

超稠油油藏蒸汽氮气辅助重力泄油 注氮优化计算

庞占喜, 吕晓聪

(中国石油大学(北京)石油工程学院, 北京 102249)

摘要: 双水平井蒸汽辅助重力泄油技术在超稠油油藏开发中显示出独特的优势。根据一维稳定传热理论建立了超稠油蒸汽氮气辅助重力泄油所需氮气隔热层的最优厚度计算公式; 并在考虑氮气在稠油中的溶解作用时, 利用蒸汽辅助重力泄油理论建立了蒸汽氮气混注时氮气注入速度的计算公式。针对我国辽河油田曙一区杜84块超稠油油藏存在顶水层的情况, 实施双水平井蒸汽氮气辅助重力泄油措施, 其所需的最小氮气隔热层厚度为12.06 m, 预注氮气体积为47.86万 m^3 , 蒸汽氮气混注时的氮气注入速度为5 957.06(标) m^3/d 。

关键词: 油气田开发工程; 重力泄油; 最优厚度; 注氮速度; 蒸汽腔; 物质平衡

中图分类号: TE345 **文献标识码:** A **文章编号:** 1674-2850(2016)12-1275-06

Optimization calculation of injecting nitrogen for steamnitrogen assisted gravity drainage in super-heavy oil reservoirs

PANG Zhanxi, LÜ Xiacong

(College of Petroleum Engineering, China University of Petroleum, Beijing, Beijing 102249, China)

Abstract: The technology of steam assisted gravity drainage to parallel horizontal wells in developing super-heavy oil reservoirs shows that the unique advantage. Based on one dimensional steady heat transfer theory, the formula of optimum thickness of nitrogen insulation layer is deduced. The injecting nitrogen rate of steam and nitrogen injected together is obtained on considering nitrogen dissolution into heavy oil by the theory of steam-nitrogen assisted gravity drainage. Aimed at the Block of Du84 with top water layer in Liaohe oil field, the optimum injection nitrogen of steam-nitrogen assisted gravity drainage are that the minimum thickness of nitrogen layer is 12.06 m, pre-nitrogen injection volume is $4.786 \times 10^5 \text{m}^3$ under standard state, the injection rate of nitrogen is 5 957.06 m^3/d under standard state when steam and nitrogen are injected into reservoirs together.

Key words: oil-gas field development engineering; super-heavy oil reservoirs; optimum thickness; injecting rate; steam chamber; material balance

0 引言

超稠油油藏双水平井蒸汽辅助重力泄油技术已经成为一项完善的超稠油油藏开发技术^[1-3]。但是发育完善的蒸汽腔达到油层顶部后, 大量的热量会沿盖层损失掉; 尤其对于具有顶水层的超稠油油藏, 如果蒸汽由于超覆作用而导致防止顶水下泄的氧化沥青壳融化, 将造成蒸汽腔完全水淹。在蒸汽辅助重力泄油过程中伴随蒸汽注入一定体积非凝析的氮气^[4], 氮气增加注入蒸汽的携热能力, 降低了残余油饱和度; 氮气次生气顶的压缩膨胀作用分散和改变了原油流动形态, 增强了原油流动性; 同时氮气扩大蒸汽的波及体积, 有效补充地层能量^[5-6]。但是目前没有完整的蒸汽氮气辅助重力泄油的理论计算方法, 这里根据

基金项目: 高等学校博士学科点专项科研基金(新教师基金)(20110007120003)

作者简介: 庞占喜(1977—), 男, 讲师, 主要研究方向: 稠油油藏开发和数值模拟. E-mail: pxia9827@163.com

一维稳定传热理论建立超稠油蒸汽氮气辅助重力泄油所需氮气隔热层的最优厚度计算公式, 并利用蒸汽辅助重力泄油理论计算蒸汽氮气混注时氮气注入速度的计算公式。

1 蒸汽辅助重力泄油理论

图 1 为蒸汽辅助重力泄油的蒸汽腔泄油截面图, 受热而降黏后的原油在重力作用下平行于冷凝面向下流入生产井内^[7-8]。蒸汽腔内的温度为 T_s , 油藏原始温度为 T_R , 油藏厚度为 h , 注汽井和生产井的水平段都为 L , 生产井的坐标为 $(0, y_0)$ 。在热传导作用下, 蒸汽氮气腔内的热量不断传递给温度较低的原油, 而蒸汽则不断从冷凝面处渗入油藏, 温度逐渐降低, 从而使凝结生成的冷凝水和受热后的原油流入生产井内。

