

DOI: 10.11779/CJGE201507024

泥岩热弹塑性模型在 SAGD 中的应用

周大通^{1, 2}, 李治平^{1, 2}

(1. 非常规天然气能源地质评价与开发工程北京市重点实验室, 北京 100083; 2. 中国地质大学(北京)能源学院, 北京 100083)

摘 要: 泥岩在受热过程中的应力、应变、孔压变化有特殊的规律, 此研究对能源、核能、土木等诸多方面均有重要意义。目前国内的实验和模型研究很少, 而国外的学者通过在黏土的修正剑桥模型的基础上引入温度变量, 成功地提出了黏土的热弹塑性本构模型。通过对现有的黏土本构模型进行对比计算, 并在此基础上进行发展, 得出可以应用于泥岩的热弹塑性本构模型。进而, 将新疆某稠油油田泥岩夹层数据代入该模型进行计算, 获得了其孔隙压力和轴向应变预测结果, 该结果国外同类实验结果较好地吻合。运用孔隙压力升高造成张失效这一原理, 模型预测出了不同孔隙度泥岩的失效温度。同时, 结合温度场公式, 模型一判断 SAGD 开采时储层中泥岩夹层的失效位置和时间。这方面研究对于稠油开采中的蒸汽辅助重力泄油(SAGD)时, 受到夹层阻碍, 抑制蒸汽腔扩展这一问题的解决有重要意义。

关键词: 热弹塑性模型; 泥岩; 蒸汽辅助重力泄油; 夹层; 失效

中图分类号: TD853.34

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2015)07-1348-05

作者简介: 周大通(1988-), 男, 北京人, 硕士研究生, 从事岩石力学与稠油热采方面研究。E-mail: joe2ere@126.com。

Application of thermoplastic model for mudstone in SAGD

ZHOU Da-tong^{1, 2}, LI Zhi-ping^{1, 2}

(1. Beijing Key Laboratory of Unconventional Natural Gas Geology Evaluation and Development Engineering, Beijing 100083, China;

2. China University of Geosciences Beijing School of Energy Resources, Beijing 100083, China)

Abstract: The studies on stress, strain and pore pressure of mudstone during heating are significant in many fields, such as heavy oil recovery, nuclear waste storage and civil engineering. The literature investigation indicates that rare related works have been done in this area and ongoing studies still stay in infancy all over the world. To our knowledge, few experiments and models have been revealed in domestic research activities. While some thermo-elasto-plastic constitutive models are successfully created by introducing temperature effect into the modified clay-based Cambridge model. Here, a thermo-elasto-plastic model for mudstone is proposed, which is capable to simulate change of stress, strain and pore pressure under in-situ boundary conditions. Furthermore, inner bed mudstone data of Xinjiang's heavy oil field are applied in this model. Results of pore pressure and axial strain are obtained, and they agree with those of foreign experiments. By using the function for temperature field during steam chamber expansion of SAGD, constitutive failure of mudstone with different saturations is forecast. The results can effectively solve the problem that the inner bed mudstone hinders the steam chamber expansion.

Key words: thermoplasticity; mudstone; SAGD; interbedded shale; failure

0 引 言

泥岩作为一种普遍存在的岩石, 近年来越来越多地受到了来自能源、土木、地质等多领域的重视。由于其组成成分中的黏土含量较高, 存在大量的分子层间水, 导致了泥岩在热力学性质上的不可忽视的特殊性。这一方面的研究国外学者开始的较早, 如 Baldi 等^[1-2]、Huckel^[3-4]提出了排水条件下的饱和泥岩的热弹塑性本构模型, Cui 等^[6]提出了饱和泥岩在非排水条件下热弹塑性模型。国内研究方面, 张连英^[6]研究了泥岩在高温作用下的物性变化和单轴破坏过程, 但与实际地层环境下的复杂应力条件还有区别。

