

稠油油藏双水平井 SAGD 蒸汽腔上升阶段产量预测解析模型

石兰香*, 苟燕, 李秀峦, 齐宗耀, 周游

中国石油勘探开发研究院提高采收率国家重点实验室, 北京 100083

* 通信作者, shilanxiang@petrochina.com.cn

收稿日期: 2021-03-09

摘要 蒸汽腔的上升阶段是双水平井蒸汽辅助重力泄油(Steam Assisted Gravity Drainage, 简称 SAGD)开发的关键阶段。蒸汽腔的上升速度、时间以及对应的产量是 SAGD 上升阶段需要关注的重要指标。解析模型是指导 SAGD 开发的重要理论方法, 有利于实现现场 SAGD 项目的快速设计、评价及综合调整。然而, 目前缺乏简单、准确的针对蒸汽腔上升阶段的产量预测解析模型。本文首先根据质量守恒原理和蒸汽腔发育规律, 假设蒸汽腔上升阶段的斜坡角度为与油藏参数和操作参数相关的变量, 同时考虑油藏渗透率受各向异性影响, 建立了双水平井 SAGD 上升阶段的产量预测模型。然后, 综合利用数值模拟方法和正交试验分析方法, 确定了蒸汽腔上升阶段的初始斜坡角度和蒸汽腔有效泄油高度系数与油藏参数和操作参数的关系, 修正和完善了蒸汽腔上升阶段的产量预测模型。进一步地, 结合现场实际, 将新模型预测结果与 Butler 模型预测结果以及现场实际生产数据进行了对比验证。研究表明, 初始斜坡角度与蒸汽腔有效泄油高度不是常数, 而是与油藏参数、操作参数相关的变量。初始斜坡角度越大, 蒸汽腔上升至油层顶部所需的时间越短, 蒸汽腔上升阶段的产量越大。油藏渗透率越大, 渗透率纵横比越大, 注汽压力越大, 则初始斜坡角度越大, 相同时刻的瞬时产油量越大。其影响大小排序为: 渗透率纵横比 > 渗透率 > 注汽压力。另外, 油层厚度越大, 则初始斜坡角度越小, 蒸汽腔上升至油层顶部所需的时间越短。新模型具有理论简单、计算快、计算结果准确的优势, 可以为 SAGD 开发的快速优化提供理论指导。

关键词 蒸汽辅助重力泄油(SAGD); 蒸汽腔高度; 产油量; 解析模型; 稠油油藏

Analytical modeling of the oil rate during the steam chamber ramp up stage of the dual horizontal Steam-Assisted Gravity Drainage process in heavy oil reservoirs

SHI Lanxiang, GOU Yan, LI Xiuluan, QI Zongyao, ZHOU You

State Key Laboratory of Enhanced Oil Recovery of PetroChina Research Institute of Petroleum Exploration & Development, Beijing 100083, China

引用格式: 石兰香, 苟燕, 李秀峦, 齐宗耀, 周游. 稠油油藏双水平井 SAGD 蒸汽腔上升阶段产量预测解析模型. 石油科学通报, 2022, 01: 106-115
SHI Lanxiang, GOU Yan, LI Xiuluan, QI Zongyao, ZHOU You. Analytical modeling of the oil rate during the steam chamber ramp up stage of the dual horizontal Steam-Assisted Gravity Drainage process in heavy oil reservoirs. Petroleum Science Bulletin, 2022, 01: 106-115. doi: 10.3969/j.issn.2096-1693.2022.01.010

Abstract The ramp up stage of the steam chamber is the key stage of the dual horizontal well Steam-Assisted Gravity Drainage (SAGD) process. The rising speed, time and the corresponding oil rate are important indexes to be paid attention to in the ramp up stage of the SAGD process. The analytical model is an important theoretical method to guide the development of the SAGD process, which is conducive to the rapid design, evaluation and comprehensive adjustment of SAGD projects in field applications. However, a simple and accurate predictive analytical model for the ramp up stage of the steam chamber is still unavailable. In this study, initially the oil rate prediction model in the ramp up stage of SAGD of double horizontal wells is developed, according to the principle of mass conservation and the understanding of the development of the steam chamber, assuming that the slope angle in the ramp up stage of the steam chamber is a variable related to reservoir parameters and operational parameters, and considering the influence of anisotropy on the reservoir permeability. Then, the initial slope angle and the head availability factor were related to reservoir parameters and operational parameters by combining the numerical simulation method and the orthogonal test analysis method. In this way, the oil rate prediction model for the ramp up stage of the SAGD process was modified and improved. Furthermore, the new model was validated with Butler's model and field data. The results show that the initial slope angle and the head availability factor of the steam chamber are not constants, but variables related to reservoir parameters and operating parameters. A larger initial slope angle will result in a shorter time required for the steam chamber to reach to the top of the reservoir pay zone, and a greater oil rate in the ramp up stage of the steam chamber. A greater reservoir permeability, a greater vertical to horizontal permeability ratio and a greater steam injection pressure will result in a greater initial slope angle and a greater instantaneous oil rate at the same time. The order of influence is: the vertical to horizontal permeability ratio > permeability > steam injection pressure. In addition, a greater reservoir thickness will lead to a smaller initial slope angle and a shorter time required for the steam chamber to reach to the top of the reservoir pay zone. The new model has the advantages of simple theory, fast calculation and accurate calculation results, which can provide theoretical guidance for rapid optimization of SAGD development.

Keywords Steam-Assisted Gravity Drainage(SAGD); steam chamber height; oil rate; analytical model; heavy oil reservoirs

doi: 10.3969/j.issn.2096-1693.2022.01.010

0 引言

蒸汽辅助重力泄油技术,简称SAGD(Steam-Assisted Gravity Drainage)技术。它是由加拿大的Butler^[1]等人提出的用于开采超稠油油藏的有效开发技术。超稠油油藏具有原油黏度高,亲水性强的特点^[2],通常利用注蒸汽的方式开发,其典型的井网模式由两口水平井组成。其开发过程为:先在两口水平井中同时注蒸汽循环导热或者吞吐预热,在两口井周围形成热连通后,上部水平井继续注蒸汽,下部水平井转为生产井开始采油。其开采机理为:注入的热蒸汽向上超覆降低原油黏度;受热原油及冷凝液在重力作用下由斜坡流向生产井,蒸汽不断占据已泄油区,蒸汽腔体积不断扩大,产量逐渐上升。蒸汽腔发育全过程可大致分为3个阶段,即上升、横向扩展和下降阶段,分别对应产量的上升、稳产和衰竭过程^[3-7]。

