天然气水合物注热开采近井储层变形

破坏的数值模拟研究

翟 诚^{1,2}, 孙可明¹, 辛利伟¹, 王婷婷¹ (1. 辽宁工程技术大学力学与工程学院, 辽宁 阜新 123000;

2. 辽宁工业大学土木建筑工程学院, 辽宁 锦州 121001)

摘 要:为了研究海洋地层中天然气水合物注热开采条件下,水合物沉积层近井储层的力学性 质变化规律和变形破坏规律,基于多场耦合理论,考虑水合物分解产生的水、气形成的超静孔 隙压力对地层有效应力的影响,建立了能够反映水合物注热分解条件下水合物沉积层温度场、 渗流场和变形场耦合作用关系的热流固耦合弹塑性模型,并以ABAQUS软件为开发平台,在 Fortran 语言环境下编制子程序进行数值模拟。结果表明:注热温度越高,近井储层力学性质劣 化的区域与有效应力减小的幅度越大,发生塑性变形破坏的范围和产生的等效塑性应变值也越 大;井口最小水平地应力方向的有效应力值最小,等效塑性应变值和体积应变值最大,是首先 发生变形破坏的关键位置;井口同一位置的有效应力随注热温度的升高而减小,而体积应变则 随注热温度的升高而增大。

0 引言

天然气水合物是近年来引起世界各国重视的 一种新型清洁能源。勘探研究表明,在我国南海 和青海祁连山冻土区都蕴藏有丰富的天然气水合 物资源^[1-3]。积极开发这种新能源,对于保持我国 经济可持续发展具有十分重要的意义。相比于陆 地冻土区,海洋地层中天然气水合物资源的开发 环境更加复杂,在进行热激法开采时,随着热量 的不断输入,水合物吸热相变分解后,会导致水 合物沉积层力学强度的下降。与此同时,水合物 热分解产生的水、气形成的超静孔隙压力会引起 水合物沉积层的有效应力减小。力学性质的劣化 和有效应力的降低,会使水合物沉积层极易发生 变形破坏,从而引起海底滑坡、海床隆起或塌陷, 并最终造成海底电缆、海洋石油钻井平台等工程 设施的毁坏以及海洋生态环境的恶化^[4-8]。因此, 研究天然气水合物注热开采条件下,水合物沉积 层近井储层的力学性质变化规律和变形破坏规律 就成为了保障海洋天然气水合物资源安全开采的 重要课题之一。

鉴于原位试验技术的局限,目前有关沉积层 中因水合物热分解引起的储层失稳破坏研究主要 采用室内试验和数值模拟两种方法。张旭辉 等^[9-11]用四氢呋喃水合物代替甲烷水合物,采用 试验方法对水合物沉积层中因水合物热分解引起 的相变阵面扩展规律、热分解范围以及可能发生 的破坏模式进行了研究。刘乐乐等^[12]采用数值模 拟的方法对降压—加热条件下,水合物沉积层中 水合物分解区的时空演化规律进行了分析,并找 到了影响水合物分解效率的控制参数和制约因素。

收稿日期: 2016-11-17

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51574137); 辽宁工业大学教师科研启动基金 (X201403)

作者简介: 翟诚(1981-), 男, 博士研究生, 讲师, 主要从事天然气水合物注热开采及数值模拟研究。E-mail: zhaichengzhaili @ 163. com

通讯作者:孙可明(1968-),男,博士,教授,主要从事多孔介质多场耦合理论及其工程应用等研究。E-mail: sskkmm11@163.com

Kimoto 等^[13-14]采用数值模拟的方法对降压开采和 热激法开采引起的海底边坡沉降问题进行了分析, 结果表明降压法开采导致的沉降量要大于热激法。 但上述研究均没有对水合物热分解引起的储层力 学性质变化规律进行分析^[9-14]。李令东等^[15]针对 钻井液温度对地层水合物分解、力学性质变化以 及井壁稳定的影响规律进行了有限元模拟,但在 其研究中只是考虑了井眼应力集中效应引起的井 壁失稳破坏,没有考虑水合物分解产生的水、气 形成的超静孔隙压力对井壁稳定的影响,也没有 对水合物沉积层的渗透率变化规律进行分析。

