

“863”计划专栏

参数模型对沉积物中水合物降压分解的影响

白玉湖¹ 李清平¹ 赵颖²

(1. 中海石油研究中心 技术研究部,北京 100027;2. 中国科学院 力学研究所,北京 100080)

摘 要:考虑气-水-水合物-冰的多相渗流过程、水合物分解动力学过程、水合物相变过程、冰-水相变过程,及其对渗透率的影响、热传导、热对流等,建立了天然气水合物藏降压分解模型。在此基础上,考虑冰存在的条件下,分析了绝对渗透率模型、相对渗透率模型及饱和度处理方法对水合物分解的影响。发现采用 Civan 绝对渗透率模型计算的产气速度低于同指数条件下 Masuda 模型的产气速度;在 Civan 模型条件下,采用第一、二种饱和度处理方法对计算结果影响不大,而采用第三种饱和度处理方法对计算结果具有较大影响;在 Masuda 模型条件下,三种饱和度处理方法对结果都会产生较大影响。提出了新的描述多孔介质中水合物分解的比面估算模型,该模型既能描述水合物以孔隙表面形式分解,也能描述水合物以粒子-粒子形式分解。结果表明,水合物以孔隙表面形式分解的速度要快于以粒子-粒子形式分解的速度。

关键词:水合物;数值模拟;渗透率;数学模型

中图分类号:TE132.2 **文献标识码:**A **文章编号:**1001-0890(2009)06-0011-07

天然气水合物是由天然气和水在一定的温度和压力条件下形成的一种非化学计量型的、似冰状的笼型晶体。由于其分布广、储量大、清洁而被认为是重要的潜在能源^[1-5],因此各国都在积极进行如何安全、高效、经济地开采天然气水合物的研究工作。随着对水合物研究的不断深入,水合物开采模型取得很大进展,从简单的描述水合物分解过程的经典 Stefan 方程^[6-9]到复杂的包含动力学过程的多相渗流模型。Yousif 等^[10]首先在水合物分解模拟中引入了 Kim-Bishnoi^[11]分解动力学模型,比面采用了 Koznery-Carman 估算方法^[12],但未考虑温度变化对于水合物分解的影响。Moridis 等^[13]建立了水合物开采的通用处理程序 Eoshhydr2,该模型是在通用多相、多组分、热流动多目的模拟器 Tough2 基础上改进的新模型,能够模拟典型的或自然水合物沉积下的热行为、非等温气体释放、流体流动行为等,在其相关的研究中^[14-15],渗透率模型分别采用了 Stone 模型^[16]和 Parker 模型^[17]。Tang 等^[18]用 Tough-Fx/ Hydrate 对水合物分解过程进行了模拟,并与其开展的实验进行了对比,但模型中未考虑冰的影响。Sun 等^[19]提出了考虑冰影响的水合物分解模型,绝对渗透率模型采用了 Civan 模型^[20],相对渗透率模型采用了 Brooks-Corey 模型。总之,由于水合物的特殊性,水合物沉积物参数(绝对渗透率、相对渗透率、比面等),至今未有一致的公认模型。目前文献

中也很少有报道水合物沉积参数模型对水合物分解的影响,尤其是在降压法开采中,结冰及冰融化等对这些参数模型的影响更是未知数。为此,笔者建立了降压法开采水合物的模型,系统分析了气-水-水合物-冰相多相渗流过程、水合物分解动力学过程、水合物相变过程、冰-水相变过程、热传导和热对流过程等对水合物分解以及产气和产水的影响,而后分析了一些重要参数模型对水合物分解模拟的影响。

1 数学模型

在降压法开采水合物藏模型中,考虑三组分(水合物、甲烷气和水)和四相(气相、水相、水合物相、冰相)。此外,还做了以下基本假设:1)只考虑甲烷气

收稿日期:2009-07-12;改回日期:2009-09-16

基金项目:国家高技术研究发展计划(“863”计划)项目“天然气水合物模拟开采技术研究”(编号:2006AA08A209)和国家重点基础研究发展计划(“973”计划)项目“南海天然气水合物富集规划与开采基础研究”(编号:2009CB219507)资助

作者简介:白玉湖(1976—),男,辽宁鞍山人,2002年毕业于石油大学(华东)石油工程专业,2006年获中国科学院力学专业博士学位,工程师,主要从事提高采收率、天然气水合物开采及灾害分析、渗流力学方面的研究工作。

联系电话:(010)84523729

形成的SI型水合物,不考虑盐的影响;2)冰的成分为纯水,冰一旦形成,就成为固态,不随流体流动,且冰—水相变瞬间完成,不考虑结冰的动力学过程;3)水相和气相的渗流符合达西定律;4)不考虑分子扩散及水动力学扩散。