产量预测解析模型是指导SAGD开发的重要理论依据,有利于实现SAGD方案的快速设计、评价及综合调整。蒸汽腔的上升阶段是SAGD开发的关键阶段,蒸汽腔上升速度、时间以及产量是SAGD开发中需要关注的重要指标。针对SAGD上升阶段的这些指标,Butler最早提出了对应的解析模型^[4],该模型基于室内物理模拟实验结果,综合考虑各类油藏参数(包括渗透率、油层厚度、含油饱和度、孔隙度、饱和温度下

原油黏度)的影响,可以预测蒸汽腔上升阶段蒸汽腔形状、蒸汽腔高度以及产油量等关键参数。

继Butler之后,后人对SAGD蒸汽腔上升阶段的产量预测模型也开展了大量修正和完善研究。Nukhaev^[8]认为,蒸汽腔上升阶段的高度是变量,其产量与蒸汽腔到达油层顶部之后的产量为厚度比例开平方后的正相关关系。基于此假设,确定了蒸汽腔高度随时间的变化关系、产油量与时间的变化关系,以及蒸汽腔上升至油层顶部所需要的时间。应当指出的是,该模型对蒸汽腔体积的计算存在较大的误差,误将蒸汽腔体积等价于长方体体积计算,将蒸汽腔体积扩大1倍左右,因此该模型无法正确预测SAGD产油量。Vanegas等考虑了夹层的影响,引入了有效孔隙体积系数(EVF),忽略了横向扩展阶段,将Butler的上升和下降阶段的产量公式联合,预测SAGD全过程的产量^[9-10],但该模型忽略了横向扩展阶段,与实际不符。Azad和Chalaturnyk对Butler的预测模型进行了修正^[11]。分别将蒸汽腔上升阶段的形状考虑为直线型倒三角和圆形,提出了蒸汽腔上升阶段蒸汽腔高度的预测公式。但该模型较为复杂,必须采用数值解法求解。Wei等人研究认为蒸汽腔形状为抛物线形,在此基础上,根据研究了蒸汽腔上升阶段和横向扩展阶段的产量及汽油比预测模型^[12]。该模型基于质量守恒和能量守恒方程,将注采参数结合在一起,最后通过数值解

法求解, 求解过程较为复杂。周游等人研究了SAGD蒸汽腔横向扩展阶段的速度, 有利于指导现场调控和方案预测, 但对蒸汽腔上升阶段尚未开展研究^[13]。

解析模型具有运算简单, 计算速度快的优势, 同时也不受研究尺度的影响, 是实现SAGD快速方案设计、产能评价以及跟踪调整的重要方法; 但是, 解析模型的有效运用取决于对开发机理的准确表征和合理简化。调研结果表明, 针对蒸汽腔上升阶段, 目前没有简单、准确的产量预测解析模型。大量研究结果表明, SAGD上升阶段的蒸汽腔形状及对应的产量受油藏参数、注采参数等多因素的影响^[14-19], 现有的蒸汽腔上升阶段的预测模型往往对蒸汽腔形状进行过度简化, 对各参数的影响考虑不充分, 导致其预测产量与实际产量差异较大; 或者由于推导的模型复杂, 求解难度大, 影响其实际应用^[20], 给SAGD开发的设计、评价及调整带来较大困难。本文首先基于蒸汽腔上升阶段的汽腔发育规律, 借鉴Lindrain的理论^[10], 重新推导了蒸汽腔上升阶段的理论解析模型, 再利用数值模拟方法, 明确了油藏参数和操作参数对蒸汽腔发育形状的影响, 进一步利用数学统计分析的方法, 对SAGD蒸汽腔上升阶段的产量预测模型进行了修正。新模型具有原理简单、计算快, 结果准确等优势, 可以为SAGD开发实现快速预测和优化提供理论支撑。

1 蒸汽腔产量预测模型

本文基于Butler提出的产量预测模型, 假设蒸汽腔上升阶段的形状为扇形, 且扇形的扩展角保持不变, 但蒸汽腔的高度随着时间变化, 如图1所示。蒸汽腔上升阶段的斜坡角度为初始斜坡角度, 为常数 θ_i , 将半扩展角定义为 ψ , 满足以下关系:

$$\psi = \pi - 2\theta_i \quad (1)$$

定义 γ 为蒸汽腔形状系数, 与初始斜坡角度 θ_i 存在以下关系:

$$\gamma = \frac{\pi}{2} - \theta_i \quad (2)$$

根据质量守恒原理, 时间 t 内单位长度水平井的累产油即为蒸汽腔内的可动油:

$$Q_{\text{cum}} = \gamma h^2 \phi \Delta S_o \quad (3)$$

将累产油 Q_{cum} 对时间 t 求导, 得到任意时刻单位长度水平井的瞬时产量:

$$q_o = 2\gamma \phi \Delta S_o h \frac{dh}{dt} \quad (4)$$

根据LINDRAIN理论^[10], 蒸汽腔横向扩展阶段蒸

汽腔界面的运动方程为:

$$y = \frac{H}{t} \sqrt{\frac{8m\nu_s \phi \Delta S_o H}{27\beta k g \alpha}} x \quad (5)$$

式中, β 为蒸汽腔有效泄油高度系数, 为考虑蒸汽腔顶部前缘高度不稳定而引入的高度修正系数, 无量纲。

因此, 对于任意蒸汽腔高度 h , 蒸汽腔的横向扩展速度 X 为:

$$X = \left(\frac{\partial x}{\partial t} \right)_{y=H} = \sqrt{\frac{27\beta k g \alpha}{8\phi \Delta S_o m \nu_s}} h \quad (6)$$

对于任意蒸汽腔高度 h , 单位水平井长度的蒸汽腔的泄油速率为:

$$q_o = hX = \sqrt{\frac{27\beta k_{\text{eff}} g \alpha \phi \Delta S_o h}{8m \nu_s}} \quad (7)$$

考虑在同样高度 h 上, 蒸汽腔上升阶段的斜面泄油同样满足横向扩展阶段的规律, 联立得到以下方程:

$$2\gamma \phi \Delta S_o h \frac{dh}{dt} = \sqrt{\frac{27\beta k_{\text{eff}} g \alpha \phi \Delta S_o h}{8m \nu_s}} \quad (8)$$

将上式分离变量, 积分可得上升阶段最大蒸汽腔高度 h 与时间 t 的关系:

$$h = \frac{3}{2} \left(\frac{9\beta}{16\gamma^2} \right)^{1/3} \left(\frac{k_{\text{eff}} g \alpha}{m \nu_s \phi \Delta S_o} \right)^{1/3} t^{2/3} \quad (9)$$

将公式(9)分别代入公式(3)和公式(4), 可以得到蒸汽腔上升阶段的单位长度水平井的累产油公式和瞬时产油量公式:

$$Q_{\text{cum}} = \left(\frac{3^5}{2^7} \right)^{2/3} \left(\frac{\beta^2}{\gamma} \right)^{1/3} \left(\frac{k_{\text{eff}} g \alpha}{m \nu_s} \right)^{2/3} (\phi \Delta S_o)^{1/3} t^{4/3} \quad (10)$$