在其他学者研究的基础上,考虑水合物热分 解过程中,水合物分解产生的水、气形成的超静 孔隙压力对地层有效应力的影响,运用多场耦合 理论,建立真实反映水合物热分解引起的水合物 沉积层温度场、渗流场和变形场耦合作用关系的 热流固耦合弹塑性模型,并以ABAQUS软件为开 发平台,基于 Fortran 语言环境编制子程序进行数 值模拟。研究水合物热分解条件下水合物沉积层 近井储层的力学性质变化规律以及变形破坏规律, 从而为海洋天然气水合物注热开采过程中可能引 发的相关灾害的预防提供参考和依据。

天然气水合物注热开采热流固 耦合弹塑性模型的建立

天然气水合物注热开采热流固耦合弹塑性模型主要包括水合物分解动力学方程、变形场方程、 渗流场方程以及温度场方程四部分。该模型的基本假设如下:

① 沉积层孔隙中含有水、甲烷气体和水合物
 三相,且水、气渗流符合达西定律;

② 固体骨架的变形为小变形,且变形过程中, 固体骨架的密度和水合物的密度为常数;

③ 甲烷气体为理想气体,且不考虑甲烷气体 在孔隙水中的溶解。

1.1 天然气水合物分解动力学方程

天然气水合物的分解采用 Kim-Bishoni 等建立的分解动力学方程来描述^[16],表达式为:

$$\hat{m}_{g} = K_{d}^{0} \cdot \exp\left(-\frac{\Delta E}{RT}\right) M_{g} A_{dec} \left(\phi_{e} P_{e} - \phi_{g} P_{g}\right) (1)$$
$$A_{dec} = \varphi S_{h} A_{hs}$$
(2)

式中:mg一单位体积水合物分解的产气速率,kg/

(m³ · s); K_{d}^{0} —水合物本征分解速率常数,8060 mol/m² · Pa · s; Δ*E*—反应的活化能,77330 J/mol; *R*—理想气体常数,8.31 J/mol · K; *T*—温度,K; M_{g} —甲烷气体的分子质量,0.016 kg/mol; A_{dee} — 单位体积水合物分解的总表面积,m⁻¹; P_{e} —当前 温度对应的相平衡压力,Pa; P_{g} —当前气体压力, Pa; ϕ_{e} 、 ϕ_{g} —甲烷气体在相平衡压力 P_{e} 和当前压力 P_{g} 下的逸度系数,这里都近似取1; φ —水合物沉 积层的孔隙度; S_{h} —水合物的饱和度; A_{hs} —单位体 积水合物的比表面积, 3.75 × 10⁵ m⁻¹。

由化学反应方程式

 $CH_4 \cdot 5.75H_2O = CH_4 + 5.75H_2O$ 可得:

$$\dot{m}_{\rm h} = -7.47 \dot{m}_{\rm g}$$
 (3)

$$\dot{m}_{\rm w} = -6.47 \dot{m}_{\rm g}$$
 (4)

式中: m_{h} —单位体积水合物分解速率,kg/($m^{3} \cdot s$); m_{w} —单位体积水合物分解的产水速率,kg/($m^{3} \cdot s$)。 **1.2**相平衡方程

采用 Makogon 等建立的相平衡方程^[17]来计算 甲烷水合物、水和甲烷气体三相系统的相平衡, 表达式如下:

lgP_e = $a(T - T_0) + b(T - T_0)^2 + c$ (5) 式中: P_e — 当前温度对应的相平衡压力, Pa; T — 水合物当前温度, K; T₀—273.15 K; a = 0.0342K⁻¹; b = 0.0005 K⁻²; $c = 6.4804_{\odot}$

1.3 变形场方程的建立

基于有效应力原理和弹塑性力学理论,建立 水合物沉积层固体骨架有效应力形式的静力平衡 方程为:

$$\sigma'_{ij,j} + f_i = 0 \tag{6}$$

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \alpha \delta_{ij} P - \beta \delta_{ij} T \tag{7}$$

式中: σ'_{ij} 为有效应力张量, MPa; σ_{ij} 为总应力张量, MPa; α 为 Biot 系数,这里近似取1;*P*为孔隙压力, MPa; δ_{ij} 为 Kronecker 符号; β 为热膨胀系数,即 $\beta = \varphi\beta_w + (1 - \varphi)\beta_s$,其中 $\beta_w \backslash \beta_s$ 分别为孔隙水和固体骨 架的 热膨 胀 系 数, 1/K;*T*为 温度, K; f_i 为体力, MPa。