气相控制方程:

$$\frac{\partial(\phi_g S_g)}{\partial t} = \left[\frac{g}{\mu_g} p_g \right] + \dot{m}_g + q_g \quad (1)$$

水相控制方程:

$$\frac{\partial}{\partial t} [\phi_w S_w + \phi_h S_h] = \left[\frac{w}{\mu_w} p_w \right] + \dot{m}_w + q_w \quad (2)$$

水合物相控制方程:

$$-\dot{m}_h = \frac{\partial(\phi_h S_h)}{\partial t} \quad (3)$$

能量方程:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha T) = \left[Tc_w \frac{w}{\mu_w} p_w \right] + \left[Tc_g \frac{g}{\mu_g} p_g \right] - \dot{m}_h Q_h + \dot{m}_i Q_i + q_e \quad (4)$$

其中, $\alpha = \phi_w S_w C_w + \phi_g S_g C_g + \phi_h S_h C_h + \phi_i S_i C_i + \rho_r C_r (1 - \phi)$; $t = \phi_w S_w + \phi_g S_g + \phi_h S_h + \phi_i S_i + (1 - \phi) \rho_r$ 。

饱和度方程:

$$S_w + S_g + S_h + S_i = 1 \quad (5)$$

毛管力方程:

$$p_c = p_w - p_g \quad (6)$$

如认为储层的岩石和流体是微可压缩的,则水相和岩石的状态方程为:

$$w = w_0 [1 + C_w (p_w - p_{w0})] \quad (7)$$

$$\phi = \phi_0 \left[1 + C_\phi \left(\frac{p_w + p_g}{2} - \frac{p_{w0} + p_{g0}}{2} \right) \right] \quad (8)$$

边界条件:

$$p(0, 0, 0, t) = p_{sp}, \quad T(0, 0, 0, t) = T_{sp}$$

$$v_{gn} = 0, \quad v_{wn} = 0, \quad (n = x, y, z)$$

初始条件:

$$p_g|_{t=0} = p_i, \quad S_h|_{t=0} = S_{hi}$$

$$S_{wi}|_{t=0} = S_{wi}, \quad T|_{t=0} = T_i$$

式中, $\rho_g, \rho_w, \rho_h, \rho_i, \rho_r$ 分别为气相、水相、水合物、冰相和岩石骨架的密度; ϕ 为孔隙度; p_w, p_g, p_f 分别为水相、气相及生产井底的压力; $\dot{m}_h, \dot{m}_g, \dot{m}_w$ 分别为水合物分解速率、水合物分解时的产气和产水速率; $C_w, C_{vg}, C_{pg}, C_r, C_h, C_i$ 分别为水的比热、气体的等容比热、气体的等压比热、岩石骨架的比热、水合物以及冰的比热; w, g, r, h, i 分别为水、气、岩石骨架、

水合物和冰的导热系数; C_w, C_ϕ 分别为水相、岩石孔隙的压缩系数; p_{w0}, p_{g0} 分别为水相和气相的参考压力; v_{gn}, v_{wn} 分别为气相和水相的渗流速度; Q_h 为水合物分解的相变潜热; q_g 和 q_w 为气水的源汇项; q_e 为从储层的底层和盖层所传递的能量; Q_i 为冰—水相变潜热; p_{sp} 和 T_{sp} 分别为生产井的压力和温度; p_i, S_{hi}, S_{wi}, T_i 分别为水合物层初始压力、初始水合物饱和度、初始含水饱和度和初始温度。

此外,由于水合物的特殊性还需要补充一些数学方程。

1.1 水合物分解动力学模型中新比面估算方法

采用 Kim-Bishnoi 模型描述水合物的合成和分解动力学过程^[11], Kim-Bishnoi 模型为:

$$\dot{m}_g = k_d A_s (f_{eq} - f) \quad (9)$$

式中, k_d 为水合物分解速率常数; f 为当地气体逸度; f_{eq} 为水气平衡时气体逸度; A_s 为比面。

该模型是目前较为认可的水合物分解动力学模型,但其比面 A_s 却较难确定,因其在水合物分解过程中是变化的。该参数在纯水合物条件下可以通过测量水合物颗粒的尺寸分布得到,但在多孔介质条件下难以得到。目前处理比面参数的方式有 Koznery-Carman 关系式和 Masuda 的比面估算方法。