泄油量的计算公式为

$$q = 2L \sqrt{\frac{2K_o g \alpha \varphi \Delta S_o (h - y_0)}{m v_{os}}}, \quad (1)$$

冷凝面位置计算公式为

$$y = h - \frac{K_o g \alpha}{2 \varphi \Delta S_o m v_{os}} \left(\frac{t}{x}\right)^2, \quad (2)$$

蒸汽腔高度计算公式为

$$h_s = 2 \left(\frac{K_o g \alpha}{m v_{os} \varphi \Delta S_o}\right)^{\frac{1}{3}} t^{\frac{2}{3}}, \quad (3)$$

其中, q 为泄油流量 (m^3/s); L 为水平井水平段长度 (m); φ 为油藏孔隙度 (小数); K_o 为原油的渗透率 (μm^2); g 为重力加速度; ΔS_o 为含油饱和度的变化量, $\Delta S_o = S_{oi} - S_{orw}$ (小数), S_{oi} 为原始油藏含油饱和度 (小数), S_{orw} 为汽驱残余油饱和度 (小数); m 为稠油黏温特征指数 (无因次), v_{os} 为蒸汽温度下原油的运动黏度 (m^2/s); α 为原油的导温系数 (m^2/s); h 为油层厚度 (m); h_s 为蒸汽腔高度 (m)。

2 最优氮气层厚度的确定

辽河油田杜 84 块为边底水及顶水发育的超稠油油藏, 原油密度大于地层水的密度, 在油藏形成过程中, 顶水层和巨厚状油层之间形成了具有一定厚度的沥青氧化壳, 其可防止顶水下泄 (如图 2 所示)。实施蒸汽辅助重力泄油工艺过程中, 由于蒸汽腔内蒸汽的超覆而造成蒸汽腔沿垂向发育较快^[9], 如果蒸汽腔继续增长, 势必造成氧化沥青壳的融化, 从而造成顶水层的地层水沿沥青氧化壳的融化带而灌入蒸汽氮气腔内, 造成生产井完全水淹, 使蒸汽辅助重力泄油工艺失败。因此, 可以在

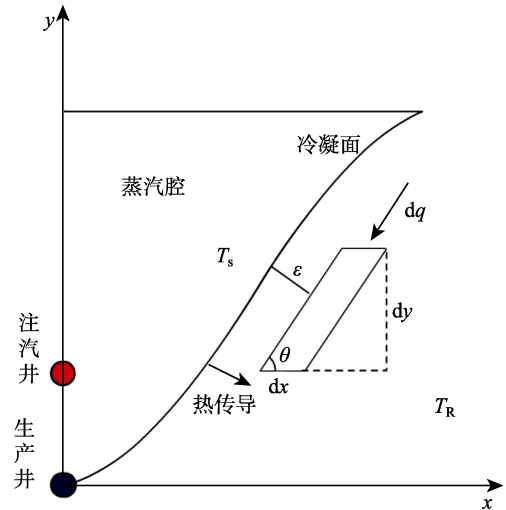


图 1 蒸汽辅助重力泄油蒸汽腔泄油截面示意图
Fig. 1 Schematic of steam chamber during steam assisted gravity drainage

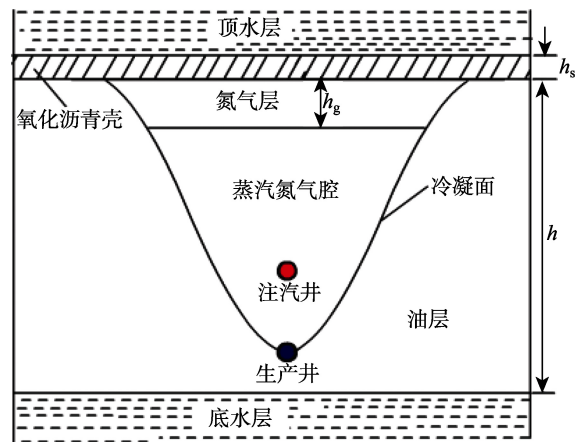


图 2 形成氮气隔热层的蒸汽氮气腔截面示意图
Fig. 2 Schematic of steam and nitrogen chamber after formation of nitrogen insulation layer