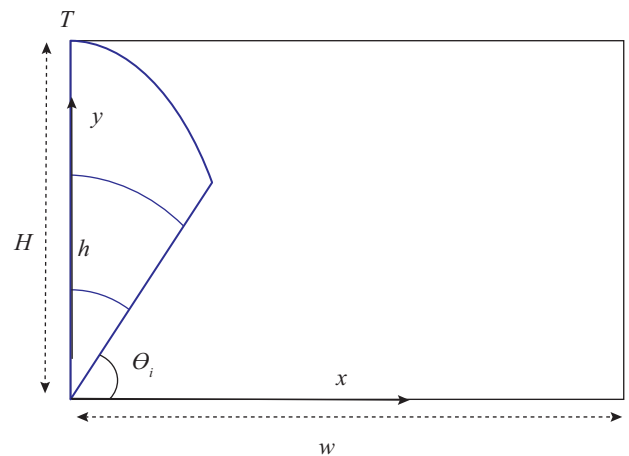


图1 双水平井SAGD蒸汽腔上升阶段蒸汽腔发育示意图(一半井距)

Fig. 1 Schematic diagram of steam chamber development during the rising stage of dual horizontal well SAGD process (half well spacing)

$$q_o = \left(\frac{3}{2}\right)^{7/3} \left(\frac{\beta^2}{2\gamma}\right)^{1/3} \left(\frac{k_{\text{eff}} g \alpha}{m v_s}\right)^{2/3} (\phi \Delta S_o)^{1/3} t^{1/3} \quad (11)$$

蒸汽腔上升至油层顶部时, 即 $h=H$, 对应的时间 T 为:

$$T = \frac{4\gamma}{3} H^{\frac{3}{2}} \sqrt{\frac{8m v_s \phi \Delta S_o}{27\beta k_{\text{eff}} g \alpha}} \quad (12)$$

上述公式中, k_{eff} 为油相有效渗透率, 参考 Butler 的研究结果^[21], 油相相对渗透率可取 0.4; 参考 Azom 和 Srinivasan 针对渗透率各向异性问题的研究结果^[22], 绝对渗透率与油藏的水平渗透率、垂直渗透率以及斜坡角度 θ 相关, 且满足以下关系:

$$k = k_v \sin^2 \theta + k_h \cos^2 \theta \quad (13)$$

因此, 对于蒸汽腔上升阶段, 油相有效渗透率油藏的水平渗透率 k_h 、垂直渗透率 k_v 以及初始斜坡角度 θ_i 应当满足以下关系:

$$k_{\text{eff}} = 0.4(k_v \sin^2 \theta_i + k_h \cos^2 \theta_i) \quad (14)$$

在 Butler 的产量预测公式中, 累产油 Q_{cum} 、瞬时产油 q_o 、蒸汽腔高度 h 以及蒸汽腔上升至油层顶部的时间 T 可以通过公式 (15)~公式 (18) 进行预测。

$$Q_{\text{cum}} = \frac{3}{4} \left(\frac{12\beta^2}{\gamma}\right)^{1/3} \left(\frac{k_{\text{eff}} g \alpha}{m v_s}\right)^{2/3} (\phi \Delta S_o)^{1/3} t^{4/3} \quad (15)$$

$$q_o = \left(\frac{12\beta^2}{\gamma}\right)^{1/3} \left(\frac{k_{\text{eff}} g \alpha}{m v_s}\right)^{2/3} (\phi \Delta S_o)^{1/3} t^{1/3} \quad (16)$$

$$h = \left(\frac{9\beta}{4\gamma^2}\right)^{1/3} \left(\frac{k_{\text{eff}} g \alpha}{m v_s \phi \Delta S_o}\right)^{1/3} t^{2/3} \quad (17)$$

$$T = \frac{2\gamma}{3} H^{3/2} \left(\frac{m v_s \phi \Delta S_o}{\beta k_{\text{eff}} g \alpha}\right)^{1/2} \quad (18)$$

Butler 通过其有限的室内二维实验观测结果, 无法考虑渗透率各向异性的影响, 也无法考虑油藏参数和注采参数的敏感性。他认为蒸汽腔上升阶段的形状系数 γ 和蒸汽腔泄油高度系数 β 均为定值, 分别为 9/16、9/8。根据此结果, 显然初始斜坡角度 θ_i 也为定值, 即 58° 。

2 参数敏感性分析

实际上初始斜坡角度 θ_i 受流体在蒸汽腔内横向和垂向的流动差异的影响。流体在垂向上流动越快, 蒸汽腔越快上升至油层顶部, 越早进入横向扩展阶段, 初始扩展角越小。从 SAGD 斜坡泄流的达西定律考虑, 一方面, 渗透率(水平渗透率)及渗透率的各向差异(渗透率纵横比=垂向渗透率/水平渗透率)影响流体流动特征; 另一方面, 流体的黏度, 密度差也影响流动流体特征。流体黏度受注入温度, 即注汽压力的影响。另外, 流体密度差异除受温度影响外还受油层厚度的影响。

因此, 本文采用 CMG 数值模拟软件, 分别研究了渗透率、渗透率纵横比、注汽压力以及油层厚度 4 个因素对初始斜坡角度的影响。基础案例为: 渗透率为 $2.0 \mu\text{m}^2$, 渗透率纵横比为 0.5, 有效厚度 25 m, 注汽压力 4 MPa。