Koznery-Carman 关系式为^[12]:

$$A_s = (\phi_e^2 / 2K)^{0.5} \quad (10)$$

式(10)可用来表示比面随水合物分解的变化情况。 ϕ_e 为有效孔隙度,考虑冰影响时 ϕ_e 的表达式为:

$$\phi_e = \phi_0 (1 - S_h - S_i) \quad (11)$$

式中, ϕ_0 为水合物完全分解后的孔隙度; S_w, S_g, S_h, S_i 为建立在整体孔隙体积上的水、气、水合物和冰饱和度。

式(11)建立的基础是:所有岩石孔隙表面均被水合物覆盖,且水合物分解是在孔隙表面上进行的。

Masuda 比面估算方法的公式为^[21]:

$$A_s = \phi S_h A_{si} \quad (12)$$

式中, A_{si} 为 $3.75 \times 10^5 \text{ m}^2/\text{m}^3$ 。

式(12)建立的基础是:认为水合物完全是以球形颗粒的形式存在于岩石孔隙中,其平均直径为 $16 \mu\text{m}$,分解是以粒子-粒子方式发生的。

实际上,自然状态下水合物的赋存方式十分复杂,可归纳为以下形态:1)水合物存在于沉积物颗粒

之间作为胶结物质;2)水合物覆盖在沉积物颗粒表面;3)水合物以粒子形式构成了储层沉积物的一部分;4)水合物以微粒形式存在于储层孔隙空间内;5)水合物和沉积物互为基质,互为填充物;6)水合物以脉状或者结状存在。Koznery-Carman 关系式实际上对应于第二种赋存形态, Masuda 比面估算方法则是对应于第四种赋存形态。基于此,笔者构建另外一种估计水合物分解比面方法,既可以描述水合物覆盖在沉积物颗粒表面,也可以描述其以微粒的状态存在于孔隙空间时的分解状况;既可以考虑孔隙表面的水合物分解,又能考虑水合物以粒子-粒子形式的分解,即:

$$p_c = \begin{cases} \exp(-43.8921173434628 + 0.776302133739303T - 7.27291427030502 \times 10^{-3}T^2 + 3.85413985900724 \times 10^{-5}T^3 - 1.03669656828834 \times 10^{-7}T^4 + 1.09882180475307 \times 10^{-10}T^5) & T < 273.2K \\ \exp(-1.9413850446456 \times 10^5 + 3.31018213397926 \times 10^3T - 22.5540264493806T^2 + 0.0767559117787059T^3 - 1.30465829788791 \times 10^{-4}T^4 + 8.8606531668757 \times 10^{-8}T^5) & T \geq 273.2K \end{cases} \quad (14)$$

在实际水合物存在的压力温度范围内(几兆帕到几十兆帕之间),压力对水冰点的影响非常微弱,因而,水-冰(A-I)的相平衡曲线可以采用一条直线的形式表示,即:

$$T = T_{qp} \quad (15)$$

在考虑冰-水相变存在时,水合物藏中可能存在相态组合系统包括:冰-水合物(I+H)、气-冰(G+D)、气-冰-水合物(G+I+H)、水-水合物(W+H)、水-气(W+G)、水-气-水合物(W+G+H)、水-冰-水合物(W+I+H)、水-冰-气(W+I+G)、水-气-水合物冰(W+G+H+D)等相态系统组合。可见,水合物藏开采过程中的相态系统变化非常复杂。

1.3 水合物相变吸热模型

水合物分解是一个吸热过程,每千克水合物分解需要吸收的热量为^[22]:

$$Q = AT + B \quad (16)$$

式中, A、B 为常数, A = -1050 J/(kg·K), B = 3527000 J/kg。

1.4 冰影响下的绝对渗透率模型

绝对渗透率和水、气相对渗透率是影响水合物分解的重要参数^[23]。在水合物分解过程中,储层孔隙空间发生变化,绝对渗透率和相对渗透率也随之改变。文献中广泛采用的绝对渗透率理论模型有 Civan 模型和 Masuda 模型。Civan 绝对渗透率模

$$A_s = W(\phi_e/2K)^{0.5} + (1 - W)\phi_{sh}A_{si} \quad (13)$$

式中, W 为权重,右边第一项为水合物覆盖在多孔介质表面上的份额,第二项为水合物以微粒子形式存在的份额。当 W = 0 时,表示水合物完全以微粒子形式存在;当 W = 1 时,则表示水合物以完全覆盖在多孔介质孔隙表面上的形式存在。

该比面参数估计方法可以提高对水合物分解比面估计的精度,但困难在于如何确定权重 W。

1.2 水合物及水的相平衡模型

水合物相平衡曲线的数学表达式为^[13]:

型为^[20]:

$$\frac{K}{K_0} = \frac{\phi_e}{\phi_0} \left[\frac{\phi_e(1 - \phi_0)}{\phi_0(1 - \phi_e)} \right]^2 \quad (17)$$