孔隙压力满足下式:

$$P = S_{g}P_{g} + S_{w}P_{w} \tag{8}$$

式中: S_{g} 、 S_{w} 分别为孔隙中气、水相饱和度, P_{g} 、 P_{w} 分别为孔隙气压力和孔隙水压力, MPa。

基于假设③,水合物分解产生的甲烷气体形 成的孔隙压力满足以下理想气体状态方程:

$$P_{\rm g} = \frac{\rho_{\rm g} RT}{M_{\rm g}} \tag{9}$$

式中: ρ_{g} 一甲烷气体密度, kg/m³; M_{g} 一甲烷气体 摩尔质量, kg/mol; R一理想气体常数, 8.31 J/mol·K。

几何方程为:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} (u_{i,j} + u_{j,i})$$
(10)

式中: ε_{ij} 为总应变张量;u为位移, m_{\circ}

固体骨架增量形式的热流固耦合弹塑性本构 方程为:

$$\mathrm{d}\sigma'_{ij} = D^{\mathrm{el}}_{ijkl} \mathrm{d}\varepsilon^{\mathrm{el}}_{kl} \tag{11}$$

$$\mathrm{d}\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{\mathrm{el}} = \mathrm{d}\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{\mathrm{T}} - \mathrm{d}\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{\mathrm{p}} - \mathrm{d}\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{\mathrm{pl}} - \mathrm{d}\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{\mathrm{th}} \qquad (12)$$

式中: $d\sigma'_{ij}$ —有效应力增量; D^{el}_{ijkl} —弹性模量张量; $d\varepsilon^{el}_{kl}$ —弹性应变增量; $d\varepsilon^{T}_{kl}$ —总应变增量; $d\varepsilon^{p}_{kl}$ —孔 隙压力产生的压应变增量; $d\varepsilon^{pl}_{kl}$ —塑性应变增量; $d\varepsilon^{th}_{kl}$ —热应变增量。

1.4 渗流场方程的建立

考虑温度和固体骨架的变形对沉积层孔隙中 水、气渗流的影响,基于假设(1),建立气、水 两相的热流固耦合渗流场方程为:

气相:

$$\frac{\partial(\varphi S_{g} \rho_{g})}{\partial t} - \nabla \cdot \left(\frac{K_{rg}K}{\mu_{g}}(\nabla P_{g} - \rho_{g}g)\right) + (\varphi S_{g} \rho_{g}) \frac{\partial \varepsilon_{V}}{\partial t} + \dot{m}_{g} + q_{g} = 0 \quad (13)$$

水相:

$$\frac{\partial(\varphi S_{w}\rho_{w})}{\partial t} - \nabla \cdot \left(\frac{K_{rw}K}{\mu_{w}}(\nabla P_{w} - \rho_{w}g)\right) + (\varphi S_{w}\rho_{w})\frac{\partial\varepsilon_{v}}{\partial t} + \dot{m}_{w} + q_{w} = 0$$
(14)

水合物相:

$$\frac{\partial(\varphi \rho_{\rm h} S_{\rm h})}{\partial t} + \nabla \cdot (\varphi \rho_{\rm h} S_{\rm h} v_{\rm s}) = -\dot{m}_{\rm h} \quad (15)$$

式中: $\rho_{g}, \rho_{w}, \rho_{h}$ 分别为气体、水、水合物的密度, kg/ m³; S_{g}, S_{w}, S_{h} 分别为气体、水、水合物的饱和度; ε_{V} 一固体骨架的体积应变; q_{g}, q_{w} 分别为气、水相源 汇项, kg/m³·s; $\nabla P_{g}, \nabla P_{w}$ 分别为气、水相压力梯 度; μ_{g}, μ_{w} 分别为气、水相粘度系数, Pa·s; K_{rg}, K_{rw} 分别为气、水相相对渗透率; K 为水合物沉积层绝对 渗透率, m²; v_{s} — 固体骨架的运动速度, m/s。

1.5 温度场方程的建立

考虑热传导、热对流和水合物相变潜热的影

响,建立混相形式的温度场控制方程为:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) - \nabla \cdot \left[\left(\varphi S_g c_g \rho_g v_g + \varphi S_w c_w \rho_w v_w \right) T \right] - Q_h \quad (16)$$
$$Q_h = H_0 + C_0 T \quad (17)$$