2.1 渗透率敏感性

在单一变量条件下, 研究不同渗透率 ($1.0\sim 3.5 \mu\text{m}^2$) 下的蒸汽腔初始斜坡角度, 如图 2 所示。红色区域边

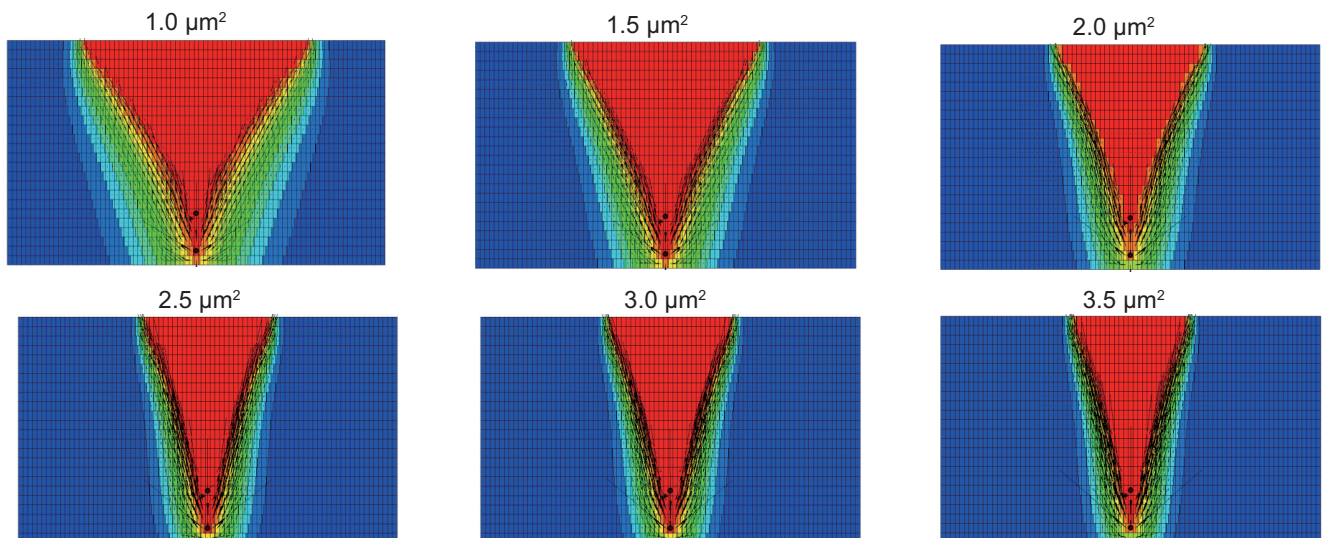


图 2 不同水平渗透率下的初始斜坡角度示意图

Fig. 2 Scheme of initial steam chamber shape under different horizontal permeability

界黑色箭头密集处及为蒸汽腔泄流边界。从图中可以明显看出,渗透率越大,蒸汽腔界面直线越陡,即初始斜坡角度越大。说明渗透率越大,蒸汽腔越快上升至油层顶部并实现稳定斜坡泄油。

2.2 渗透率纵横比敏感性

在单一变量条件下,对比不同渗透率纵横比(0.3~1.0)下的蒸汽腔初始斜坡角度。从图3可以看出,渗透率纵横比越大,初始斜坡角度越大,说明蒸汽腔越早进入横向扩展阶段。

2.3 注汽压力敏感性

在单一变量条件下,对比不同注汽压力(2.5~

5.0 MPa)下的蒸汽腔初始斜坡角度。从图4可以看出,注汽压力越大,初始斜坡角度越大,表明蒸汽腔越早进入稳定斜坡泄油阶段,越早实现高产稳产。

2.4 有效厚度敏感性

在单一变量条件下,对比不同油藏有效厚度(15~35 m)下的蒸汽腔初始斜坡角度发现,如图5所示,油层越大,则初始斜坡角度越小,表明蒸汽腔上升时间及过渡阶段越长,越晚进入稳定横向扩展阶段,越晚实现高产稳产。

Butler利用室内有限的实验结果分析认为:初始斜坡角度与形状系数均为常数;而本次数值模拟研究表明,这些关键系数并非常数,而是与油藏参数、操

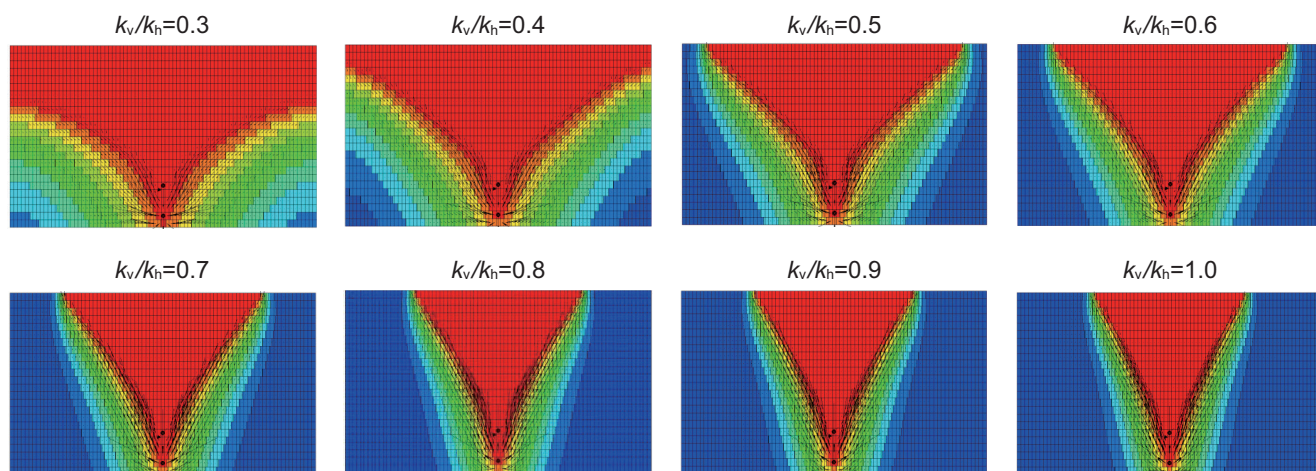


图3 不同渗透率纵横比下的初始蒸汽腔形状示意图

Fig. 3 Scheme of initial steam chamber shape under different permeability ratio

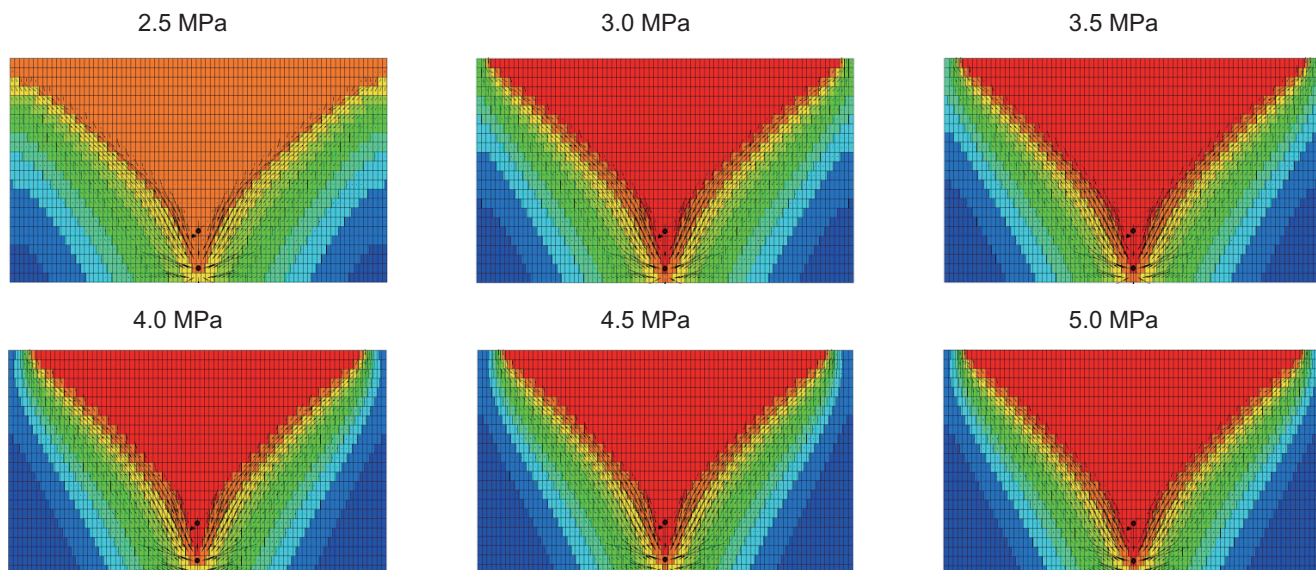


图4 不同注汽压力下的初始蒸汽腔形状示意图

Fig. 4 Scheme of initial steam chamber shape under different steam injection pressure