这一领域的研究在蒸汽辅助开采稠油过程中遇到泥岩夹层时具有重要意义。SAGD(蒸汽辅助重力泄油)是超稠油蒸汽吞吐后期提高采收率的一种有效的接替手段。基本原理是以蒸汽作为热源, 依靠沥青及凝析液的重力作用开采稠油。蒸汽由注入井注入油层, 注入的蒸汽向上及侧面移动, 加热降黏的原油在重力作用下流到生产井。随着原油的不断采出, 蒸汽室逐渐扩大, 占据原油体积。

而在已实施 SAGD 开发的油藏中, 普遍存在夹层

基金项目: 国家自然科学基金项目(51174178)

收稿日期: 2014-06-18

的问题, 其主要组成岩石类型为泥岩。夹层会阻止蒸汽的传导影响蒸汽腔的扩展范围, 导致采收率下降, 同时夹层会影响蒸汽腔的扩展速度, 导致区域蒸汽腔发育迟缓, 井组含水高, SAGD 开发效果不理想。为解决以上 SAGD 开采过程中遇到的问题, 能够有效模拟泥岩受热发生体积及压力变化的模型就很重要了。

1 泥岩热弹塑性模型研究

1.1 泥岩应变基础模型

本文的泥岩热弹塑性模型是在剑桥模型的基础上发展而来的, 是英国剑桥大学的 Rosco 等^[7-8]提出的黏土的本构模型。泥岩在复杂应力和加热条件下造成的热弹塑性应变可以归结为以下方程:

$$d\varepsilon = d\varepsilon_v + d\varepsilon_q, \quad (1)$$

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_v &= d\varepsilon_v^{te} + d\varepsilon_v^{tp}, \\ d\varepsilon_q &= d\varepsilon_q^{te} + d\varepsilon_q^{tp}, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

式中, ε_v 代表体积应变, 由球应力 p' 和热造成, ε_q 代表偏应变, 由偏应力 q 和热造成。而每种应变又分为弹性应变和塑性应变, 用下标 e 和 p 表示。

文献[1~5]的黏土及页岩的热弹塑性本构模型运用剑桥模型的基本原理, 除考虑了岩石骨架的力学性质外, 还加入了岩石内储水孔隙的体积、孔隙水体积变化对岩石力学性质的影响, 在理论上考虑得比较完备, 比单纯考虑岩石颗粒本身弹塑性模型有很大进步。

1.2 热弹性本构方程

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_v^{te} &= \frac{K}{1+e_0} \ln \frac{p'}{p'_0} - \alpha \Delta T, \\ \varepsilon_q^{te} &= \frac{1}{3G} (q - q_0). \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

式中 $p' = (\sigma'_1 + 2\sigma'_3)/3$ 为球应力或八面体应力, 与静水压力同轴, 可以理解为岩心受到的各向均等的围压; p'_0 为其初值; K 为体积系数; G 为剪切模量; α 为一个代表黏土矿物热膨胀的可变系数,

$$\left. \begin{aligned} \alpha &= \alpha^* + \alpha_0 + (\alpha_1 + \alpha_3 \Delta T) \ln \frac{p'}{p'_0} + \alpha_2 \Delta T, \\ \Delta T &= T - T_0. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

其中 α_0 , α_1 , α_2 , α_3 为黏土骨架的热塑敏感系数 ($^{\circ}\text{C}^{-1}$), 取 4.5×10^{-5} , 5×10^{-5} , 2.5×10^{-8} , -3.18×10^{-7} ; α^* 为黏土矿物的热膨胀系数 ($^{\circ}\text{C}^{-1}$), 取值 1×10^{-5} 。

1.3 热塑性方程

引入温度效应的屈服面方程 (加载方程) 为

$$f = \left(\frac{2p'}{p'_c(\varepsilon_v^{tp}, \Delta T)} \right)^2 + \frac{4q^2}{[Mp'_c(\varepsilon_v^{tp}, \Delta T)]^2} - 1 = 0, \quad (5)$$