式中, K₀ 为最大绝对渗透率,是与 φ₀ 相对应的渗透率; φ₀ 为指数。

在笔者所建立的模型中,对该模型进行了修正,考虑当储层温度低于冰点时,绝对渗透率与冰饱和度分布相关,即绝对渗透率为水合物和冰饱和度的函数。

Masuda 绝对渗透率模型为^[21]:

$$K = K_0(1 - S_h) \quad (18)$$

式中, S_h 为渗透率降低指数。

笔者考虑冰的影响,对该模型进行修正,即:

$$K = K_0(1 - S_h - S_i) \quad (19)$$

式(19)可改写为:

$$K/K_0 = (\phi_e/\phi_0) \quad (20)$$

从式(17)和式(20)可看出, Masuda 模型和 Civan 模型具有相似的形式。

1.5 相对渗透率模型

目前还没有公认的含有水合物条件下的相对渗透率模型,实验测定水合物对渗透率的影响也较为困难。理论方面,相对渗透率模型依然沿用了幂律模型,一般都基于 Brooks-Corey 模型的幂律形式^[24]:

$$\begin{cases} K_{rg} = K_{rg}^0 (S_g^{e*})^{n_g} \\ K_{rw} = K_{rw}^0 (S_w^{e*})^{n_w} \end{cases} \quad (21)$$

式中, K_{rg}^0 、 K_{rw}^0 为相对渗透率曲线的末端值; n_g 、 n_w 分别为与气相、水相对应的指数。

然而,对 S_g^{e*} 、 S_w^{e*} 的处理方法却不尽相同,大体上有3种。Brooks-Corey模型采用了第一种饱和度处理方法,其计算公式为:

$$\begin{cases} S_w^{e*} = \frac{S_w^e - S_{wr}}{1 - S_{wr} - S_{gr}} \\ S_g^{e*} = \frac{S_g^e - S_{gr}}{1 - S_{wr} - S_{gr}} \\ S_g^e = \frac{S_g}{S_g + S_w} \\ S_w^e = \frac{S_w}{S_g + S_w} \end{cases} \quad (22)$$

式中, S_{wr} 和 S_{gr} 分别为束缚水饱和度和残余气饱和度。该模型中水、气饱和度均采用了有效饱和度,而束缚水和残余气饱和度仍采用油藏中饱和度的定义。

修正的Brooks-Corey模型采用了第二种饱和度处理方法,其计算公式为:

$$\begin{cases} S_g^{e*} = \frac{S_g^e - S_{gr}^e}{1 - S_{wr}^e - S_{gr}^e} \\ S_w^{e*} = \frac{S_w^e - S_{wr}^e}{1 - S_{wr}^e - S_{gr}^e} \\ S_{gr}^e = \frac{S_{gr}}{S_g + S_w} \\ S_{wr}^e = \frac{S_{wr}}{S_g + S_w} \end{cases} \quad (23)$$

该模型中水饱和度、气饱和度、束缚水和残余气饱和度均采用了有效饱和度。

第三种饱和度处理方法适用于常规油藏,其计算公式为:

$$\begin{cases} S_w^{e*} = \frac{S_w - S_{wr}}{1 - S_{wr} - S_{gr}} \\ S_g^{e*} = \frac{S_g - S_{gr}}{1 - S_{wr} - S_{gr}} \end{cases} \quad (24)$$

该模型对饱和度未作任何处理,直接采用常规油藏饱和度的定义。

2 数值求解方法

当考虑冰对水合物分解的影响时,水合物藏中存在众多的相态组合。如果仍然采用传统方法进行求解会导致计算量很大,而基本变量转换方法却可

以很好地处理此类问题^[17]。所谓的基本变量就是从离散的控制方程中直接求解出基本未知量,对每一个网格而言,基本变量的选择都是从系统所涉及的变量中选取,如压力、各相饱和度和温度等。在降压法开采水合物藏的系统,压力总被当作基本变量,水、气、水合物和冰的饱和度则是根据各相所处的相态来确定。其中基本变量的选取是依据系统内水相和冰相转换而确定的,水相的基本变量为 p_g 、 S_w 、 S_h 、 T ,水-冰相的基本变量为 p_g 、 S_w 、 S_h 和 S_i ,冰相的基本变量为 p_g 、 S_h 、 S_i 和 T 。