已形成的蒸汽腔内注入一定体积的氮气，形成具有一定厚度的氮气层，从而降低因热传导而流入上覆氧化沥青壳的热量^[10]，同时又能启动蒸汽腔内的大量剩余油。

2.1 稠油流动界限研究

由能量守恒定律可知：蒸汽腔经氮气层流入沥青壳的热量等于沥青壳流入顶水层的热量，由一维平板稳定热传导可确定所需氮气层的厚度，即

$$Q = \lambda_g A \frac{T_s - T_b}{h_g} = \lambda_b A \frac{T_b - T_w}{h_b}, \quad (4)$$

因此，

$$h_g = \frac{\lambda_g (T_s - T_b)}{\lambda_b (T_b - T_w)} h_b, \quad (5)$$

其中， Q 为蒸汽腔流入氮气层的热量 (W)； A 为氮气层与沥青壳的接触面积 (m^2)； λ_g 为饱和氮气和气驱残余油的岩石导热系数 [$\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$]； T_s 为蒸汽腔温度 ($^{\circ}\text{C}$)； T_b 为氧化沥青壳底部温度，即沥青层安全存在时的最高温度 ($^{\circ}\text{C}$)； λ_b 为饱和氧化沥青壳的岩石导热系数 [$\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$]； T_w 为顶水层底部温度，可取原始油层温度 ($^{\circ}\text{C}$)； h_g 为饱和氮气和气驱残余油的岩石厚度 (m)； h_b 为饱和氧化沥青壳的岩石厚度 (m)。

2.2 预注氮气体量的确定

预注氮气体量即达到最优氮气层厚度所需的标准条件下的氮气体积。因氮气在原油中溶解，由物质平衡方法得到所需注入的氮气体量等于氮气层中自由氮气体量、氮气层中气驱残余油所溶解的氮气体量以及注氮阶段产出油中溶解的氮气体量。注氮过程中单侧累积产油量中溶解氮气的物质的量为

$$n_{go} = \frac{P_{sc}}{Z_{sc} RT_{sc}} V_{od} (R_{go} - R_{gi}), \quad (6)$$

溶解于单侧氮气层内气驱残余油中的氮气物质的量为

$$n_{gs1} = \frac{P_{sc}}{Z_{sc} RT_{sc}} V_{gR} \phi S_{org} (R_{go} - R_{gi}), \quad (7)$$

溶解于单侧蒸汽氮气腔内剩余油中的氮气物质的量为

$$n_{gs2} = \frac{P_{sc}}{Z_{sc} RT_{sc}} V_{SR} \phi S_{orw} (R_{go} - R_{gi}), \quad (8)$$

则因原油溶解而消耗的氮气的物质的量为

$$n_{gs} = n_{gs1} + n_{gs2}, \quad (9)$$

占据单侧氮气隔热层的自由氮气的物质的量为

$$n_{gR} = \frac{P_s}{ZRT} V_{gR} \phi (1 - S_{org} - S_{wc}). \quad (10)$$

因此，标况条件下需注入的氮气的体积为

$$V = \frac{2Z_{sc} (n_{go} + n_{gs} + n_{gR}) RT_{sc}}{P_{sc}}, \quad (11)$$

其中， V_{od} 为地面累积产油量 (m^3)； R_{go} 为地层条件下的溶解气油比 (m^3/m^3)； R_{gi} 为原始溶解气油比 (m^3/m^3)； R 为气体常数，取 $8.314 \text{ J}/(\text{K}\cdot\text{mol})$ ； p_{sc} 为标准状况下的压力，取 $1.01325 \times 10^5 \text{ Pa}$ ； Z_{sc} 为标准状况下氮气的压缩因子，取 1； T_{sc} 为标准状况下的温度，取 293.15 K ； V_{gR} 为地层内的自由氮气所占据的岩石体积 (m^3)；