式中, M 为屈服面收缩系数, p'_c 是视预压实球应力, 用 $p'_c(\varepsilon_v^{tp}, \Delta T)$ 来定义, 因其会随 ε_v^{tp} , ΔT 变化而变化,

实现随塑性形变和温度的变化导致的屈服面变化, p'_c 在图 1 中表示为屈服面与 $q - p'$ 平面中 p' 轴的交点。

$$p'_c = 2 \left\{ \bar{a} \exp \left\{ \frac{1}{\lambda - K_T} \left[e_1 + (1 + e_0) \varepsilon_v^{tp} \right] \right\} + a_1 \Delta T + a_2 \text{sign}(\Delta T) + \Delta T^2 \right\}. \quad (6)$$

式中 e_0 为原始孔隙比, 取 0.589; e_1 为 10 kPa 时孔隙比, 取 0.5; \bar{a} 是维度系数; a_1 , a_2 为屈服面热敏感系数, 取 -9×10^{-3} 和 -4.7×10^{-5} ; 热体积系数 K_T 为

$$K_T = \frac{K}{1+e_0} + (\alpha_1 + \alpha_3 \Delta T) \Delta T. \quad (7)$$

屈服面方程随温度变化的规律如图 1 所示, 可知, 屈服面随温度的增加而收缩, 随温度的降低而扩大, 这一规律与实际实验中观察到的相符合。

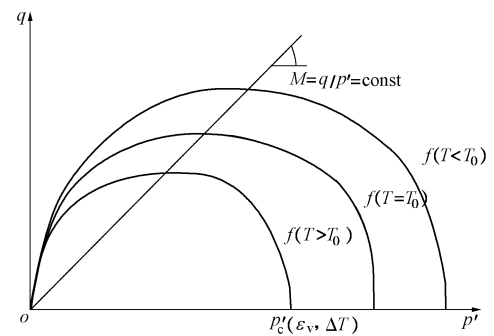


图 1 屈服面对温度的敏感度图^[3]

Fig. 1 Sensitivity of yield surface to temperature

热塑性流动定律 (应变和加载应力之间的关系):

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_v^{tp} &= \Lambda \frac{\partial f}{\partial p'}, \\ d\varepsilon_q^{tp} &= \Lambda \frac{\partial f}{\partial q}, \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

式中, Λ 为热塑性模量, H_T 为塑性硬化系数, 硬化规律:

$$\Lambda = \frac{1}{H_T} \left[\frac{\partial f}{\partial p'} dp' + \frac{\partial f}{\partial q} dq + \frac{\partial f}{\partial T} dT \right], \quad (9)$$

$$H_T = -(1+e_0) \frac{\partial f}{\partial p'_c} \frac{\partial p'_c}{\partial \varepsilon_v^{tp}} \frac{\partial f}{\partial p'}. \quad (10)$$

1.4 孔隙压力

黏土的主要成分为矿物质基质和黏土中饱含水的孔隙, 两者在加热过程中均产生膨胀, 同时也受复杂应力的作用, 上面已经讨论了矿物基质的膨胀系数 α , 而通过系数 Ω , 以下方程描述了孔隙压力随温度在非排水条件下的变化。

孔隙压力 μ 变化率与球应力变化率是负数关系, 并都表达为温度变化率的函数。这一假设是基于太沙基的有效应力理论的。孔压变化率方程如下:

$$-du = dp' = \Omega dT, \quad (11)$$

式中,

$$\Omega = \left\{ -n \left(\beta^w + \frac{\partial \beta^w}{\partial T} \Delta T \right) + \alpha + \frac{\partial \alpha}{\partial T} \Delta T - \frac{1}{H_T} \left[\frac{\partial f}{\partial p'} \frac{\partial f}{\partial T} \right] - \right. \\ \left. (1-n)\alpha^* \right\} / \left\{ - \left(-n \frac{\partial \beta^w}{\partial p'} + \frac{\partial \alpha}{\partial p'} \right) \Delta T + nC^w + \frac{1}{H_T} \left(\frac{\partial f}{\partial p'} \right)^2 + \right. \\ \left. \frac{K}{1+e_0} \frac{1}{p'} + (1-n)C^* \right\} \quad (12)$$