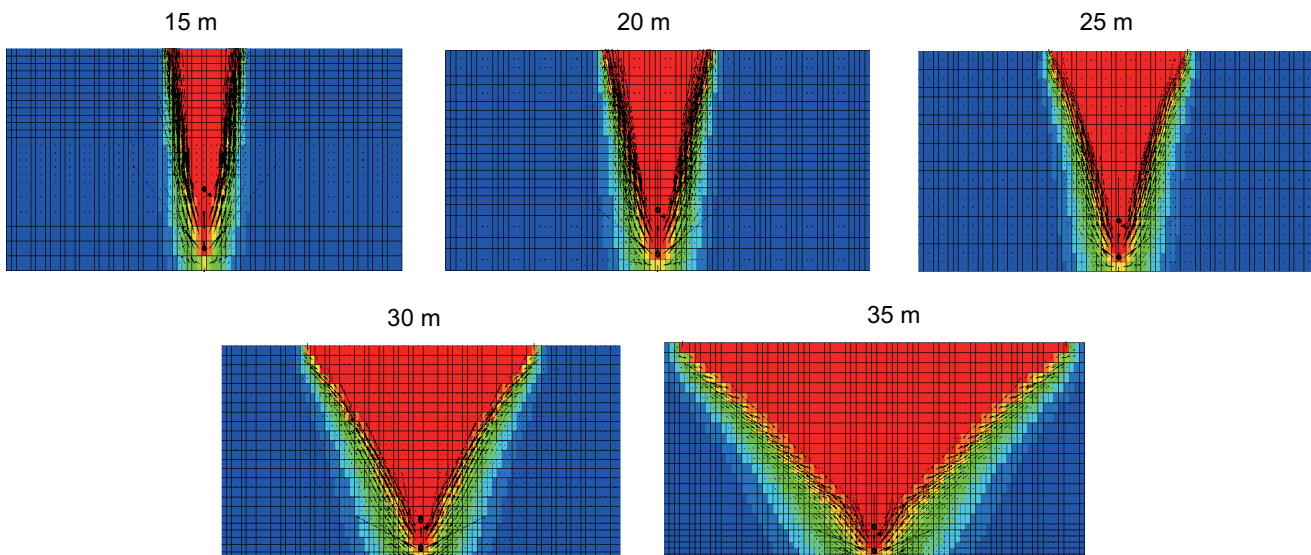


图 5 不同有效厚度下的初始蒸汽腔形状示意图
 Fig. 5 Scheme of initial steam chamber shape under different thickness of pay zone

作参数密切相关。将各影响因素及对应初始斜坡角度归一化，归一化方法为：(变量值-最小值)/(最大值-最小值)，得到如图 6 所示曲线。从图中可以明显看出：对于正相关因素，其影响大小排序为：渗透率纵横比>渗透率>注汽压力；而油层有效厚度为负相关因素。

2.5 正交试验分析

在以上单因素分析的基础上，设计 4 因素混合水平正交试验，见表 1，共 92 个方案，研究对比水平方

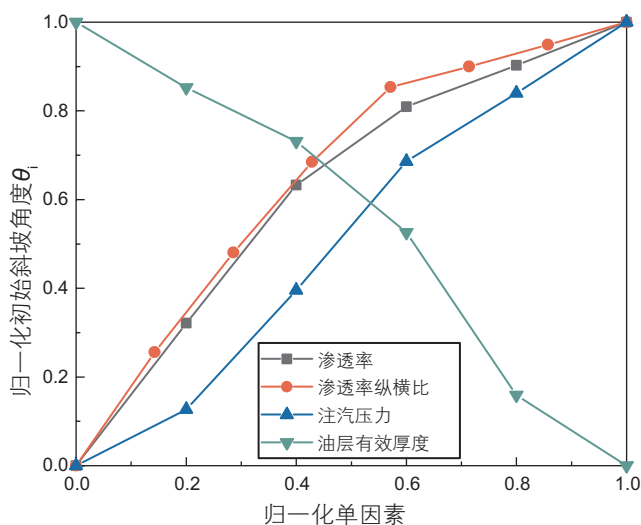


图 6 归一化影响因素与初始斜坡角度关系
 Fig. 6 Relationships between normalized influencing factors and initial slope angle

向绝对渗透率从 1.0~3.5 μm^2 、渗透率纵横比 0.3~1.0、注汽压力 2.5~5.0 MPa、油层有效厚度 15~40 m 范围内的初始斜坡角度。这些参数的取值范围涵盖了中国及加拿大大部分超稠油油藏双水平井 SAGD 开发项目的油藏参数和操作参数范围。

将 92 个方案的数值模拟观测的初始斜坡角度 θ_i 值与各影响因素进行多元线性回归，得到初始斜坡角 θ_i 与各影响因素的回归关系公式(19)。在已知初始斜坡角 θ_i 的基础上，再通过调整有效泄油高度系数 β ，将解析模型预测的产量与数值模拟预测产量进行拟合，拟合确定后的 β 再与各影响因素进行多元线性回归，得到 β 与各影响因素的回归关系公式(20)。以数值模拟实际观测值(或数值模拟拟合值)为横坐标，以回归公式计算值为纵坐标作图，对比两者的符合程度，如图 7 和图 8 所示，两个参数的线性回归关系相关系数较高，分别为 0.9100 和 0.9600。

$$\theta_i = -0.25513 + 0.36212k_h \times 10^{12} + 0.31206k_v/k_h + 0.24148P_s + 0.01349H - \frac{1.379}{k_v \times 10^{12}} - 0.06315k_h \times 10^{12} P_s - 0.00452k_h \times 10^{12} H + \frac{3.85008}{Hk_v/k_h} + \frac{10.98114}{P_s H} - 0.01256Hk_v/k_h + \frac{2.40532}{P_s k_v \times 10^{12}} + \frac{12.92289}{Hk_v \times 10^{12}} - \frac{16.26078}{P_s Hk_v/k_h} + \frac{0.2042}{k_h \times 10^{12} P_s H} - \frac{15.32761}{P_s Hk_v \times 10^{12}} \quad (19)$$