在每一个时间步内,首先确定每一个网格所处的相态组合情况,然后确定所要求解的基本变量,从而确定要求解的控制方程。当网格处于水相时,求解式(1)、(2)、(3)和(4),式(2)不考虑冰影响;当网格处于水-冰相时,不求解式(4);当网格处于冰相时,求解式(1)、(2)、(3)和(4),式(2)不考虑水影响。采用有限差分方法对控制方程进行离散,对流项采用迎风格式,扩散项采用二阶中心差分格式。先用显式求解水合物饱和度,后用隐式求解气相压力,再求解相关相饱和度,最后用隐式求解能量方程得到温度分布,具体离散形式及求解步骤见文献[16]。模型求解时所有的基本参数为: $C_w = 5.0 \times 10^{-10} \text{ Pa}^{-1}$; $n_g = 1.5$; $C_b = 8.0 \times 10^{-10} \text{ Pa}^{-1}$; $n_w = 4.0$; $\mu_w = 0.56 \text{ W}/(\text{K} \cdot \text{m})$; $\mu_g = 1.0 \times 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$; $\rho_g = 0.07 \text{ W}/(\text{K} \cdot \text{m})$; $\phi = 0.3$; $r = 3.00 \text{ W}/(\text{K} \cdot \text{m})$; $K_0 = 3.97 \times 10^{-13} \text{ m}^2$; $h = 0.49 \text{ W}/(\text{K} \cdot \text{m})$; $S_{wi} = 0.20$; $\tau = 3.4 \text{ W}/(\text{K} \cdot \text{m})$; $S_{hi} = 0.62$; $c_w = 4211 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$; $p_i = 6.0 \times 10^6 \text{ Pa}$; $c_r = 840 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$; $p_{pp} = 1.0 \times 10^6 \text{ Pa}$; $c_h = 1800 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$; $\tau = 900 \text{ kg}/\text{m}^3$; $c_vg = 2206 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$; $\tau = 2.5 \times 10^3 \text{ kg}/\text{m}^3$; $c_l = 2100 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$; $\mu_g = 1.0 \times 10^5 \text{ Pa} \cdot \text{s}$; $T_i = 280.0 \text{ K}$; $r_g = 0.1 \text{ m}$; $k_{oi} = 3.6 \times 10^4 \text{ mol}/(\text{m}^2 \cdot \text{Pa} \cdot \text{s})$; $h = 910 \text{ kg}/\text{m}^3$ 。

3 参数模型对水合物分解的影响

3.1 绝对渗透率模型的影响

将 Civan 模型中的指数 n 定为 3.0, Masuda 模型中的指数 n 定为 3.0 和 6.0, 计算产气速度, 结果见图 1。从图 1 可看出, 采用 Civan 模型计算的产气速度低于同指数条件下的 Masuda 模型, 且在 Masuda 模型中, 随着指数的减小, 产气速度增加。因为指数增加, 随着水合物饱和度的增加绝对渗透率

下降速度加快,水合物饱和度对渗透率影响增大。因此,随着指数增加,水合物藏绝对渗透率降低,压力传播受到限制,产气速度降低。

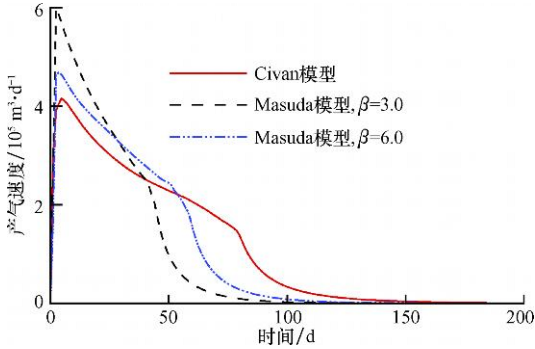


图 1 Civan 模型和 Masuda 模型计算的产气速度比较

图 2 给出了 Civan 模型和 Masuda 模型对产水速度的影响。从图 2 可看出,绝对渗透率几乎不影响最大产水速度,但影响到最大产水速度出现的时间。Civan 模型计算的最大产水速度其出现的时间要迟于同指数条件下的 Masuda 模型。Masuda 模型中,随着指数的增大,最大产水速度出现的时间越晚。

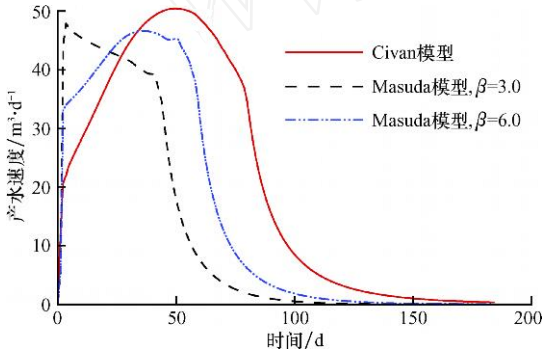


图 2 Civan 模型和 Masuda 模型计算的产水速度比较

在计算中发现,Civan 模型计算的累计产气量要高于 Masuda 模型计算的产气量,这是因为 Masuda 模型计算的绝对渗透率高,因而水合物藏中压力降低很快,水合物快速分解吸热明显,导致了地层中温度降低过快,冰饱和度增加,从而导致累计产气量减少。同样的规律也体现在对累计产水量的影响,低指数的 Masuda 模型预测的累计产水量最低。