其中, β^w 为孔隙水热膨胀系数,

$$\beta^w = S_s \gamma_w (1-n) d \left\{ b_0 + b_1 \left(p_1 - \ln \frac{p'}{p'_0} \right) + b_2 \left(p_1 - \ln \frac{p'}{p'_0} \right)^2 + \right. \\ \left. b_3 + b_4 \left(p_1 - \ln \frac{p'}{p'_0} \right) + b_5 \left(p_1 - \ln \frac{p'}{p'_0} \right)^2 \right\} T \quad (13)$$

$$d = \frac{e_0 - (1+e_0)\varepsilon_v - (1-n)(C^* \Delta u - \alpha^* \Delta T)}{S_s G_s \gamma_w} \quad (14)$$

小应变情况下 d 可被看作是常量, 仅受孔隙水膨胀影响。 C^* , C^w 为黏土矿物和水的压缩系数 (MPa^{-1}), $C^w = 2 \times 10^{-5}$, $C^* = 4.6 \times 10^{-4}$; G_s 为黏土颗粒比重; S_s 为黏土骨架的比表面积; γ_w 为水的比重; 孔隙水热膨胀系数 β^w 表达式中的系数 b_i 是由一系列水的膨胀方程所定义的: $b_0 = \bar{\alpha}_0 + (p_1 + \bar{m})\bar{\alpha}_1 + p_1 + p_1 + \bar{m})^2 \bar{\alpha}_2$; $\bar{m}(b_1 = -\frac{1}{2}[\bar{\alpha}_1 + (p_1 + \bar{m})\bar{\alpha}_2]$; $b_2 = \frac{1}{3}\bar{\alpha}_2$; $b_3 = (p_1 + \bar{m})\bar{\beta}_1 + (p_1 + \bar{m})^2 \bar{\beta}_2$; $b_4 = -\frac{1}{2}[\bar{\beta}_1 + (p_1 + \bar{m})\bar{\beta}_2]$; $b_5 = \bar{\beta}_2/3$ 。 $\bar{\alpha}_0$ 为孔隙热膨胀系数 ($^{\circ}\text{C}^{-1}$), $\bar{\alpha}_0 = 4.505 \times 10^{-4}$; $\bar{\alpha}_1$, $\bar{\alpha}_2$ 为屈服面热敏感系数 ($^{\circ}\text{C}^{-1}$), $\bar{\alpha}_1 = 9.156 \times 10^{-5}$, $\bar{\alpha}_2 = 6.381 \times 10^{-6}$; $\bar{\beta}_1$, $\bar{\beta}_2$ 为孔隙水热敏感系数 ($^{\circ}\text{C}^{-1}$), $\bar{\beta}_1 = -1.2 \times 10^{-6}$, $\bar{\beta}_2 = -5.766 \times 10^{-8}$; p_1 为矿物水最大应力比值 $p_1 = 2.9957$ 。

1.5 热应变本构方程

由以上各关系相结合得出应变变化率与温度在综合考虑弹性和塑性的方程组为

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_v &= (\Omega V^v + U^v) dT, \\ d\varepsilon_q &= (\Omega V^d + U^d) dT, \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

式中,

$$\left. \begin{aligned} V^v &= (p')^{-1} \frac{K}{1+e_0} - \frac{\partial \alpha}{\partial p'} \Delta T + \frac{1}{H_T} \left(\frac{\partial f}{\partial p'} \right)^2, \\ V^d &= \frac{1}{H_T} \frac{\partial f}{\partial p'} \frac{\partial f}{\partial q}, \\ U^v &= - \left(\alpha + \frac{\partial \alpha}{\partial T} \Delta T \right) + \frac{1}{H_T} \frac{\partial f}{\partial T} \frac{\partial f}{\partial p'}, \\ U^d &= \frac{1}{H_T} \frac{\partial f}{\partial T} \frac{\partial f}{\partial q}. \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