表1 正交试验参数设计表

Table 1 Design of orthogonal test parameters

序号	渗透率/ μm^2	渗透率纵横比	注汽压力/MPa	有效厚度/m
1	1.0	0.3	2.5	15
2	1.5	0.4	3.0	20
3	2.0	0.5	3.5	25
4	2.5	0.6	4.0	30
5	3.0	0.7	4.5	35
6	3.5	0.8	5.0	40
7	/	0.9	/	/
8	/	1	/	/

$$\begin{aligned} \beta = & 6.17103 + 0.22543k_h \times 10^{12} - 3.07802k_v/k_h - \\ & 0.19018P_s - 0.13714H + \frac{0.30329}{k_v \times 10^{12}} + 0.03085k_h \times \\ & 10^{12} P_s + 0.00501k_h \times 10^{12} H - \frac{13.71246}{Hk_v/k_h} - \\ & \frac{44.93701}{P_s H} + 0.14007Hk_v/k_h - \frac{3.13448}{P_s k_v \times 10^{12}} - \\ & \frac{3.96638}{Hk_v \times 10^{12}} + \frac{9.64541}{P_s Hk_v/k_h} - \frac{26.04432}{P_s Hk_h \times 10^{12}} + \\ & \frac{55.40437}{P_s Hk_v \times 10^{12}} \end{aligned} \quad (20)$$

公式(19)和公式(20)具有物理意义明确,计算方法简单的特点,可以快速准确地计算蒸汽腔上升阶段地初始斜坡角度和有效泄油高度系数。将计算结果代入公式(14)—公式(18),可以快速准确地预测SAGD

蒸汽腔上升阶段的累产油 Q_{cum} 、日产油 q_o 、蒸汽腔高度 h ,以及蒸汽腔上升至油层顶部所需的时间 T 。

3 实例验证

以新疆风城超稠油油藏某典型SAGD开发井组的实际油藏参数和注采参数为基础,计算和对比产油量、累产油以及蒸汽腔高度随时间的变化关系。该井组的相关具体参数见表2。

将Butler预测模型与本文提出的新解析模型的预测结果与现场实际生产数据进行对比。图9为不同模型预测的日产油量曲线与现场实际日产油曲线的对比图。通过对比可以发现,Butler模型预测的日产油明显高于实际日产油,本文提出的新解析模型预测结果与实际日产油吻合程度高。图10为不同模型预测的累

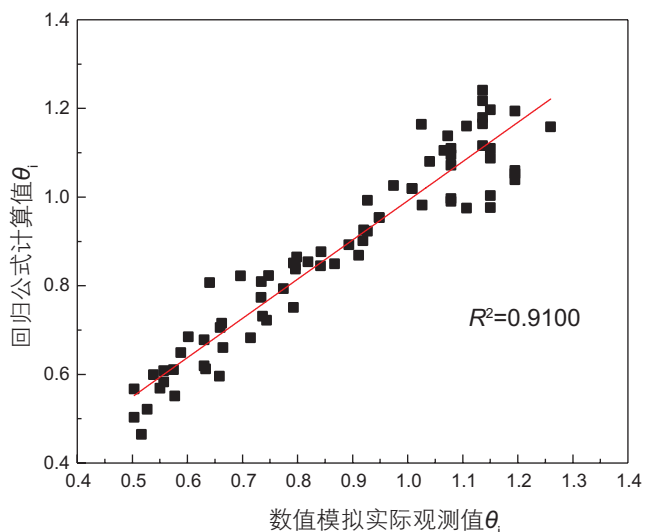


图7 数值模拟观测结果与公式(19)计算结果对比

Fig. 7 The comparison between numerical observation results and the calculated results in Equation 19

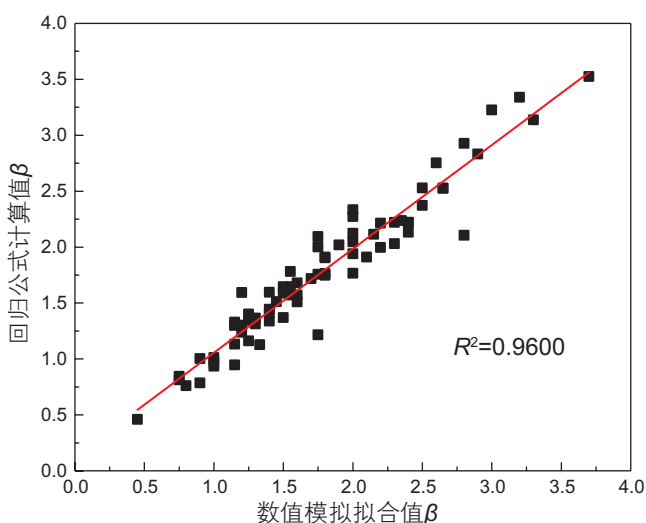


图8 数值模拟拟合结果与公式(20)预测结果对比

Fig. 8 The comparison between numerical simulations matched results and the calculated results in Equation 20

表 2 不同模型输入参数表

Table 2 Main inputs of different models

参数	单位	新解析模型值	Butler模型值
水平方向绝对渗透率 k_h	m^2	1.17×10^{-12}	1.17×10^{-12}
相对渗透率 k_r	无量纲	0.4	0.4
渗透率纵横比 k_v/k_h	无量纲	0.5	1
重力加速度 g	m/d^2	7.32×10^{10}	7.32×10^{10}
热扩散系数 α	m^2/d	0.07	0.07
地面原油密度 ρ_o	kg/m^3	960	960
饱和度蒸汽温度下原油动力黏度 ν_s	m^2/d	0.975	0.975
孔隙度 ϕ	无量纲	0.305	0.305
可动油饱和度 ΔS_o	无量纲	0.39	0.39
油层有效厚度 H	m	20.1	20.1
原油黏温系数 m	无量纲	3.5	3.5
井距之半 w	m	40	40
水平段长度 L	m	490	490
蒸汽腔上升阶段有效泄油高度系数 β	无量纲	1.100	1.125
初始斜坡角度 θ_i	°	33.5	58
蒸汽腔上升至油层顶部的时间 T	d	868	414
注汽压力 P_s	MPa	3.79	3.79

产油与实际累产油对比曲线。同样地，Butler模型预测的累产油明显偏高，本文提出的新解析模型预测结果与实际累产油吻合程度高。

图 11 和图 12 分别为不同渗透率纵横比影响下的蒸汽腔高度和日产油曲线。新模型考虑了渗透率各向异性的影响，可以预测不同渗透率纵横比条件下的产量和蒸汽腔高度。图 11 中，竖直虚线与横坐标的交点即为蒸汽腔上升至油层顶部所需时间。显然，渗透率纵横比越小，蒸汽腔上升越慢，到达汽腔