式中: $\rho c = (1 - \varphi)\rho_s c_s + \varphi S_h \rho_h c_h + \varphi S_w \rho_w c_w + \varphi S_g \rho_g c_g; \lambda = (1 - \varphi)\lambda_s + \varphi S_h \lambda_h + \varphi S_w \lambda_w + \varphi S_g \lambda_g; \rho_s \cdot \rho_h \cdot \rho_w \cdot \rho_g 分别为固体骨架、水合物、水和甲烷$ $气体的密度, kg/m³; <math>c_s \cdot c_h \cdot c_w \cdot c_g$ 分别为固体骨架、水合物、水和甲烷气体的比热, J/(kg·K); $\lambda_s \cdot \lambda_h \cdot \lambda_w \cdot \lambda_g$ 分别为固体骨架、水合物、水和甲烷气体的热传导系数, W/(m·K); Q_h —水合物的相 变潜热^[12,18], J; $H_0 = 3.53 \times 10^6$ J/kg; $C_0 = -1.05 \times 10^3$ J/kg·K。

水合物沉积层力学参数动态变化关系方程的 建立

在上述模型的求解过程中,还需要建立弹性 模量、黏聚力以及渗透率等力学参数同时随地层 有效应力和水合物饱和度变化的关系方程作为数 值求解的辅助方程,以反映水合物分解过程中储 层力学性质的变化规律。

(1) 弹性模量动态变化关系方程的建立

由细观力学的混相理论,可得各向同性条件 下水合物沉积层的等效弹性模量为^[19]:

$$E_{\rm sh} = n_{\rm s} E_{\rm s} + n_{\rm h} E_{\rm h} \tag{18}$$

式中: E_{sh} —等效弹性模量, MPa; n_s —水合物沉积 层固体骨架体积分数; n_h —水合物体积分数; E_s 、 E_b 分别为固体骨架和水合物的弹性模量, MPa。

海洋水合物主要赋存于粉砂岩和黏土组成的 松散沉积物孔隙中^[20-21],在进行水合物注热开采 时,地层有效应力变化对固体骨架弹性模量的影 响与常规油气开采过程中有效应力对疏松砂岩的 影响规律类似^[22]。因此,这里借鉴如下的疏松砂 岩弹性模量随有效应力变化的关系方程^[23]:

 $E'_{\sigma} = E_{i} \cdot [a \cdot (\sigma')^{2} + b \cdot \sigma' + c] \quad (19)$ 式中: E'_{σ} 一有效应力影响下砂岩弹性模量, MPa; E_{i} 一初始弹性模量, MPa; σ' 一有效应力, MPa; a = -0.0023; b = 0.1674; c = -1.0065。

因此,综合考虑水合物分解效应和有效应力 变化对储层弹性模量的影响,可得水合物沉积层 弹性模量动态变化关系方程为:

 $E = (n_{s}E_{s} + n_{h}E_{h}) \cdot [a \cdot (\sigma')^{2} + b \cdot \sigma' + c] (20)$ 式中: E — 水合物饱和度和有效应力共同影响下水 合物沉积层弹性模量, MPa。

(2) 黏聚力动态变化关系方程的建立

随着水合物的分解,水合物沉积层岩土体颗 粒之间的胶结作用减弱,黏聚力降低,因此建立 黏聚力与水合物饱和度的变化关系方程^[24]:

 $C = C_0 \times [1 - 1.2 \cdot (\varphi \times (S_{h_i} - S_h)]$ (21) 式中: C —水合物沉积层的黏聚力, Pa; C_0 —水合 物沉积层的初始黏聚力, Pa; φ —水合物沉积层的 孔隙度; S_{h_i} —水合物初始饱和度; S_h —水合物的饱 和度。

(3) 渗透率动态变化关系方程的建立

在天然气水合物注热开采过程中,水合物沉 积层的渗透率也是实现水合物资源安全、可控开 采的重要参数之一^[25],直接影响超静孔隙压力的 消散速率和水合物的热分解效率。一方面水合物 分解使沉积层孔隙空间变化;另一方面,储层有 效应力的变化引起孔隙率变化,进而影响渗透率 变化。因此,水合物沉积层的渗透率受水合物饱 和度和地层有效应力的共同影响。这里采用如下 的负指数方程^[26-27]:

 $K = K_0 \exp[-(dS_h + e\sigma')]$ (22) 式中: K —水合物沉积层的渗透率, m²; K_0 —水合 物沉积层不含水合物时的渗透率, m²; σ' —有效 应力, MPa; S_h —水合物的饱和度; d = 6.8364; e= 0.106。