2 泥岩热弹塑性模型计算

2.1 边界条件

计算中所采用的边界条件为两种: ① Hueckel 文章中 Boom clay 的原地应力条件, 控制围压与轴压恒定, 围压为 5.8 MPa, 轴压为 7.8 MPa; ② 边界条件为与新疆某稠油油藏的原地应力相同的边界条件, 同样控制围压与轴压恒定, 围压为 5 MPa, 轴压为 8 MPa。

2.2 计算方法

运用常微分方程欧拉法, 对微分方程进行差分计算。式 (11) 变形为

$$dp'/dT = \Omega, \quad (17)$$

通过常微分差分法, 把式 (17) 变形为

$$(p'_{n+1} - p'_n)/h = \Omega + o(h^2), \quad (18)$$

式中, h 为温度步长, 取 1°C 。误差为温度步长的二次方量级。以 $p'_{n+1} = p'_n + h\Omega$ 为基础在 matlab 中编写程序, 进行分步差分求数值解。同理式 (15) 可得解。

2.3 结果讨论

依据 Hueckel 所提供的数据进行重复计算, 同时, 运用该模型计算新疆某泥岩的受热孔压和轴向应变, 结果如下: 如图 2, 3 所示, 依据 Boom 地区泥岩的参数计算出的轴向应变和孔压相对温度的变化情况与实际实验结果及 Hueckel 模型模拟的结果进行对比, 可看出该模型较好的模拟了 Boom 泥岩在恒定围压和轴压的情况下的轴向应变和孔压的变化趋势和数量。

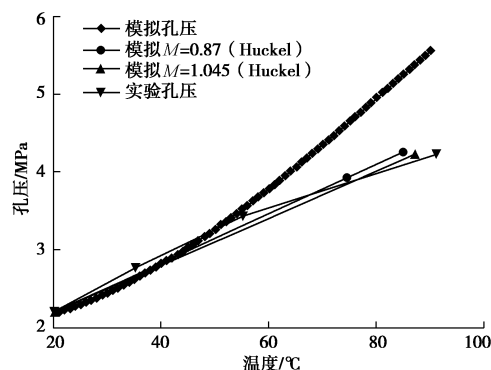


图 2 Boom 泥岩孔隙压力随温度的变化情况

Fig. 2 Variation of pore pressure of Boom clay with temperature

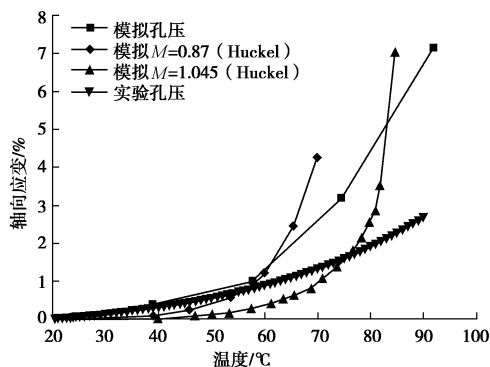


图 3 Boom 泥岩轴向应变随温度的变化情况

Fig. 3 Variation of axial strain of Boom clay with temperature

孔压变化方面, 该泥岩的孔压在测得的温度范围内, 随温度升高而升高, 依据模拟结果显示变化的速率有所加快。在应变方面, 泥岩会随着温度的升高而体积缩小, 应变速率随着温度的升高而增加。

将中国新疆一稠油油田的夹层泥岩岩心数据运用到该模型中, 计算温度达到 200℃时的泥岩孔压和轴向应变情况。这一温度与 SAGD 过程中泥岩夹层所处温度相同, 得到的结果如图 4, 5。