顶部的时间越晚，即越晚进入稳产期。从产油量曲线来看，如图 12 所示，渗透率纵横比越小，则相同时刻对应的产量越低。由此可见，渗透率各向异性对日产油和蒸汽腔发育高度有明显的影响。在解析模型中，必须考虑渗透率各向异性的影响。Butler解析模型没有考虑渗透率各向异性的影响，这是导致其预测产量偏大的重要原因。即使渗透率纵横比为 1.0 时，新模型预测结果与 Butler 模型预测结果也存在偏差。这是因为新模型考虑了初始斜坡角度和蒸汽腔泄油有效高

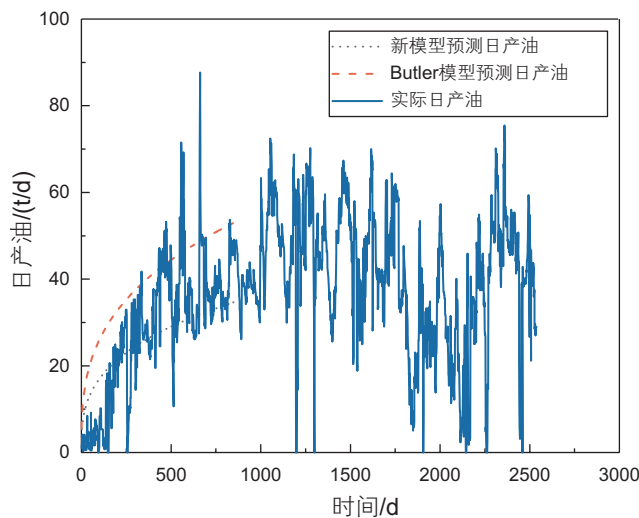


图 9 不同模型日产油变化曲线

Fig. 9 Curves of oil rate with time from different models

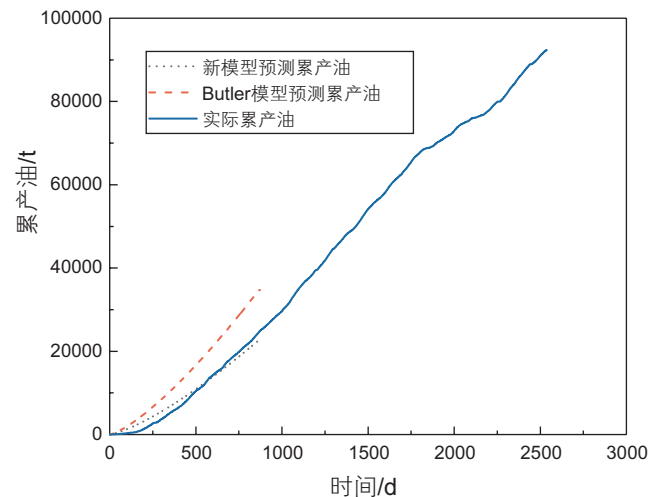


图 10 不同模型累产油变化曲线

Fig. 10 Curves of cumulative oil rate with time from different models

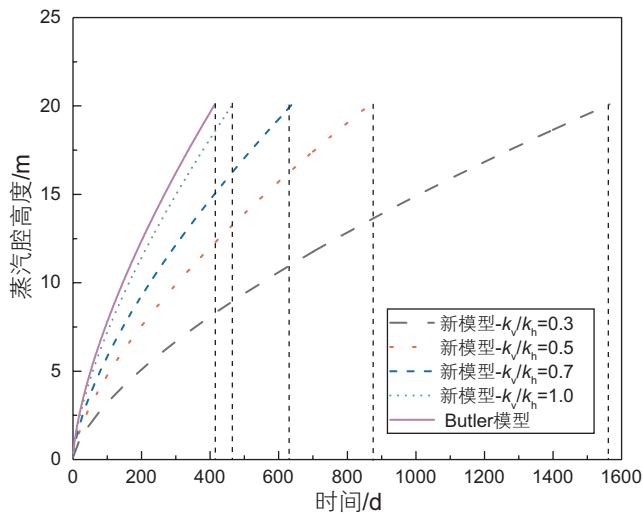


图 11 不同纵横比下蒸汽腔高度对比

Fig. 11 Curves of steam chamber height with time of different permeability ratio

度与油藏参数和操作参数的关系。实际上,初始斜坡角度不同意味着蒸汽腔上升阶段所需的时间不同。斜坡角度越大,则上产期越短,越早进入稳产期。本例中,确定的初始斜坡角度为 33.5° ,明显低于Butler给出的 58° ,预测的蒸汽腔上升阶段所需的时间为 868 天,明显高于Butler模型预测的 414 天。

4 结论

(1)确定了不同油藏参数及操作参数影响下的初始斜坡角度和蒸汽腔上升阶段的有效泄油高度系数。双水平井SAGD蒸汽腔上升阶段的初始斜坡角度和蒸汽腔泄油高度系数并非定值,而是与油藏参数、操作参数密切相关的变量。

(2)确定了渗透率各向异性与蒸汽腔上升速度,上升阶段的产量的关系。渗透率各向异性越小,即渗透率纵横比越大,蒸汽腔上升的越快,SAGD上升阶段的产量越高。

(3)通过修正初始斜坡角度、蒸汽腔有效泄油高度系数,以及渗透率各向异性,完善了SAGD蒸汽腔上升阶段的产量预测模型。新模型能够更准确、迅速的预测蒸汽腔上升阶段的累产油量、瞬时产油量、以及蒸汽腔高度等关键参数,可以为SAGD开发提供理论指导和依据。

参考文献

[1] BUTLER R M, MCNAB G S, LO H Y. Theoretical studies on the gravity drainage of heavy oil during in-situ steam heating[J]. Canadian

