈宏芳,杜建华.高等工程热力学[M].北京:清华大学出版社,2003:160-168.
CHEN Hongfang,DU Jianhua. Advanced engineering thermodynamics[M]. Beijing:Tsinghua University Press,2003:160-168.
- [19] 陈则韶.高等工程热力学[M].北京:高等教育出版社,2008:153-180.
CHEN Zeshao. Advanced engineering thermodynamics[M].

- Beijing; Higher Education Press, 2008: 153-180.
- [20] SOAVE G. Equilibrium constants from a modified Redlich-Kwong equation of state[J]. Chemical Engineering Science, 1972, 27(6): 1197-1203.
- [21] 童景山, 李敬. 流体热物性的计算[M]. 北京: 中国石化出版社, 1996: 209-238.
- TONG Jingshan, LI Jing. Calculation of thermo physical properties of fluids[M]. Beijing: China Petrochemical Press, 1996: 209-238.
- [22] 陈明. 海上稠油热采技术探索与实践[M]. 北京: 石油工业出版社, 2012: 123-150.
- CHEN Ming. Exploration and practice of offshore heavy oil thermal recovery technology[M]. Beijing: Petroleum Industry Press, 2012: 123-150.
- [23] SUN Fengrui, LI Chunlan, CHENG Linsong, et al. Production performance analysis of heavy oil recovery by cyclic superheated steam stimulation[J]. Energy, 2017, 121: 356-371.
- [24] SUN Fengrui, YAO Yuedong, LI Xiangfang, et al. The flow and heat transfer characteristics of superheated steam in offshore wells and analysis of superheated steam performance[J]. Computers & Chemical Engineering, 2017, 100: 80-93.
- [25] 孙逢瑞, 黄世军, 王岩, 等. 过热蒸汽吞吐水平井注采参数多因素正交试验研究[J]. 北京石油化工学院学报, 2016, 24(2): 17-20.
- SUN Fengrui, HUANG Shijun, WANG Yan, et al. Multi-factor orthogonal test on injection parameters of horizontal wells with superheated steam stimulation[J]. Journal of Beijing Institute of Petrochemical Technology, 2016, 24(2): 17-20.
- [26] 孙逢瑞, 邹明, 李乾. 特稠油过热蒸汽吞吐产能预测模型[J]. 北京石油化工学院学报, 2016, 24(1): 12-16.
- SUN Fengrui, ZOU Ming, LI Qian. Production capacity model for cyclic superheated steam stimulation of extra-heavy oil reservoir[J]. Journal of Beijing Institute of Petrochemical Technology, 2016, 24(1): 12-16.
- [27] 孙逢瑞, 姚约东, 李相方, 等. 稠油油藏蒸汽吞吐水平井生产动态分析[J]. 断块油气田, 2017, 24(1): 83-86.
- SUN Fengrui, YAO Yuedong, LI Xiangfang, et al. Production performance of cyclic steam stimulation horizontal well in heavy oil reservoirs[J]. Fault-Block Oil & Gas Field, 2017, 24(1): 83-86.
- [28] 吴正彬, 刘慧卿, 庞占喜, 等. 稠油油藏气体-泡沫辅助注蒸汽实验与数值模拟[J]. 石油钻采工艺, 2016, 38(6): 852-858.
- WU Zhengbin, LIU Huiqing, PANG Zhanxi, et al. Numerical simulation and tests of gas-foam assisted steam-flooding for heavy oil development[J]. Oil Drilling & Production Technology, 2016, 38(6): 852-858.
- [29] 张宁, 阚亮, 张润芳, 等. 海上稠油油田非均相在线调驱提高采收率技术: 以渤海 B 油田 E 井组为例[J]. 石油钻采工艺, 2016, 38(3): 387-391.
- ZHANG Ning, KAN Liang, ZHANG Runfang, et al. EOR technology by heterogeneous on-line profile control and flooding for offshore heavy oil field: take Well Group E of Bohai B Oilfield as an example [J]. Oil Drilling & Production Technology, 2016, 38(3): 387-391.
- [30] 徐建军. 泡沫调剖改善多元热流体开采效果技术研究与应用[J]. 石油钻采工艺, 2015, 37(2): 114-116.
- XU Jianjun. Research and application of improving multiple thermal fluid recovery effect by profile control with foam[J]. Oil Drilling & Production Technology, 2015, 37(2): 114-116.
- [31] 李岩. 大庆西部斜坡区稠油油藏热采开发界限研究[J]. 断块油气田, 2016, 23(4): 505-508.
- LI Yan. Boundary values of thermal recovery methods in Daqing western slope reservoirs[J]. Fault-Block Oil & Gas Field, 2016, 23(4): 505-508.
- [32] 赵淑霞, 何应付, 王铭珠, 等. 特超稠油 HDCS 吞吐影响因素分析及潜力评价方法[J]. 断块油气田, 2016, 23(1): 69-72.
- ZHAO Shuxia, HE Yingfu, WANG Mingzhu, et al. Influence factor and potential evaluation of HDCS huff and puff for super-heavy oil[J]. Fault-Block Oil & Gas Field, 2016, 23(1): 69-72.
- [33] 孙逢瑞, 李春兰, 邹明, 等. 过热蒸汽吞吐直井产能预测模型[J]. 石油化工高等学校学报, 2016, 29(4): 25-28.
- SUN Fengrui, LI Chunlan, ZOU Ming, et al. Production calculation model for superheated steam stimulation of vertical well[J]. Journal of Petrochemical Universities, 2016, 29(4): 25-28.

[编辑 滕春鸣]