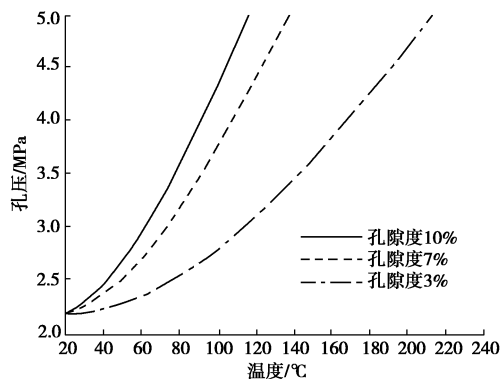


图 4 新疆某泥岩孔隙压力随温度的变化情况

Fig. 4 Variation of pore pressure of Xinjiang clay with temperature

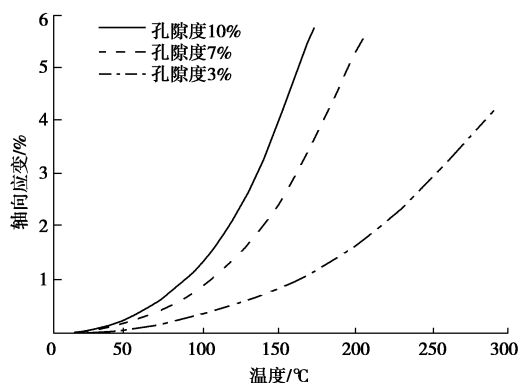


图 5 新疆泥岩轴向应变随温度的变化情况

Fig. 5 Variation of axial strain of Xinjiang clay with temperature

图 4 中, 泥岩含水孔隙的压力随温度升高不断升高, 前期呈现略微下凹趋势, 代表孔压变化速率不断升高, 其后孔压变化呈线性趋势, 随着孔隙度不断升高, 孔压变化的整体线性趋势越强。同时孔隙压力受孔隙度影响很大, 在相同的温度条件下, 含水孔隙度越高孔隙压力越高。理论上, 当孔隙压力等于围压时, 便进入失效的临界状态, 孔压如果继续升高, 泥岩就会产生失效。在图 5, 该泥岩的轴向应变随着温度的升高, 轴向应变逐渐增大, 轴向应变的变化率也不断加快, 并满足含水孔隙度越高轴向应变越大的规律。

3 泥岩热弹塑性模型的应用

在应用 SAGD 技术的稠油油藏中常展布有连续分布的夹层。这些夹层通常由低孔低渗、胶结好的泥岩组成, 严重阻碍了蒸汽、原油等流体渗流, 被称为蒸汽腔发育的挡板。展布较大的泥岩夹层降低了油气比

和开发的经济效益, 对 SAGD 生产构成严峻挑战。需要开展针对性的突破夹层研究工作。在 SAGD 应用过程中, 地层中温度和孔压符合图 6 所示的关系, 在距离蒸汽腔顶部最近的点, 由于泥岩受热排水, 导致孔压无法随温度增加而积累, 孔压较低; 而随着距离的增加排水现象减少, 孔压逐渐升高, 直到孔压最大的点, 这一点近似于非排水情况, 温度越高孔压越大; 最后, 随着温度的逐渐降低孔压也随之下降。

蒸汽前缘稳定向上推进并未遇到夹层过程中, 夹层的温度场符合 SAGD 特有的指数温度场分布关系, 这一温度场可以作为蒸汽腔遇到夹层时温度扩散方程的初始条件, 如图 7 中的 0 d 时的情况:

$$(T - T_R)/(T_S - T_R) = \exp(-u\varepsilon/\alpha) \quad (19)$$

式中, T 为地层温度 (K), T_R 是地层原始温度 (K), T_S 是蒸汽腔温度 (K), u 为蒸汽腔扩展速度 (m/s), ε 为距离蒸汽腔的距离 (m), α 为传热系数。