1.7 近井储层变形破坏的判定准则

研究中,采用摩尔一库伦准则作为近井储层 变形破坏的判定准则,其主应力表示形式为:

$$\sigma_1 = \frac{1 + \sin\phi}{1 - \sin\phi} \sigma_3 + \frac{2C\cos\phi}{1 - \sin\phi}$$
(23)

式中: σ_1 一最大主应力, MPa; σ_3 一最小主应力, MPa; ϕ 一水合物沉积层的摩擦角。

根据以上建立的数学模型,再结合具体的边 界条件和初始条件,即可构成天然气水合物注热 开采热流固耦合弹塑性模型。

2 数值模拟及结果分析

2.1 有限元网格、边界条件及模拟参数

研究中,为将问题简化,采用如图 1 所示的平 面应变模型。模型几何尺寸为 10 m×10 m,并眼 半径为 0.2 m。某海洋天然气水合物藏:海水深度 1200 m,水合物储层距海床深度为 300 m;水平方 向地应力的最大值和最小值分别为 22.5 MPa 和 21.75 MPa, 垂直方向的地应力为 17.8 MPa; 孔隙度为 0.4, 渗透率为 1.31 × 10⁻¹⁴ m²; 初始温度为 288 K, 初始孔隙压力为 15 MPa, 初始水合物饱和度为 0.5。模拟所用参数如表 1 所示。



图1 有限元网格

Fig. 1 Finite element meshes

表1 数值模拟参数

Table 1 Numerical simulation parameters

参数名称	数值
水合物弹性模量 $E_{\rm h}$	9303 MPa
固体骨架弹性模量 E_s	46 MPa
黏聚力 C ₀	200 kPa
摩擦角 φ	30°
固体骨架热膨胀系数 β _s	5.6 × 10 ⁻⁶ / K
孔隙水热膨胀系数 β_w	2. 1 × 10 $^{-4}$ / K
固体骨架密度 ρ_s	2600 kg/m ³
固体骨架比热 c _s	800 J/kg • K
固体骨架热传导系数 λ_s	1.9 W/m • K
孔隙水密度 ρ_w	1000 kg/m^3
孔隙水比热 cw	4200 J/kg • K
孔隙水热传导系数 λ _w	0.58 W/m · K
孔隙水的粘度系数 μ _w	0.001 Pa · s
甲烷比热 c _g	2100 J/kg • K
甲烷热传导系数 λ_{g}	0.00335 W/m · K
甲烷气体粘度系数 μ _g	0.0000105 Pa · s
水合物密度 $\rho_{\rm h}$	910 kg/m ³
水合物比热 c _h	2700 J/kg • K
水合物热传导系数 λ _h	2.1 W/m • K

温度场边界条件: AE 边为井口注热边界,注 热温度分别为 293 K、297 K、302 K 和 308 K; BC、 CD 边为初始温度边界; AB、DE 边为绝热边界。渗 流场边界条件: AE 为流量边界,注入高压热水或 者热蒸汽; BC、CD 为初始孔隙压力边界; AB、DE 为 封闭边界。变形场边界条件: BC 边作用有最大水 平地应力; CD 边作用有最小水平地应力; AB 边为 y 方向位移约束; DE 边为 x 方向位移约束。

2.2 数值模拟结果分析

图 2a 为四种不同注热温度条件下,加热 20 h 后水合物沉积层中沿 AB 方向距离井壁 0.5 m 范围 内的水合物饱和度分布。可以看出:在相同的注 热时间下,注热温度越高,水合物分解的越多, 即近井储层中水合物分解区扩展的范围越大。与 此同时,在水合物分解区内,受"水合物分解效 应"的影响,一方面储层岩土体颗粒之间的胶结 作用减弱;另一方面水合物分解产生的水、气在 储层中形成较高的超静孔隙压力,分解区储层有 效应力减小。胶结作用的减弱和有效应力的减小 最终导致储层的模量软化和力学强度的降低,即储层的弹性模量由初始的 3776 MPa 降为 52 MPa (见图 2b),黏聚力由初始的 200 kPa 降为 152 kPa (见图 2c)。而与之相反,由于水合物分解导致的储层有效应力减小和孔隙空间增大,渗透率则出现明显增加的现象,由初始的 1.31 × 10⁻¹⁴ m² 增大到 4.28 × 10⁻¹³ m² (见图 2d)。



