

非常规天然气

# 天然气水合物分解引起多孔介质变形流固耦合研究

刘乐乐, 鲁晓兵, 张旭辉

(中国科学院力学研究所, 土力学实验室, 北京 100190)

**摘要:**水合物地层变形是天然气水合物开采安全性评价的关键参数。提出了考虑传热、水合物分解相变、多相渗流和地层变形4个物理效应的一维多孔介质中水合物降压分解数学模型,在验证该模型适用性之后进行了粉细砂多孔介质变形敏感性分析。基于基本假设可以得到以下结论:出口压强是影响多孔介质变形的主要因素,出口压强越小,多孔介质最终变形越大,且完成变形所需时间越长。环境温度和多孔介质绝对渗透率对多孔介质最终变形没有影响,但会改变多孔介质完成变形所需时间的长度。

**关键词:**天然气水合物;多孔介质变形;流固耦合;数值模拟

**中图分类号:**TE132.2      **文献标志码:**A      **文章编号:**1672-1926(2013)05-1079-07

**引用格式:**Liu Lele, Lu Xiaobing, Zhang Xuhui. Numerical study on porous media's deformation due to natural gas hydrate dissociation considering fluid-solid coupling[J]. Natural Gas Geoscience, 2013, 24(5): 1079-1085. [刘乐乐, 鲁晓兵, 张旭辉. 天然气水合物分解引起多孔介质变形流固耦合研究[J]. 天然气地球科学, 2013, 24(5): 1079-1085.]

## 0 引言

天然气水合物广泛分布在永久冻土层以及海洋大陆斜坡和深海地层或沉积物中<sup>[1-3]</sup>,具有分布广、储量大和能量密度高等特点,被认为是21世纪最为重要的替代能源之一<sup>[4]</sup>,引起了国内外的广泛关注。

水合物以固体形式贮存于地层孔隙中,形成水合物地层。目前,水合物的开采方法主要有降压法、注热法、化学试剂法和置换法<sup>[5-6]</sup>。水合物开采涉及传热、水合物分解相变、多相渗流和地层变形4个相互影响的物理效应<sup>[7]</sup>。

传热过程是指温差引起能量转移的过程,水合物开采时引起温差的因素主要包括高温液体注入和水合物分解吸热;水合物分解相变过程是指固态水合物相变产生天然气和水的过程;多相渗流过程是指气相、液相和固相(水合物和骨架细小颗粒)在多

孔介质中的渗流过程,伴随着水合物相变引起气相、液相的增加和地层参数的改变;地层变形过程是指地层有效应力和强度改变引起变形的过程,多相渗流、水合物分解引起的孔隙压力变化和上覆总压力变化均会引起有效应力发生改变,固体水合物饱和度的变化使地层强度发生改变。

降压法具有操作简单,经济廉价的特点,被认为是水合物商业化开采的首选方法<sup>[5]</sup>。目前许多研究人员对降压法进行了大量的数值模拟研究工作。Ahmadi等<sup>[8]</sup>基于水合物分解锋面假设提出了降压法的一维数学模型,但是该模型没有考虑水合物分解后孔隙水的渗流。Sun等<sup>[9]</sup>提出的一维数学模型用水合物分解动力学模型描述水合物分解相变,能量守恒方程考虑了甲烷气体节流效应的影响。Moridis等<sup>[10]</sup>提出的数学模型综合考虑了传热、两相渗流和水合物分解相变,可以模拟多种类型地层中水

收稿日期:2012-12-23;修回日期:2013-01-31.

基金项目:国家自然科学基金项目“水合物热分解引起地层分层破坏实验室研究”(编号:11102209);“冻土区天然气水合物注热开采方法研究”(编号:11272314)联合资助.

作者简介:刘乐乐(1986-),男,河南鹤壁人,博士研究生,主要从事天然气水合物开采涉及的力学问题研究. E-mail: hydrate\_liu@163.com.

合物的开采过程。Kimoto 等<sup>[11]</sup>提出的数学模型考虑了地层变形的影响,但是没有对其适用性进行验证。Rutqvist 等<sup>[12]</sup>提出的数学模型用 TOUGH + HYDRATE 软件描述传热、水合物分解相变和两相渗流过程;用 FLAC3D 软件描述地层变形过程,但是 2 个软件之间的参数传递多数基于经验性函数。假设地层不变形的水合物开采数值模拟研究比较常见,而可以计算地层变形的数值模拟研究工作还处于初级阶段。

本文提出的一维水合物降压分解数学模型综合考虑了 4 个物理效应,采用 IMPES 方法进行求解,以 Masuda 实验数据验证模型的适用性后,对粉细砂多孔介质变形的影响因素进行了敏感性分析。

## 1 模型提出

一维多孔介质中水合物降压分解如图 1 所示。基本假设有:①气相为纯甲烷,不考虑甲烷在水中的溶解;②水相和气相的渗流分别满足达西定律;③不考虑水中盐离子对水合物分解过程的影响;④多孔介质侧面无摩擦。