S_{org} 为气驱残余油饱和度; V_{SR} 为地层内的蒸汽氮气腔所占据的岩石体积 (m^3); V 为标准状况下预注氮气体积 (m^3); Z 为蒸汽温度下氮气的压缩因子 (无因次)。

2.3 蒸汽氮气混注时注氮速度的确定

因蒸汽氮气腔随蒸汽注入量的增加而不断扩大, 冷凝面也不断向其外层移动, 因此为维持有效的氮气隔热层厚度, 必须在预注一定体积氮气后实施氮气蒸汽混注。由物质平衡方法得, 单位时间内注入的氮气体积用于消耗氮气层体积扩大所需的自由氮气体积、氮气层扩大体积中气驱残余油中溶解的氮气体积以及蒸汽氮气腔扩大体积中剩余油溶解的氮气体积。

由式 (2) 得 dt 时间内单侧氮气隔热层向外扩大的体积为

$$dV = \left[\int_{h_g}^h \sqrt{\frac{K_o g \alpha}{2 \phi \Delta S_o m v_{os} (h-y)}} dy \right] L \cdot dt, \quad (12)$$

油层条件下单位时间内单侧氮气层内自由氮气的体积增量为

$$q_{\text{gf}} = L \sqrt{\frac{2 K_o g \alpha \phi (h-h_g)}{m \Delta S_o v_{os}}} (1 - S_{\text{org}} - S_{\text{wc}}), \quad (13)$$

标况下单位时间内溶解于单侧氮气层内残余油中氮气的体积为

$$q_{\text{gor}} = L \sqrt{\frac{2 K_o g \alpha \phi (h-h_g)}{m \Delta S_o v_{os}}} S_{\text{org}} (R_{\text{go}} - R_{\text{gi}}), \quad (14)$$

标况下单位时间内单侧产出油中溶解的氮气体积, 即单位时间内蒸汽氮气腔向外扩大的体积为

$$q_{\text{go}} = L \sqrt{\frac{2 K_o g \alpha \phi \Delta S_o (h-y_0)}{m v_{os}}} (R_{\text{go}} - R_{\text{gi}}). \quad (15)$$

因此, 所需标况下的注氮速度为

$$q = 2 \left(\frac{Z_{\text{sc}} T_{\text{sc}} p_s}{Z T_s p_{\text{sc}}} q_{\text{gf}} + q_{\text{gor}} + q_{\text{go}} \right), \quad (16)$$

其中, q_{gf} 为单位时间内氮气层内自由氮气的体积增量 (m^3/s); q_{gor} 为单位时间内溶解于氮气层内残余油中的氮气体积 (m^3/s); q_{go} 为单位时间内产出氮气中溶解的氮气体积 (m^3/s)。

3 计算实例

杜 84 块馆陶油藏是一个被地层水包围的边顶底水油藏, 单井有效厚度为 88~94 m, 平均为 91.7 m, 为巨厚块状油藏。平均孔隙度为 36.3%, 平均渗透率为 $5.54 \mu\text{m}^2$ 。20℃地面原油密度平均为 1.001 g/cm^3 , 50℃地面脱气原油黏度为 $231\,910 \text{ mPa}\cdot\text{s}$, 胶质和沥青质含量为 52.9%。杜 84 块北部双水平井蒸汽辅助重力泄油试验区, 含油面积为 0.05 km^2 , 地质储量为 $49.4 \times 10^4 \text{ t}$ 。开发目的层为兴 VI 组, 油层埋深 770~800 m, 最大单井解释油层厚度为 103.5 m, 一般为 36~80 m, 平均为 46.8 m, 平面上厚度大于 40 m 的厚油层连片稳定分布。试验区隔夹层厚度变化范围在 0.4~5.0 m, 平面上连续性差, 绝大多数夹层延伸不到 200 m, 对超稠油生产影响小。原始地层温度为 38℃, 地温梯度为 $3.8^\circ\text{C}/100 \text{ m}$; 原始地层压力为 7.4 MPa, 压力系数为 0.98。试验区共有双水平井 2 口, 上部注汽水平井水平段长 289.24 m, 水平段垂深 769 m; 下部生产水平井水平段长 248.18 m, 水平段垂深 776 m。