3.2 饱和度处理方法的影响

分别比较了当绝对渗透率采用 Civan 模型和 Masuda 模型时,饱和度处理方式对水合物分解产气、产水速度的影响。图 3、4 为绝对渗透率采用 Civan 模型时,三种不同饱和度处理方式下的产气、产水速度。

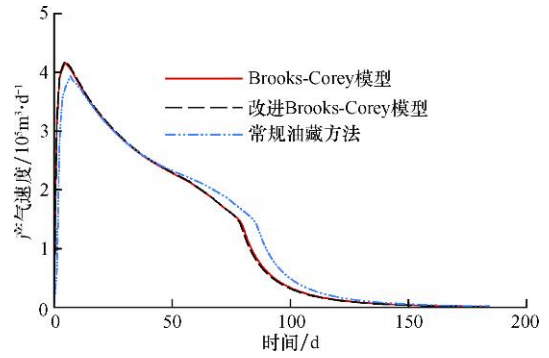


图 3 Civan 模型条件下,不同饱和度处理方式对产气速度的影响

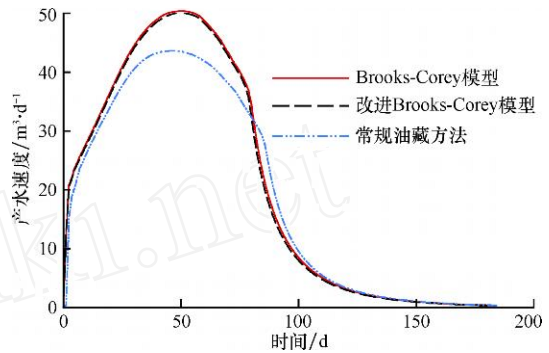


图 4 Civan 模型条件下,不同饱和度处理方式对产水速度的影响

从图 3、4 可看出,第一种和第二种饱和度处理方式对计算结果的差别不大,而第三种处理饱和度方法会有较大的影响,计算得到的平稳产气期延长,产水速度降低,平稳产水期延长,累计产气量增多,累计产水量减少。

图 5、6 分别为绝对渗透率采用 Masuda 模型,三种不同饱和度处理方式下的产气、产水速度。从图 5、6 可看出,在 Masuda 模型下,不同饱和度处理方式对计算结果影响较大,尤其对产水速度影响更为明显。在产气方面,第一种饱和度处理方法产气速度最低,但平稳产气期最长;第二种饱和度处理方法产气速度最大,但平稳产气期最短;第三种饱和度

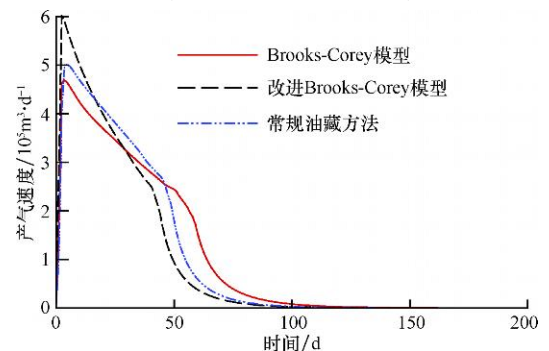


图 5 Masuda 模型条件下,不同饱和度处理方式对产气速度的影响

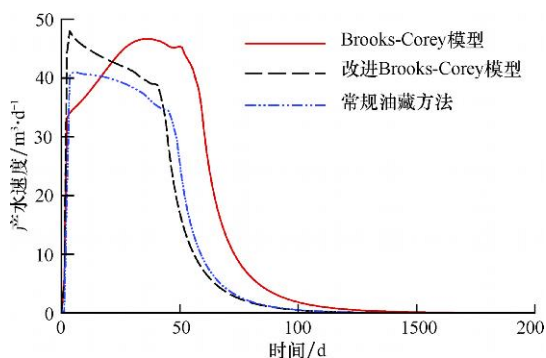


图6 Masuda模型条件下,不同饱和度处理方式对产水速度的影响

处理方法产气速度和平稳产气期介于前两种处理方法之间。在产水方面,第一和第二种饱和度处理方法对产水速度的最大值影响不大,但却对最大产水速度出现的时间影响明显。第一种处理方法最大产水速度出现的时间要明显晚于第二种处理方法。第三种饱和度处理方法在最大产水速度方面要低一些,但其出现最大产水速度的时间与第二种处理方法相当,明显早于第一种处理方法。

总之,如果采用 Civan 模型来计算绝对渗透率,若考虑冰的影响,第一种和第二种饱和度处理方法对计算结果影响不大。而第三种处理方法对计算结果具有较大影响。如果采用 Masuda 模型来计算绝对渗透率,若考虑冰的影响,三种饱和度处理方法对计算结果都会产生较大影响,尤其对产水的影响最为明显。