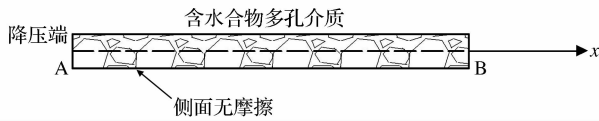


图 1 一维多孔介质中水合物降压分解示意

Figure 1 Natural gas hydrate dissociation by depressurization in one-dimensional porous media

### 1.1 质量守恒方程

气相、水相、水合物相和多孔介质骨架相的质量守恒方程如方程式(1)–(4)所示

$$\frac{\partial}{\partial t}(\xi_g \rho_g) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho_g U_g) = \dot{m}_g \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\xi_w \rho_w) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho_w U_w) = \dot{m}_w \quad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\xi_h \rho_h) = \dot{m}_h \quad (3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\xi_s \rho_s) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho_s u_s) = 0 \quad (4)$$

式(1)–(4)中: $\xi$ 为体积分数; $\rho$ 为密度; $U$ 为水气两相渗流速度; $u_s$ 为多孔介质骨架的变形速度。各参数下标 g、w、h 和 s 分别代表气相、水相、水合物相和骨架相。甲烷气体的密度满足下式:

$$\rho_g = \frac{Z_g P_g M_g}{RT} \quad (5)$$

式(5)中: $Z_g$ 为天然气压缩因子,其值对压力最为敏

感,在较小的压力条件下接近于 1.0。

四相体积分数满足下式:

$$\xi_g + \xi_w + \xi_h + \xi_s = 1 \quad (6)$$

### 1.2 气水两相渗流方程

气水两相渗流速度分别满足达西定律

$$U_g - u_s = -\frac{k_{rg} K}{\mu_g} \frac{\partial P_g}{\partial x} \quad (7)$$

$$U_w - u_s = -\frac{k_{rw} K}{\mu_w} \frac{\partial P_w}{\partial x} \quad (8)$$

式(7)–(8)中: $K$ 是含水合物多孔介质的绝对渗透率; $k_{rw}$ 和 $k_{rg}$ 分别为水气两相的相对渗透率; $P$ 为孔隙压力; $\mu$ 是动力黏滞系数。气相孔隙压力和水相孔隙压力满足下式:

$$P_g - P_w = p_c \quad (9)$$

式(9)中: $p_c$ 为毛细管压力,并满足下式:

$$p_c = p_c^e \left[ \frac{\xi_w}{\xi_g + \xi_w} - S_{wr} \right]^{-n_c} \quad (10)$$

式(10)中: $p_c^e$ 是名义毛细管压力; $n_c$ 为经验指数; $S_{wr}$ 为束缚水饱和度。

采用 Masuda 渗透率下降模型<sup>[13]</sup>描述含水合物多孔介质的绝对渗透率

$$K = K_0 \left[ 1 - \frac{\xi_h}{1 - \xi_s} \right]^N \quad (11)$$

式(11)中: $K_0$ 为不含水合物多孔介质的绝对渗透率; $N$ 为渗透率下降指数。采用 Corey 模型描述相对渗透率,公式为:

$$k_{rg} = \left[ \frac{\xi_g}{\xi_g + \xi_w} - S_{gr} \right]^{n_g} \quad (12)$$

$$k_{rw} = \left[ \frac{\xi_w}{\xi_g + \xi_w} - S_{wr} \right]^{n_w} \quad (13)$$

式(11)–(13)中: $S_{gr}$ 为残余气饱和度; $n_g$ 和 $n_w$ 为经验指数。

### 1.3 能量守恒方程

含水合物多孔介质的能量守恒方程如下:

$$(\xi_g \rho_g C_g + \xi_h \rho_h C_h + \xi_w \rho_w C_w + \xi_s \rho_s C_s) \frac{\partial T}{\partial t} +$$

$$(\rho_g U_g C_g + \rho_w U_w C_w + \rho_s u_s C_s) \frac{\partial T}{\partial x} -$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) = \dot{m}_h \Delta H + \dot{q}_m \quad (14)$$

式(14)中: $C$ 为比热容; $T$ 为温度; $\dot{q}_m$ 为单位时间内单位体积多孔介质从环境吸收的热量; $\lambda$ 为多孔介质的热传导系数,满足下式:

$$\lambda = \xi_w \lambda_w + \xi_g \lambda_g + \xi_h \lambda_h + \xi_s \lambda_s \quad (15)$$

$\Delta H$  为水合物分解相变潜热,满足下式:

$$\Delta H = H_0 + C_a T \quad (16)$$

#### 1.4 多孔介质变形场方程

用有效应力表示的水平一维多孔介质骨架的平衡方程如下:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \sigma_e + \frac{\xi_g}{\xi_g + \xi_w} P_g + \frac{\xi_w}{\xi_g + \xi_w} P_w \right) = 0 \quad (17)$$