经计算杜 84 块的典型 m 值为 3.45, 在 250℃ 条件下实施蒸汽氮气辅助重力泄油, 其蒸汽温度下原油黏度为 20.0 mPa·s, 其泄油速度由式 (1) 计算为 141.5 m³/d. 根据式 (3) 计算得到蒸汽腔高度随生产时间的变化曲线, 如图 3 所示. 计算结果表明: 实施蒸汽辅助重力泄油 5.2 年后蒸汽腔到达油层的顶部. 因此, 在此之前有必要采取一定的措施降低蒸汽腔上升的速度, 防止杜 84 块顶水层的氧化沥青壳因受热融化而造成油藏完全水淹.

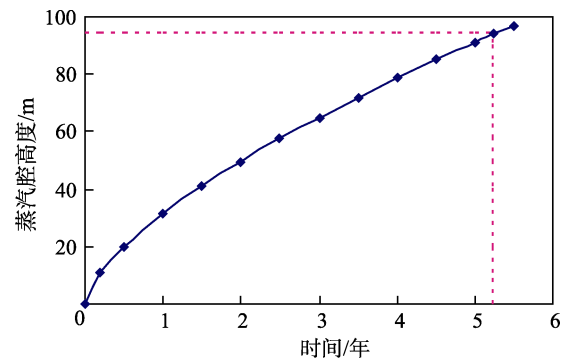


图 3 蒸汽腔高度随注汽时间的变化曲线

Fig. 3 Curve of height of steam chamber with steam injection time

已知蒸汽辅助重力泄油阶段注汽生产了 4 年, 现场认为沥青氧化壳厚度在 15~20 m 左右, 按其厚度为 17 m 计算, 沥青壳安全存在温度为 70℃. 考虑用氮气进行隔热处理, 即在蒸汽辅助重力泄油生产过程中预先注入一定量的氮气形成次生气顶. 导热系数根据体积加权方法计算, 则计算所需最小氮气层的厚度为 12.06 m; 不考虑氮气在产出原油及氮气隔热层残余油中的溶解作用, 计算需要预先注入的氮气体积为 4.786×10^5 m³, 目前油田现场常用的氮气注入设备的注氮速度为 1 200 (标)m³/h, 因此为防止氧化沥青壳被蒸汽腔融化预先注氮气 16.6 d, 即需要注氮气 17 d.

随着蒸汽的继续注入, 蒸汽腔不断扩大, 为维持氮气隔热层的厚度, 伴随蒸汽而同时注入氮气的速度由式 (13)~式 (16) 计算得到为 5 957.06(标)m³/d, 即 248.21 (标)m³/h, 因此一台 1 200 (标)m³/h 的注氮设备可以同时满足 5 口水平注入井注氮气的的需求. 参考文献[11]的研究结果, 最佳的氮气与蒸汽日注入体积比为 (0.4~0.6):1, 对应氮气层厚度为 10~15 m, 利用所建立的方法计算最小氮气层厚度为 12.06 m; 根据氮气与蒸汽注入体积比折算为地面的日注入氮气体量为 5 327.24~7 990.85 (标)m³/d, 利用所建立的方法计算氮气配注速度为 5 957.06 (标)m³/d. 可见, 数值模拟结果与计算结果相符程度较高.

4 结论

1) 利用一维稳态热传导理论建立了确定蒸汽氮气辅助重力泄油工艺中所需氮气隔热层厚度计算公式, 考虑氮气在产出原油以及氮气层残余油中的溶解, 利用物质平衡方法确定了预注氮气体积计算公式;

2) 根据建立的蒸汽氮气辅助重力泄油理论以及最优氮气层厚度计算公式, 考虑氮气在产出原油以及氮气层内残余油中的溶解, 利用物质平衡方法建立了蒸汽氮气混注时的注氮速度计算公式;

3) 针对辽河杜 84 块蒸汽辅助重力泄油现场试验的资料, 若实施双水平井蒸汽氮气辅助重力泄油, 其蒸汽腔比纯蒸汽辅助重力泄油的蒸汽腔扩展范围更大, 油层顶部聚集的氮气可以有效降低蒸汽腔向顶水层散失的热量; 经计算, 所需的最小氮气隔热层厚度为 12.06 m, 预注氮气体积为 4.786×10^5 m³, 蒸汽氮气混注时的氮气注入速度为 5 957.06 (标)m³/d.