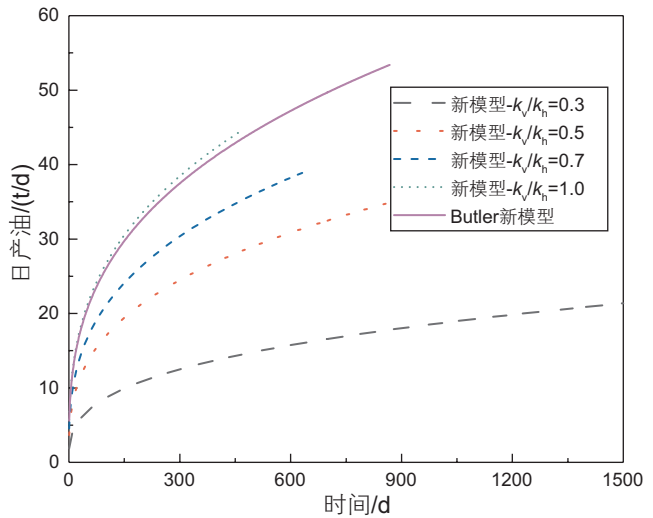


图 12 不同纵横比下日产油曲线

Fig. 12 Curves of oil rate with time of different permeability ratio

符号说明

t	时间, 单位 d	ϕ	孔隙度, 小数
γ	系数, 无量纲	ΔS_o	可动油饱和度, 小数
θ_i	初始斜坡角度, 弧度	g	重力加速度, m/d^2
ψ	蒸汽腔扩展角, 弧度	h	蒸汽腔高度, m
α	油层热扩散系数, m^2/d	L	水平井长度, m
μ	原油运动黏度, $mPa \cdot s$	μ_s	原油黏度, $mPa \cdot s$
ν_s	原油动力黏度, m^2/d	P_s	注汽压力, MPa
m	原油黏度系数, 无量纲	Q_{cum}	累产油, m^3
k_v	纵向绝对渗透率, m^2	q_o	日产油, m^3/d
k_h	横向绝对渗透率, m^2	w	井距的一半, m
k	等效绝对渗透率, m^2	H	油层有效厚度, m
k_r	油相相对渗透率, 无量纲		
β	有效泄油高度系数, 无量纲		
X	蒸汽腔横向扩展速度的一半, m/d		

上、下标说明

cum	累积量	o	油相
w	水相	g	气相
s	蒸汽相	r	相对值
i	初始阶段	v	垂直方向

- Journal of Chemical Engineering, 1981, 59(4): 455–460.
- [2] 林伯韬, 史璨, 于光哲等. 凤城陆相稠油油砂亲水性及润湿性机理研究[J]. 石油科学通报, 2017, 2(3): 355–363. [LIN B T, SHI C, YU G Z, et al. Wettability and hydrophilicity of Fengcheng terrestrial oil sand. Petroleum Science Bulletin, 2017, 2(3): 355–363.]
- [3] BUTLER R M, STEPHENS D J. The gravity drainage of steam-heated heavy oil to parallel horizontal wells. Journal of Canadian Petroleum Technology, 1981, 20(2): 90–96.
- [4] BUTLER R M. Gravity drainage to horizontal wells[J]. Journal of Canadian Petroleum Technology, 1992, 31(4): 31–37
- [5] 黄世军, 熊浩, 马奎前, 等. 考虑沿程非均匀吸汽下 SAGD 产能预测模型[J]. 中国石油大学学报(自然科学版), 2017, 41(04): 107–115. [HUANG S J, XIONG H, MA K Q, et al. A mathematical model for productivity prediction of SAGD process considering non-uniform steam distribution[J]. Journal of China University of Petroleum, 2017, 41(04): 107–115.]
- [6] 刘昊, 程林松, 熊浩, 等. 注采压差对双水平井 SAGD 开发的影响. 石油科学通报, 2016, 03: 363–375. [LIU H, CHENG L S, XIONG H, et al. The effects of injector-producer pressure difference on dual-well SAGD recovery. Petroleum Science Bulletin, 2016, 03: 363–375.]
- [7] 马德胜, 郭嘉, 管成, 等. 蒸汽辅助重力泄油改善汽腔发育均匀性物理模拟[J]. 石油勘探与开发, 2013, 40(2): 188–193. [MA D S, GUO J, ZAN C, et al. Physical simulation of improving the uniformity of steam chamber growth in the steam assisted gravity drainage[J]. Petroleum Exploration and Development, 2013, 40(2): 188–193.]
- [8] NUKHAEV M T, PIMENOV V P, SHANDRYGIN A, et al. A new analytical model for the SAGD production phase[C]. SPE Annual Technical Conference and Exhibition, Texas, USA, 24–27 September, 2006, SPE 102084.
- [9] VANEGAS J W, DEUTSCH C V, CUNHA L B. Uncertainty assessment of SAGD performance using a proxy model based on Butler's theory[C]. SPE Annual Technical Conference and Exhibition, Denver, Colorado, USA, 21–24 September, 2008, SPE 115662.
- [10] VANEGAS P J, CUNHA L B. Prediction of SAGD performance using response surface correlations developed by experimental design techniques[C]. Canadian International Petroleum Conference, Calgary, Alberta, Canada, 13–15 June, 2006, PAPER 2006–126.
- [11] AZAD A, CHALATURNYK R J. An improved SAGD analytical simulator: Circular steam chamber geometry[J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2012, 82–83: 27–37.
- [12] WEI S, CHENG L, HUANG W, et al. Prediction for steam chamber development and production performance in SAGD process[J]. Journal of Natural Gas Science and Engineering, 2014, 19: 303–310.
- [13] 周游, 鹿腾, 武守亚, 等. 双水平井蒸汽辅助重力泄油蒸汽腔扩展速度计算模型及其应用[J]. 石油勘探与开发, 2019, 46(2): 144–151. [ZHOU Y, LU T, WU S Y, et al. Models of steam-assisted gravity drainage (SAGD) steam chamber expanding velocity in double horizontal wells and its application[J]. Petroleum Exploration and Development, 2019, 46(2): 334–341.]
- [14] KUMAR D, HAMPTON T, AZOM P, et al. Analysis of impact of thermal and permeability heterogeneity on SAGD performance using a semi-analytical approach[C]. SPE Heavy Oil Conference-Canada, Calgary, Alberta, Canada, 11–13 June, 2013, SPE 165565.
- [15] KUMAR A, HASSANZADEH, H. Impact of shale barriers on performance of SAGD and ES-SAGD – A review[J]. FUEL, 2021, 289.
- [16] POOLADI-DARVISH M, AZAIEZ J. Effect of drainage height and permeability on SAGD performance[J]. Journal of Petroleum Science and Technology, 2013, 68(1–2): 99–106.
- [17] NGUYEN H X, WISUP B, TRAN X, et al. Effects of reservoir parameters and operational design on the prediction of SAGD performance in Athabasca oil sands[C]. SPE Europec/EAGE Annual Conference, Copenhagen, Denmark, 4–7 June, 2012, SPE 154778.
- [18] BARILLAS J L, DUTRAJR T, MATA W. Reservoir and operational parameters influence in SAGD process[J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2006, 54(1–2): 34–42.
- [19] GOTAWALA D R, GATES I D. On the impact of permeability heterogeneity on SAGD steam chamber growth[J]. Natural Resources Research, 2010, 19(2): 151–164.
- [20] HUANG Z, CHEN Z. Comparison of different machine learning algorithms for predicting the SAGD production performance[J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2021, 202.
- [21] BUTLER R M. Horizontal wells for recovery of oil, gas and bitumen[M]. Calgary: Petroleum Society (Monograph 2), 1994: 171–180.
- [22] AZOM P N, SRINIVASAN S. Modeling the effect of permeability anisotropy on the Steam-Assisted Gravity Drainage (SAGD) process[C]. Canadian Unconventional Resources Conference, Calgary, Alberta, Canada, 15–17, November, 2011, CSUG/SPE 149274.