式(17)中: $\sigma_e$  为多孔介质骨架的有效应力。含水合物多孔介质本构方程如下:

$$\sigma_e = -E\varepsilon \quad (18)$$

几何方程如下:

$$\varepsilon = \frac{\partial l}{\partial x} \quad (19)$$

式(18)–(19)中: $\varepsilon$  为多孔介质骨架的应变变量; $E$  为多孔介质骨架的变形模量; $l$  为多孔介质骨架的变形量。

大量的三轴剪切实验结果表明,含水合物沉积物的变形模量以及强度随着水合物饱和度的增大而增大,但是对含水合物沉积物变形模量与水合物饱和度之间关系进行准确的定量描述仍然十分困难<sup>[14]</sup>。在此采用线性模型反映水合物饱和度对含水合物沉积物变形模量的影响,即:

$$E = E_0 + \frac{S_h}{S_{h0}} (E' - E_0) \quad (20)$$

式(20)中: $E_0$  为不含水合物多孔介质的变形模量; $E'$  为水合物饱和度为  $S_{h0}$  时多孔介质的变形模量。

#### 1.5 水合物分解动力学模型

根据水合物的分解反应方程式  $\text{NH}_4 \cdot N_H \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{NH}_4 + N_H \text{H}_2\text{O}$  可以得到如下关系:

$$\dot{m}_h = -\dot{m}_g \frac{M_h}{M_g} \quad (21)$$

$$\dot{m}_w = \dot{m}_g \frac{N_H M_w}{M_g} \quad (22)$$

式(21)–(22)中: $M$  为摩尔质量; $N_H$  为水合物数。

单位体积水合物分解产生气相的质量速率用 Kim 模型<sup>[15]</sup> 描述:

$$\dot{m}_g = k_d M_g A_s (f_e - f) \quad (23)$$

式(23)中: $k_d$  为水合物分解动力学反应系数; $A_s$  为水合物分解反应比表面积; $f$  和  $f_e$  分别为甲烷气体逸度和三相平衡逸度,分别用甲烷气体压力  $P_g$  和水合物相平衡压力  $p_{eq}$  代替。水合物相平衡采用下式描述:

$$p_{eq} = 1.15e^{49.3 - \frac{9.46 \times 10^3}{T}} \quad (24)$$

水合物分解动力学反应系数满足下式:

$$k_d = k_0 e^{-\frac{\Delta E}{RT}} \quad (25)$$

式(25)中: $k_0$  为水合物分解固有速率常数; $\Delta E$  为水合物分解激活能。

水合物分解反应比表面积  $A_s$  满足下式

$$A_s = \sqrt{\frac{(\varphi_{wg})^3}{2K}} \quad (26)$$

式(26)中: $\varphi_{wg}$  为有效孔隙率,满足下式:

$$\varphi_{wg} = \varphi(1 - S_h) = \xi_g + \xi_w \quad (27)$$

#### 1.6 初始条件和边界条件

初始条件( $0 \leq x \leq L, t = 0$ ):

$$P_g = P_e, T = T_e, \xi_g = \xi_{g0}, \xi_w = \xi_{w0},$$

$$\xi_h = \xi_{h0}, \xi_s = \xi_{s0},$$

$$U_g = 0, U_w = 0, u_s = 0$$

边界条件:

$$P_g = P_0, T = T_e \quad (x = 0, t \geq 0)$$

$$\frac{\partial P_g}{\partial x} = 0, T = T_e \quad (x = L, t \geq 0)$$

## 2 模型验证

均匀划分网格,采用有限差分法对数学模型进行离散,运用 C 语言编制相关代码,基于 IMPES 求解思路隐式求解压强分布和温度场,显示求解饱和度和、渗流速度和多孔介质变形。

用 Masuda 水合物分解实验数据<sup>[16]</sup> 对模型适用性进行验证。实验采用岩心长为 30cm、直径为 5.1cm,直径远远小于岩心长度,可近似为水平一维情况。相关实验参数如表 1 所示。水合物岩心放置于恒温浴槽中,单位时间单位体积水合物岩心从外界吸收热量具有如下形式:

$$\dot{q}_m = \frac{4}{D} h (T_e - T) \quad (28)$$

式(28)中: $h$  为对流换热系数; $D$  为水合物岩心直径。

图 2 是累积产气量  $G_p$  随时间变化历程的数值模拟结果与 Masuda 实验数据对比图。水合物分解初期产气速率较高,之后进入产气速率相对稳定阶段,末期产气速率为 0,产气过程结束。图 3 是水合物岩心轴心 3 个不同位置的温度随时间变化历程的数值模拟结果和 Masuda 实验数据对比图。其中,位置 a 距出口降压端为 0.375cm,位置 b 距出口降压端为 15.0cm,位置 c 距出口降压端为 22.5cm。水合物分解需要吸收热量,热量来源包括岩心外恒温水浴和岩心本身。如果恒温水浴向岩心传递的热量不足以满足水合物分解需要吸收的热量,则岩心温度降低,一方面加大恒温水浴与水合物岩心温差提高传热效率,另一方面水合物岩心释放本身潜热