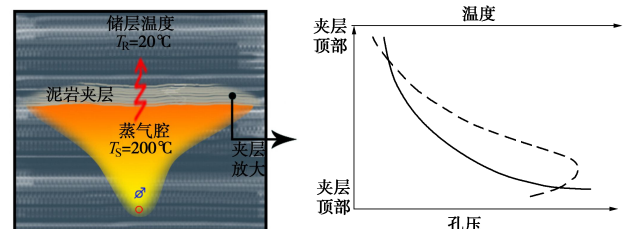


图 6 SAGD 过程中泥岩夹层受温度影响示意图

Fig. 6 Effect of interlayer mudstone during process of SAGD

在蒸汽腔遇到夹层时, 气腔受阻停止向上发育, 此时认为夹层的边界温度恒定, 其内部的温度场随时间的变化规律可以使用一维半无限大非稳态热扩散方程描述:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial t}{\partial \tau} &= a(\partial^2 t / \partial x^2), \\ t \Big|_{x=0} &= \begin{cases} T_S \\ T \end{cases} \quad (0 < x < l) \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

式中, t 为温度 (K), τ 为时间 (s), x 为距蒸汽腔顶部距离 (m)。

如图 7 所示的 1~10 d 的曲线所示。从图 7 中, 可看到 0 d 时的夹层温度达到了 160℃以上, 并随着时间的推进, 温度逐渐抬升到了接近蒸汽腔的 200℃并向后扩展。以 0.5 m 处的温度为例, 0 d 时温度达到了 190℃, 依据图 3 所示的孔压变化情况可知, 此时孔隙度为 7% 的泥岩的孔压超过了围压的 5 MPa, 据此可以预测在 0.5 m 处泥岩已经出现了张失效。而若泥岩的孔隙度为 10%, 由图 4 中的预测结果, 在其温度达到 190℃之前, 泥岩的孔压已远远大于 5 MPa 的围压, 有很大的张失效可能。若泥岩的孔隙度为 3%, 则据图 4 所示, 190℃时孔压为不到 5 MPa, 但如在其后的继续升温过程中, 210℃左右会出现失效。而泥岩夹层出现失效裂缝为 SAGD 蒸汽腔穿越泥岩夹层向上继续

扩张提供有效的通道,同时这也是受热原油受重力作用向下渗流的重要途径,从而达到提高 SAGD 采收率的目的。

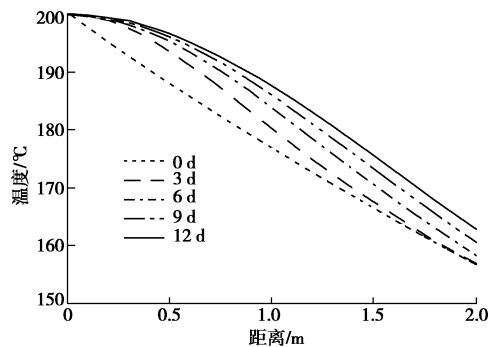


图 7 SAGD 过程中夹层温度场图

Fig. 7 Temperature fields of interlayer during process of SAGD

因此,通过结合 SAGD 过程中温度场扩散模型,本文所述的泥岩热弹塑性模型可以很好的预测蒸汽腔扩展过程中泥岩的失效情况,为 SAGD 生产中突破泥岩夹层阻隔,提高采收率提供重要指导。

在下一步的工作中,我们将会把研究对象扩展到整个储层的受热反应上,研究温度升高对含有泥岩夹层的砂岩储层的综合影响,更深入地研究 SAGD 中储层受热的力学性质变化。