[参考文献] (References)

- [1] 张明禄, 刘洪波, 程林松, 等. 稠油油藏水平井热采非等温流入动态模型[J]. 石油学报, 2004, 25 (4): 62-66.
ZHANG M L, LIU H B, CHENG L S, et al. Non-isothermal inflow performance model for horizontal well in heavy oil reservoir with thermal recovery[J]. Acta Petrolei Sinica, 2004, 25(4): 62-66. (in Chinese)
- [2] 石在虹, 杨乃群, 刘德铸, 等. 蒸汽辅助重力驱生产井井筒举升工况分析[J]. 石油学报, 1999, 20 (6): 82-86.
SHI Z H, YANG N Q, LIU D Z, et al. Borehole lifting conditions of producing well with steam assisted gravity drainage (SAGD)[J]. Acta Petrolei Sinica, 1999, 20(6): 82-86. (in Chinese)

- [3] 刘尚奇, 王晓春, 高永荣, 等. 超稠油油藏直井与水平井组合 SAGD 技术研究[J]. 石油勘探与开发, 2007, 34 (2): 234-238.
LIU S Q, WANG X C, GAO Y R, et al. SAGD process with the combination of vertical and horizontal wells in super-heavy oil reservoir[J]. Petroleum Exploration and Development, 2007, 34(2): 234-238. (in Chinese)
- [4] CANBOLAT S, AKIN S, KOVSCEK A R. Noncondensable gas steam-assisted gravity drainage[J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2004, 45(1-2): 83-96.
- [5] 李睿珊, 何建华, 唐银明, 等. 稠油油藏氮气辅助蒸汽增产机理试验研究[J]. 石油天然气学报, 2006, 28 (1): 71-75.
LI R S, HE J H, TANG Y M, et al. Experiment on the mechanism of nitrogen-assisted steam stimulation in heavy oil reservoirs[J]. Journal of Oil and Gas Technology, 2006, 28(1): 71-75. (in Chinese)
- [6] 张小波. 蒸汽-二氧化碳-助剂吞吐开采技术研究[J]. 石油学报, 2006, 27 (2): 80-84.
ZHANG X B. Applied research of steam-carbon dioxide-auxiliary agent huff and puff technology[J]. Acta Petrolei Sinica, 2006, 27(2): 80-84. (in Chinese)
- [7] BUTLER R M, PETELA G. Theoretical studies on the gravity drainage of heavy oil during steam heating[J]. Can. J. Chem. Eng., 1981, 59(4): 90-96.
- [8] BUTLER R M, STEPHENS D J. The gravity drainage of steam-heated heavy oil to parallel horizontal wells[J]. Journal of Canadian Petroleum Technology, 1981, 20(2): 90-96.
- [9] BUTLER R M. Rise of interfering steam chambers[J]. Journal of Canadian Petroleum Technology, 1987, 26(3): 70-75. (in Chinese)
- [10] 马春红, 吴晓东, 刘慧卿, 等. 注汽井氮气隔热效果数学物理模拟研究[J]. 中国石油大学学报 (自然科学版), 2005, 29 (5): 62-66.
MA C H, WU X D, LIU H Q, et al. Mathematical and physical modeling of heat insulation by injecting nitrogen in steam injection wells[J]. Journal of China University of Petroleum (Edition of Natural Science), 2005, 29(5): 62-66. (in Chinese)
- [11] 高永荣, 刘尚奇, 沈德煌, 等. 氮气辅助 SAGD 开采技术优化研究[J]. 石油学报, 2009, 30 (5): 717-721.
GAO Y R, LIU S Q, SHEN D H, et al. Optimization of N₂ injection technology during steam assisted gravity drainage process[J]. Acta Petrolei Sinica, 2009, 30(5): 717-721. (in Chinese)