表 1 Masuda 实验相关参数<sup>[14,16]</sup>

Table 1 Parameters of Masuda's experiment

参数	数值	参数	数值	参数	取值	参数	取值
$T_e/K$	275.45	$K_0/\times 10^{-3}\mu\text{m}^2$	97.98	$C_h/[(\text{J}/\text{kg})/K]$	2 220	$h/[(\text{W}/\text{m}^2)/K]$	16.6
$T_0/K$	275.45	$N$	9	$C_s/[(\text{J}/\text{kg})/K]$	750	$D/\text{m}$	0.051
$P_{g0}/\text{MPa}$	3.75	$\lambda_g/[(\text{W}/\text{m})/K]$	0.056	$\rho_w/[(\text{kg}/\text{m}^3)]$	1 000	$H_0/(\text{J}/\text{kg})$	-132.638
$P_0/\text{MPa}$	2.84	$\lambda_w/[(\text{W}/\text{m})/K]$	0.5	$\rho_h/(\text{kg}/\text{m}^3)$	917	$C_a/[(\text{J}/\text{kg})/K]$	-446 120
$\xi_{h0}$	0.081	$\lambda_b/[(\text{W}/\text{m})/K]$	0.46	$\rho_s/(\text{kg}/\text{m}^3)$	2 150	$k_0/[10^4\text{mol}/\text{m}^2/(\text{Pa}/\text{s})]$	3.6
$\xi_{g0}$	0.064	$\lambda_s/[(\text{W}/\text{m})/K]$	2.9	$\mu_w/(10^{-3}\text{Pa}\cdot\text{s})$	1.0	$\Delta E/(\text{kJ}/\text{mol})$	81
$\xi_{w0}$	0.037	$C_g/[(\text{J}/\text{kg})/K]$	2 180	$E'/\text{GPa}$	2.84	$n_w$	4
$\xi_{s0}$	0.818	$C_w/[(\text{J}/\text{kg})/K]$	4 200	$E_0/\text{GPa}$	2.18	$n_g$	2

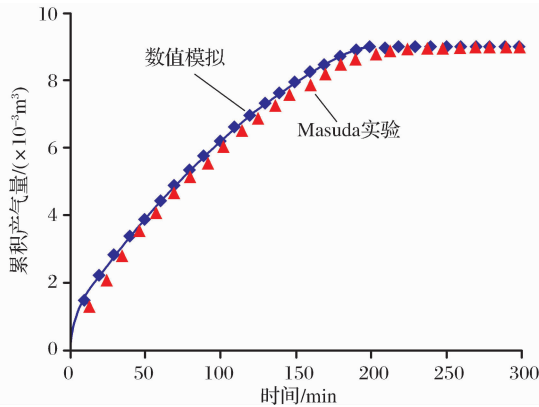


图 2 累积产气量变化历程

Figure 2 Revolution of cumulative gas production

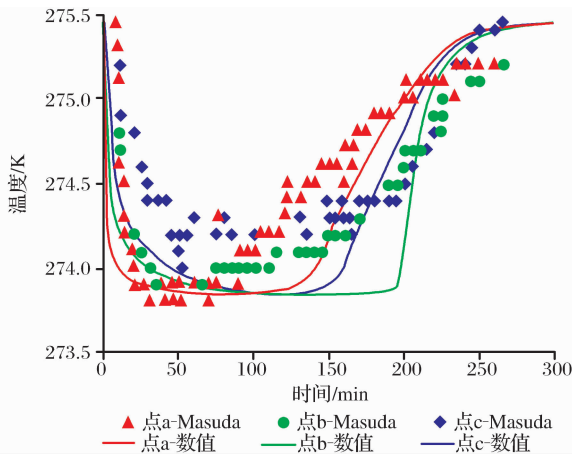


图 3 水合物岩心轴心 3 个不同位置温度变化历程

Figure 3 Revolutions of temperatures at three different positions of hydrate-bearing core

用于水合物分解,直到热量实现供需平衡,水合物岩心保持不变。水合物分解结束后,在恒温水浴加热下水合物岩心温度升高,逐渐恢复至恒温水浴温度。图 2 和图 3 表明,数值模拟结果与 Masuda 实验数据非常接近,模型具有较好的适用性。图 4 是水合物岩心末端变形量随时间变化历程的数值模拟结果。水合

物岩心为 Berea 砂岩,变形模量大,难于被压缩,且水合物饱和度对岩心变形模量影响较小,初始变形量为  $-0.24\text{mm}$ ,最终变形量仅为  $-0.30\text{mm}$ ,基本上没有轴向变形。