3.3 比面模型的影响

以 W 分别等于 0、0.1、0.5 和 1.0 为例,分析比面变化对于水合物分解产气、产水的影响。图 7 给出了比面对水合物藏产气速度的影响。从图 7 可看出,在同样水合物饱和度下,当 $W = 0$,即水合物以粒子-粒子形式分解时,水合物藏的产气速度最低;当 $W = 1$ 时,即采用 Koznery-Carman 比面估算方

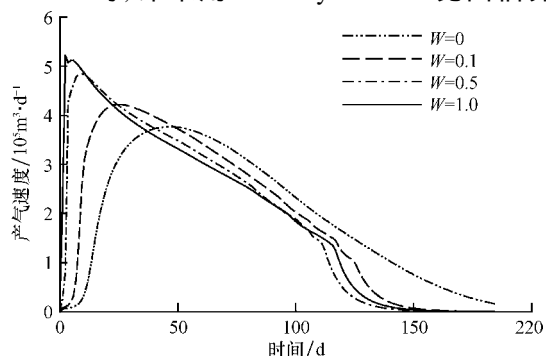


图7 比面对产气速度的影响

法,分解产气速度最高。随着权重增加,水合物藏产气速度逐渐增加,且水合物藏最大产气速度出现的时间也随着权重增加逐渐提前。当 $W = 0$,在水合物分解第 50 天时达到最大产气速度;而当 $W = 1$ 时,几乎一开始就达到了最大产气速度。

图 8 给出了水合物藏产水速度随 W 变化情况,从图 8 可看出,最大产水速度受权重影响不是太大,但随着 W 的增大,初期产水速度增加变快。总体说来,水合物以孔隙表面形式分解的速度要快于以粒子-粒子形式分解的速度。

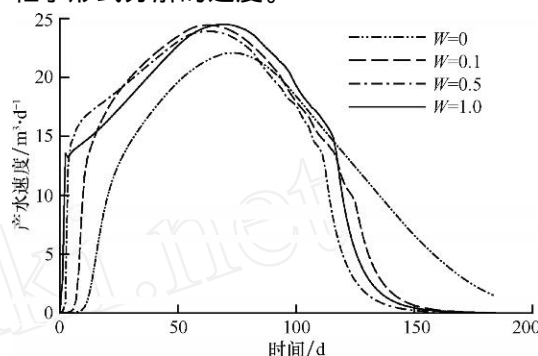


图8 比面对产水速度的影响

4 结论

1) 系统考虑了气-水-水合物-冰相多相渗流过程、水合物分解动力学过程、水合物相变过程、冰—水相变过程、热传导、热对流过程等对水合物分解以及产气和产水的影响,建立了降压法开采水合物藏模型。

2) 对 Civan 模型和 Masuda 模型进行了修正,引入冰的影响,分析了绝对渗透率模型对产气和产水的影响,发现采用 Civan 模型计算的产气速度低于同指数条件下 Masuda 模型计算的产气速度,且在 Masuda 模型中,随着指数的减小,产气速度增大。两种模型几乎具有同样的最大产水速度,但最大产水速度出现的时间不同。

3) 分析三种饱和度处理方法对水合物分解产气、产水速度的影响,发现:如果采用 Civan 模型来计算绝对渗透率,当考虑冰的影响时,第一种和第二种饱和度处理方法对计算结果影响不大,而采用第三种处理方法对计算结果具有较大的影响;如果采用 Masuda 模型来计算绝对渗透率,则三种饱和度处理方法对结果都会产生较大影响,尤其对产水速度影响最为明显。

4) 提出了水合物分解比面确定的新方法,既能

考虑水合物以孔隙表面形式的分解也能考虑到水合物以粒子-粒子形式的分解。结果表明,水合物以孔隙表面形式分解的速度要快于以粒子-粒子形式分解的速度。可见,需要进一步深入研究参数模型对水合物分解的影响。