4 结 论

(1) 本文通过 Hueckel 的黏土和泥岩热弹塑性本构模型的研究,提出了泥岩在恒定围压和轴压下的热弹塑性模型。

(2) 通过差分算法对热弹塑模型进行了计算,与实际结果进行了对比,结果显示,该模型能够较为准确地预测泥岩在恒压条件下的孔压变化和应变变化。

(3) 运用孔隙压力升高造成张失效这一原理,本模型预测出了不同孔隙度泥岩的失效温度。同时,结合温度场公式,本模型可以判断 SAGD 开采时储层中泥岩夹层的失效位置和时间。

(4) 本文所述模型对于 SAGD 开发稠油油藏过程中突破泥岩夹层阻隔,加速蒸汽腔发育,提高采收率具有重要意义。

参考文献:

- [1] BALDI G, HUECKEL T, PELLEGRINI R. Thermal volume changes of the mineral-water system in low-porosity clay soils[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1988, **25**(4): 807 - 825.
- [2] BALDI G, HUECKEL T, PEANO A, et al. Developments in modelling of thermo-hydro-geomechanical behaviour of boom clay and clay-based buffer materials[C]// ISMES, Final Report, EUR, 1991: 134.
- [3] HUECKEL T, BALDI G. Thermoplasticity of saturated clays: experimental constitutive study[J]. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1990, **116**(12): 1778 - 1796.
- [4] HUECKEL T, BORSETTO M. Thermoplasticity of saturated soils and shales: constitutive equations[J]. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1990, **116**(12): 1765 - 1777.
- [5] YU Jun-cui, NABIL Sultan, PIERRE DeLage. A thermomechanical model for saturated clays[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2000, **37**(4): 607 - 620.
- [6] 张连英. 高温作用下泥岩的损伤演化及破裂机理研究[D]. 北京: 中国矿业大学, 2012. (ZHANG Lian-ying. Research on Damage Evolution and Fracture Mechanisms of Mudstone under High Temperature[D]. Beijing: China University of Mining and Technology, 2012. (in Chinese))
- [7] ROSCOE K, BURLAND J. On generalized stress strain behaviour of wet clay[M]. Cambridge: Cambridge University Press, 1968.
- [8] ROSENQUIST T. Physico-chemical properties of soils in soil-water system[J]. J Soil Mech and Found Engrg Div, 1959, **85**(2): 31 - 53.
- [9] 朱合华, 闫治国, 邓 涛, 等. 3 种岩石高温后的力学性质的试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, **25**(10): 1945 - 1950. (ZHU He-hua, YAN Zhi-guo, Deng Tao. Testing Study on Mechanical Properties of Tuff, Granite and Breccia after High Temperatures[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, **25**(10): 1945 - 1950. (in Chinese))
- [10] 仲岩磊. 隔夹层在稠油蒸汽吞吐热采中的意义[J]. 中国石油大学胜利学院学报, 2012, **26**(4): 6 - 8. (ZHONG Yan-lei. The Significance of Spacer Layer in Thermal Recovery of Heavy Oil Steam Stimulation[J]. Journal of Shengli College China University of Petroleum, 2012, **26**(4): 6 - 8. (in Chinese))
- [11] 鄢 旭. 隔夹层对 SAGD 开发的影响及对策研究[J]. 内江科技, 2011, **35**(1): 124. (YAN Xu. Study on the influence and Countermeasure of the Isolation Layer on the Development of SAGD [J]. NEIJING KEJI, 2011, **35**(1): 124. (in Chinese))
- [12] HUECKEL T, FRANC Ois B, LALOU L. Explaining thermal failure in saturated clays[C]// Geotechnique 59, No. 3, 197-212, doi: 10.1680/geot.2009.59.3.197. 2009a.
- [13] HUECKEL T, LALOU L, FRANC OIS B. Implications of thermal sensitivity of the static internal friction angle[C]// Proc 1st Int Symp on Computational Geomechanics (ComGeo I), Juanles-Pins, 2009b: 104 - 115.
- [14] HUECKEL T, LALOU L. Implications of thermal sensitivity of the internal friction angle[C]// Proc 1st Int Symp Comp Geomech (ComGeo1). Juanles-Pins, 2009.