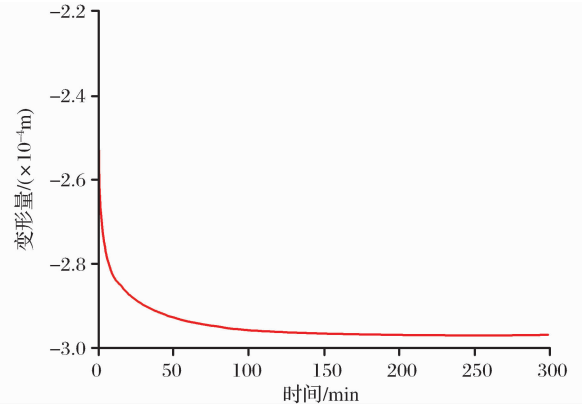
图 4 水合物岩心 B 点变形量变化历程  
(负号表示岩心被压缩)

Figure 4 Revolution of deformation at position B of hydrate-bearing core

### 3 敏感性分析

在我国南海北部陆坡区域发现的含水合物地层由粉细砂或者粉质黏土组成,变形模量远远小于 Berea 砂岩,且水合物饱和度对地层变形模量影响更为明显,水合物开采会引发更大的地层变形,诱发地质灾害以及上覆结构物发生破坏的可能性大大增加,因而对粉细砂多孔介质变形影响因素进行敏感性分析具有重要意义。

假设水合物饱和度为 0.445 时的粉细砂多孔介质变形模量  $E'$  为  $200\text{MPa}$ ,Masui 等<sup>[17]</sup>指出水合物分解后多孔介质变形模量约为原来的  $1/5$ ,则表 1 中的  $E_0$  可取值  $40\text{MPa}$ 。含水合物多孔介质的有效应力和变形模量对其变形具有重要影响。孔隙流体压强降低导致有效应力增高,水合物饱和度降低引起变

形模量减小。出口压强是合理控制水合物分解过程的重要参数,出口压强大小不仅影响孔隙流体压强降低幅度,还影响水合物分解速率;环境温度是影响水合物分解速率的重要参数;多孔介质绝对渗透率影响多孔介质渗流能力,是反映孔隙流体消散速率的重要因素。在保持含水合物多孔介质其他条件不变的情况下,分别只改变出口压力、环境温度和多孔介质绝对渗透率取值进行数值模拟,探讨这3种因素对含水合物多孔介质变形的影响关系。

### 3.1 出口压强

图5给出了不同出口压强条件下含水合物多孔介质B点变形量随时间变化曲线。3种出口压强条件下B点初始变形量相同。出口压强越大,B点完成最终变形所需时间越长,B点最终变形量越小。出口压强越大,孔隙气体渗流驱动压强越小,则孔隙气体压强完全消散到出口压强所需时间越长(图6),亦即多孔介质有效应力持续增大的时间越长;出口压强越大,水合物分解速率越慢(图7),即变形模量持续减小的时间越长;有效应力和变形模量持续变化时间增加导致B点完成最终变形所需时间越长。出口压强越大,即降压幅度越小,亦即孔隙流体压强降低幅度越小,则多孔介质有效应力增幅越小,引起的B点最终变形量越小。

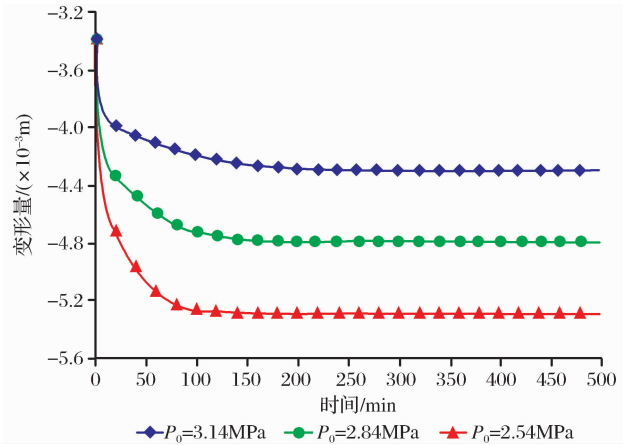


图5 不同出口压强条件下B点变形量变化曲线  
Figure 5 Revolutions of deformations at position B for different out-let pressures

### 3.2 环境温度影响

图8给出了不同环境温度条件下含水合物多孔介质B点变形量随时间变化曲线。3种不同环境温度条件下B点初始变形量和最终变形量均相同。环境温度越高,B点完成最终变形所需时间越短。环境温度越高,水合物分解越快,有效孔隙率越大,孔隙气体渗流更容易,孔隙气体压强完全消散到出

口压强所需时间越短(图9),即多孔介质有效应力持续增长的时间越短;环境温度越高,水合物分解速

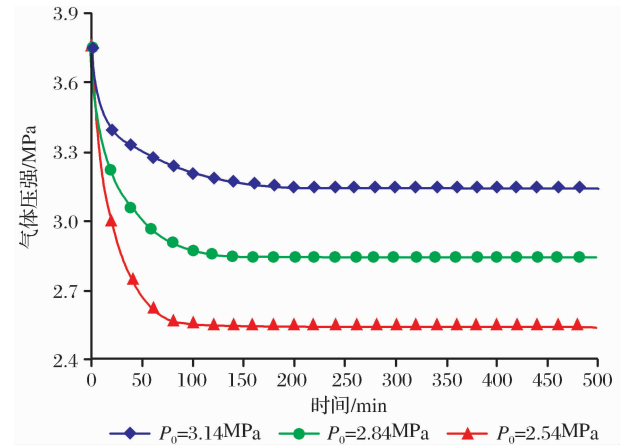


图6 不同出口压强条件下B点孔隙气体压强变化曲线  
Figure 6 Revolutions of pressures at position B for different out-let pressures