参 考 文 献

- [1] Burshears M, Obrien T J, Malone R D. A multi-phase, multi-dimensional, variable composition simulation of gas production from a conventional gas reservoir in contact with hydrates[R]. SPE 15246, 1986.
- [2] Kvenvolden K A. A primer on the geological occurrence of gas hydrate[M]. Henriot J P, Mienert J. Gas hydrates: relevance to world margin stability and climate change. Bath: The Geological Society Publishing House, 1998: 9-30.
- [3] 刘华, 李相方, 隋秀香, 等. 天然气水合物勘探技术研究现状[J]. 石油勘探技术, 2006, 34(5): 87-90.
- [4] 许俊良, 薄万顺, 朱杰然. 天然气水合物勘探技术取心关键技术进展[J]. 石油勘探技术, 2008, 36(5): 32-36.
- [5] 宁伏龙, 蒋国盛, 张凌, 等. 影响天然气水合物地层并壁稳定的关键因素分析[J]. 石油勘探技术, 2008, 36(3): 59-61.
- [6] Makogon Y F. Hydrate of hydrocarbons[M]. Tulsa: PennWell Publishing Company, 1997.
- [7] Chuang Ji, Goodarz Ahmadi, Duane H Smith. Constant rate natural gas production from a well in a hydrate reservoir[J]. Energy Conversion and Management, 2003, 44(15): 2403-2423.
- [8] Naval Goel, Michael W, Subhash S. Analytical modeling of gas recovery from in situ hydrates dissociation[J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2001, 29(2): 115-127.
- [9] Goodarz A, Chuang J, Duane H S. Numerical solution for natural gas production from methane hydrate dissociation[J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2004, 41(4): 269-285.
- [10] Yousif M H, Abass H H, Selim M S, et al. Experimental and theoretical investigation of methane gas hydrate dissociation in porous media[R]. SPE 18320, 1991.
- [11] Kim H C, Bishnoi P R, Heidemann R A, et al. Kinetics of methane hydrate dissociation[J]. Chemical Engineering Science, 1987, 42(7): 1645-1653.
- [12] Amyx H C, Bass D M, Whiting R L. Petroleum reservoir engineering physical properties [M]. New York: McGraw-Hill Book Company, 1960.
- [13] Moridis G J. Numerical studies of gas production from methane hydrates[R]. SPE 87330, 2002.
- [14] Moridis G J, Timothy S C. Strategies for gas production from hydrate accumulations under various geological and reservoir conditions: proceedings, tough symposium 2003, Lawrence Berkeley National Laboratory, Berkeley, May 12-14, 2003[C].
- [15] Moridis G J, Yongkoo S, Timothy J K. Study of reaction kinetics of methane hydrate dissociation in porous media: the 5th International Conference on Gas Hydrates, Trondheim, March 10, 2005[C].
- [16] Stone H L. Probability model for estimating three-phase relative permeability[J]. JPT, 1970, 22(2): 214-218.
- [17] Parker J C, Lenhard R J, Kuppasarny T. A parametric model for constitutive properties governing multiphase flow in porous media[J]. Water Resource Research, 1987, 23(4): 618-624.
- [18] Tang L G, Li X S. Control mechanisms for gas hydrate production by depressurization in different scale hydrate reservoirs[J]. Energy & Fuels, 2007, 21(1): 227-233.
- [19] Sun X F, Kishore K M. Kinetic simulation of methane hydrate formation and dissociation in porous media[J]. Chemical Engineering Science, 2006, 61(11): 3476-3495.
- [20] Civan F C. Scale effect on porosity and permeability: kinetics, model and correlation[J]. AIChE Journal, 2001, 47(2): 271-287.
- [21] Masuda Y, Kurihara M, Ochuchi H, S et al. A Field-scale simulation study on gas productivity of formations containing gas hydrates: proceedings of the 4th international conference on gas hydrates, Yokohama, May 19-23, 2002[C].
- [22] Kamath V. Study of heat transfer characteristics during dissociation of gas hydrate in porous media [D]. Pittsburgh: University of Pittsburgh, 1983.
- [23] Bai Y H, Li Q P, Yu X C, et al. Numerical study on the dissociation of gas hydrate and its sensitivity to physical parameters[J]. China Ocean Engineering, 2007, 21(4): 625-636.
- [24] Lake L W. Enhanced Oil Recovery [M]. Englewood Cliffs: Prentice-Hall Inc, 1989.

[审稿 任韶然]

The Effects of Parameter Model on the Simulation of Gas Hydrate Dissociation in Porous Media by Depressurization

Bai Yuhu¹ Li Qingping¹ Zhao Ying²

(1. Research Center, China National Offshore Oil Corporation, Beijing, 100027, China; 2. Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing, 100080, China)

Abstract: A mathematical model of gas hydrate dissociation by depressurization was developed considering the gas-water-hydrate-ice multiphase flow, the intrinsic kinetic process of hydrate dissociation, the endothermic process of hydrate dissociation, ice-water phase equilibrium, the convection and conduction. The effects of different absolute permeability models, relative permeability models and saturation treatment methods on hydrate dissociation are analyzed with the existing of ice. The results show that the gas rate evaluated with Civan model is higher than that of Masuda model. In Civan model, the 3rd saturation treatment method has more effect on gas rate than the 1st and 2nd methods. In Masuda model, all three saturation treatment methods have obvious effect on gas rate. A new specific area model for hydrate dissociation in porous media is proposed. This model can describe the hydrates dissociation in terms of pore surface and particle by particle. Results show that hydrates dissociation in terms of pore surface is faster than that of particle by particle.

Key words: hydrate; numerical simulation; permeability; mathematical model