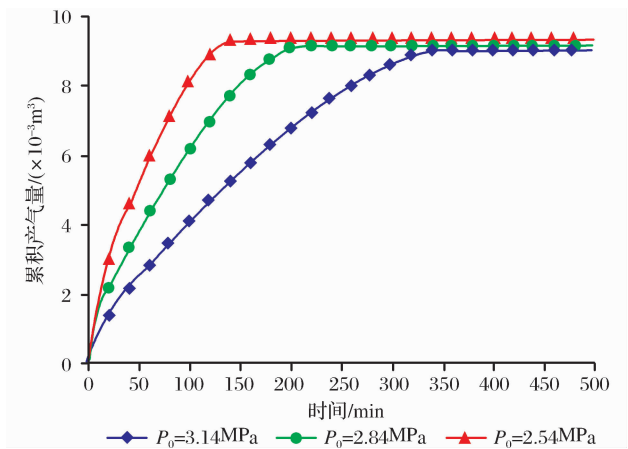


图7 不同出口压强条件下累积产气量变化曲线  
Figure 7 Revolutions of cumulative gas productions for different out-let pressures

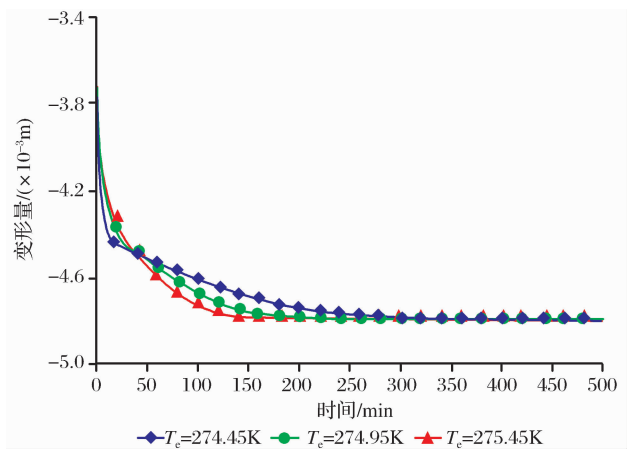


图8 不同环境温度条件下B点变形量变化曲线  
Figure 8 Revolutions of deformations at position B for different environmental temperatures

率越快(图 10),即变形模量持续减小的时间越短。有效应力和变形模量变化时间减小导致 B 点完成最终变形所需时间越短。

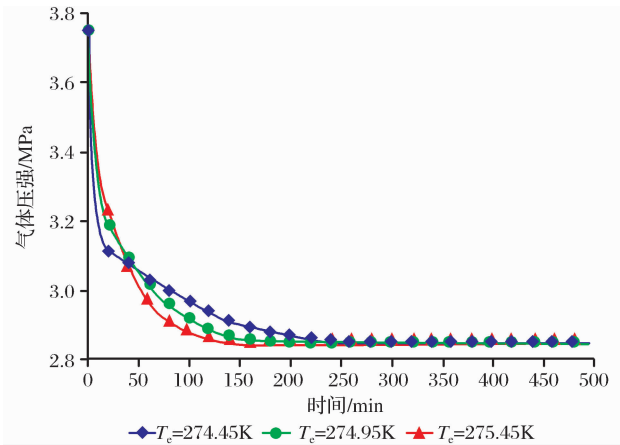


图 9 不同环境温度条件下 B 点孔隙气体压强变化曲线

Figure 9 Revolutions of pressures at position B for different environmental temperatures

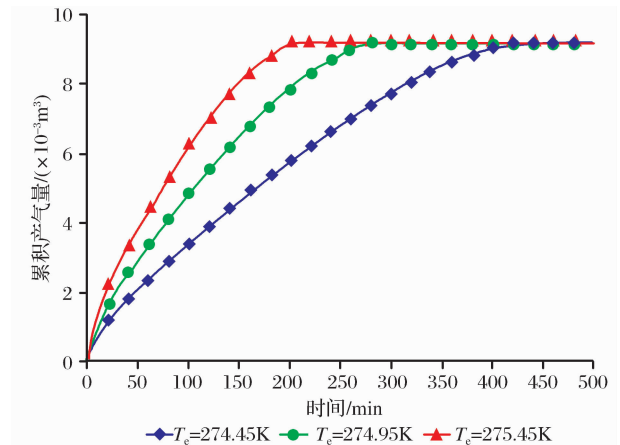


图 10 不同环境温度条件下累积产气量变化曲线  
Figure 10 Revolutions of cumulative gas productions for different environmental temperatures

### 3.3 绝对渗透率

图 11 给出了不同绝对渗透率条件下含水合物多孔介质 B 点变形量随时间变化曲线。3 种不同条件下 B 点初始变形量和最终变形量均相同。绝对渗透率越小, B 点完成最终变形所需时间越长。绝对渗透率越小, 孔隙气体渗流速度越慢, 孔隙气体压强完全消散到出口压强所需时间越长(图 12), 即多孔介质有效应力持续增长的时间越长; 绝对渗透率越小, 水合物分解速率越慢(图 13), 即变形模量持续减小的时间越长。有效应力和变形模量变化时间增加导致 B 点完成最终变形所需时间越长。

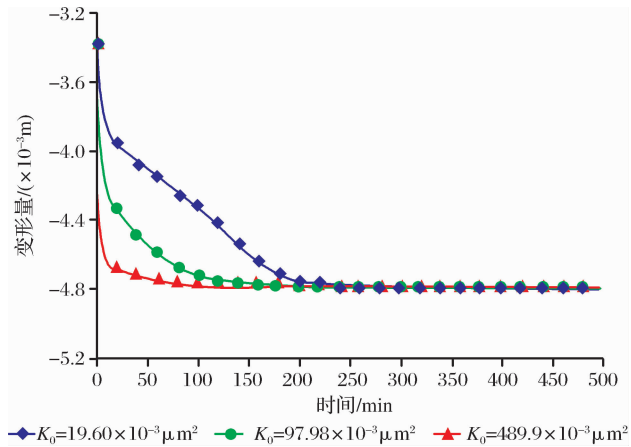


图 11 不同绝对渗透率条件下 B 点变形量变化曲线  
Figure 11 Revolutions of deformations at position B for different absolute permeabilities

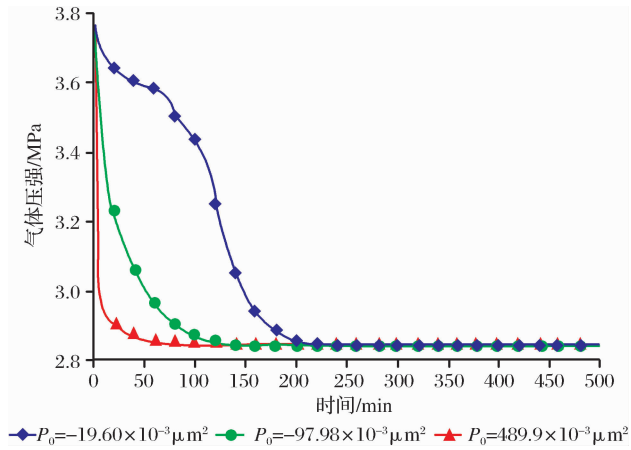


图 12 不同绝对渗透率条件下 B 点孔隙气体压强变化曲线  
Figure 12 Revolutions of pressures at position B for different absolute permeabilities

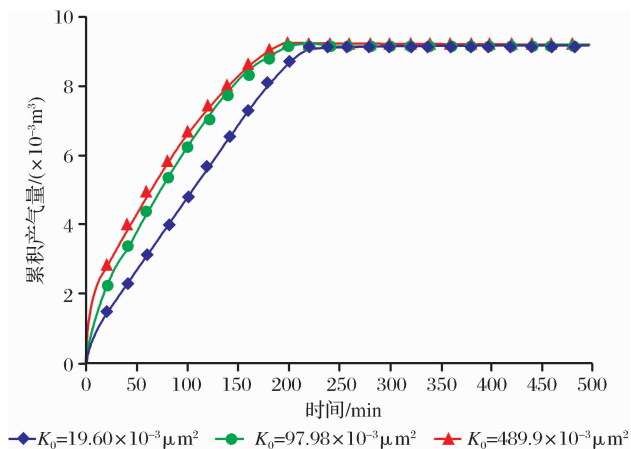


图 13 不同绝对渗透率条件下累积产气量变化曲线  
Figure 13 Revolutions of cumulative gas productions for different absolute permeabilities

## 4 结论

本文提出的一维水合物降压分解数学模型具有

良好的适用性,不仅可以求解温度、孔隙压力和饱和度分布场,还可以求解变形场,为地层安全性评价工作奠定了基础。通过粉细砂多孔介质变形敏感性分析,基于基本假设可以得出以下结论:①出口压强是影响多孔介质变形的主要因素,出口压强越小,多孔介质最终变形越大,且完成变形所需时间越长;②环境温度与水合物分解速率有关,环境温度越高,多孔介质完成变形所需时间越短;③绝对渗透率与孔隙压力消散速率有关,绝对渗透率越小,多孔介质完成变形所需时间越长。

#### 参考文献(References):

- [1] Sloan E D. Clathrate Hydrates of Natural Gases[M]. Boca Raton, FL: CRC Press, 2008.
- [2] Song Yan, Xia Xinyu. Research and exploration status of natural gas hydrate[J]. Natural Gas Geoscience, 2001, 12(1): 3-10. [宋岩, 夏新宇. 天然气水合物研究和勘探现状[J]. 天然气地球科学, 2001, 12(1): 3-10.]
- [3] Xu Wenshi, Yu Xinghe, Liu Nina, *et al.* The development of perspective and environmental problems of natural gas hydrates[J]. Natural Gas Geoscience, 2005, 16(10): 680-683. [徐文世, 于兴河, 刘妮娜, 等. 天然气水合物开发前景和环境问题[J]. 天然气地球科学, 2005, 16(10): 680-683.]
- [4] Sloan E D. Introductory overview: Hydrate knowledge development[J]. American Mineralogist, 2004, 89: 1155-1161.
- [5] Ji C, Ahmadi G, Smith D H. Natural gas production from hydrate decomposition by depressurization[J]. Chemical Engineering Science, 2001, 56(20): 5801-5814.
- [6] Fan Yan, Liu Daoping, Xie Yingming, *et al.* Feasibility analysis on replacement of CH<sub>4</sub> from hydrate sediment by CO<sub>2</sub>[J]. Natural Gas Geoscience, 2007, 18(2): 317-320. [樊燕, 刘道平, 谢应明, 等. 用 CO<sub>2</sub> 置换水合物沉积物中 CH<sub>4</sub> 可行性分析[J]. 天然气地球科学, 2007, 18(2): 317-320.]
- [7] Liu Lele, Zhang Xuhui, Lu Xiaobing. Review on the permeability of hydrate-bearing sediments[J]. Advances in Earth Science, 2012, 27(7): 733-746. [刘乐乐, 张旭辉, 鲁晓兵. 天然气水合物地层渗透率研究进展[J]. 地球科学进展, 2012, 27(7): 733-746.]
- [8] Ahmadi G, Ji C, Smith D. Natural gas production from hydrate dissociation: An axisymmetric model[J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2007, 58(2): 245-258.
- [9] Sun X, Mohanty K. Kinetic simulation of methane hydrates formation and dissociation in porous media[J]. Chemical Engineering Science, 2006, 61(11): 3476-3495.
- [10] Moridis G J, Reagan M T. Gas Production from Class 2 Hydrates Accumulations in the Permafrost [C]. The 2007 SPE Annual Technical Conference, Anaheim, California, USA, 2007.
- [11] Kimoto S, Oka F, Fushita T. A chemo-thermo-mechanically coupled analysis of ground deformation induced by gas hydrate dissociation[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2010, 52(2): 365-376.
- [12] Rutqvist J, Grover T, Moridis G J. Coupled Hydrological, Thermal and Geomechanical Analysis of Wellbore Stability in Hydrate-bearing Sediments[C]. Offshore Technology Conference, Houston, Texas, USA, 2008.
- [13] Kumar A, Maini B, Bishnoi P R, *et al.* Experimental determination of permeability in the presence of hydrates and its effect on the dissociation characteristics of gas hydrates in porous media[J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2010, 70(2): 114-122.
- [14] Zhang Xuhui, Wang Shuyun, Li Qingping, *et al.* Experimental study of mechanical properties of gas hydrate deposits[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(10): 3069-3074. [张旭辉, 王淑云, 李清平, 等. 天然气水合物沉积物力学性质的实验研究[J]. 岩土力学, 2010, 31(10): 3069-3074.]
- [15] 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.
- [16] Masuda Y, Fujinaga Y, Naganawa S. Modeling and Experiment Studies on Dissociation of Methane Gas Hydrates in Berea Sandstone Cores[C]. The 3rd International Conference on gas hydrate, Salt Lake City, USA, 1999.
- [17] Masui A, Haneda H, Ogata Y, *et al.* The Effect of Saturation Degree of Methane Hydrate on the Shear Strength of Synthetic Methane Hydrates Sediments[C]. The 5th International Conference on Gas Hydrates, Trondheim, Norway, 2005.

## Numerical Study on Porous Media's Deformation Due to Natural Gas Hydrate Dissociation Considering Fluid-Solid Coupling

LIU Le-le, LU Xiao-bing, ZHANG Xu-hui

(Laboratory for Soil Mechanics, Institute of Mechanics, CAS, Beijing 100190, China)

**Abstract:** A one-dimensional model for analyzing the porous media's deformation during and after dissociation of natural gas hydrate (NGH) was developed in which conductive-convective heat transfer, two-phase fluid flow, intrinsic kinetics of NGH dissociation and deformation of solid skeleton were all included. After the certification of the numerical model, a parameter sensitivity analysis was developed. Based on the analysis, main conclusions are as follows: the deformation rate and the final deformation both decrease with the increase of the outlet pressure; the increase of the absolute permeability or the environmental temperature leads to the increase of the deformation rate, but makes no difference to the final deformation.

**Key words:** Natural gas hydrate; Porous media's deformation; Fluid-solid coupling; Numerical simulation