图 2 不同注热温度条件下 AB 边水合物饱和度、弹性模量、粘聚力以及渗透率分布图 Fig. 2 Distribution figures of the saturation of hydrates, elastic modulus, cohesion and permeability of AB edge under different heat injection temperature conditions

利用软件的后处理模块,可输出得到注热温度分别为 302 K 和 308 K 两种工况下近井储层的等效塑性应变(PEEQ)分布,如图 3 所示。随着注热温度的增加,塑性区的范围和等效塑性应变值都随之增大,且等效塑性应变的最大值始终在近井储层的最小水平地应力方向上。这可以解释为:一方面,注热温度越高,水合物分解的越多,在





图 3 两种不同注热温度下的等效塑性应变分布图

Fig. 3 Distribution figures of the equivalent plastic strain under two different heat injection temperature conditions

通过对数值模拟结果的分析,可分别拟合得 到不同注热温度下,井口沿 EA 弧线方向的有效 应力和体积应变的分布规律,如图 4 所示。图 4a 表明,受热流固耦合作用占据主导地位的影响, 在每种注热温度条件下,井口沿 EA 弧线方向有 效应力值越来越大,有效应力的最小值始终在井 口的最小水平地应力方向上,且井口同一位置的 有效应力值随注热温度的升高而减小。与此同时,由于有效应力的减小,井口产生体积膨胀变形,在每种注热温度条件下,井口体积应变值沿EA 弧线方向则越来越小,体积应变的最大值始终在井口的最小水平地应力方向上,且井口同一位置的体积应变值随注热温度的升高而增大(见图4b)。



图4 井口沿 EA 弧线方向的有效应力和体积应变分布图

Fig. 4 Distribution figure of the effective stress and the volumetric strain of the hole mouth where along the arc direction of EA

3 结论

注热温度是影响天然气水合物分解的重要因 素之一,水合物沉积层因水合物热分解引起的水、 气渗流和土体变形破坏是一个含相变的非等温的 热流固耦合作用的过程。

受水合物热分解产生的热流固耦合作用和井 眼效应的共同影响,注热温度越高,近井储层力 学性质劣化区域与有效应力减小的幅度越大,发 生塑性变形破坏的区域和等效塑性应变值越大, 且最小水平地应力方向的等效塑性应变最大,是 首先发生变形破坏的关键位置。

受水合物热分解产生的热流固耦合作用占主 导地位的影响,井口最小水平地应力方向的有效 应力最小,且注热温度越高,井口同一位置的有 效应力值越小。

由于有效应力的减小,井口产生体积膨胀变 形,体积应变的最大值始终在井口最小水平地应 力方向上,且注热温度越高,井口同一位置的体 积应变值越大。

参考文献/References

[1] 张洪涛,张海启,祝有海.中国天然气水合物调查研究现状及其进展[J].中国地质,2007,34 (6):953~961.
 ZHANG Hongtao, ZHANG Haiqi, ZHU Youhai. Gas hydrate investigation and research in China: Present status and progress

 $[\,J\,].$ Geology in China, 2007, 34 (6): 953 ~ 961. (in Chinese with English abstract)

 [2] 傅连珍,胡道功,张绪教,等.基于 GIS 空间分析模型的祁连山多年冻土研究 [J].地质力学学报,2015,21 (3): 371~377.

> FU Lianzhen, HU Daogong, ZHANG Xujiao, et al. Study on permafrost of Qilian mountains based on GIS spatial analysis model [J]. Journal of Geomechanics, 2015, 21 (3): 371 ~ 377. (in Chinese with English abstract)

 [3] 徐久晟,文志刚,胡道功,等.祁连山木里地区侏罗系窑街 组烃源岩生烃潜力评价 [J].地质力学学报,2015,21
 (3):446~452.

XU Jiusheng, WEN Zhigang, HU Daogong, et al. Evaluation of the hydrocarbon generation potential of source rocks of the Jurassic Yaojie formation in Muli depression of Qilian mountains [J]. Journal of Geomechanics, 2015, 21 (3): 446 ~ 452. (in Chinese with English abstract)

- Bugge T, Befring S, Belderson R H, et al. A giant three-stage submarine slide off Norway [J]. Geo-Marine Letters, 1987, 7 (4): 191 ~ 198.
- [5] Mark M, Naja M, Claudia V, et al Sea level and gas hydrate controlled catastrophic sediment failures of Amazon fan [J]. Geology, 1998, 26 (12): 1107 ~ 1110.
- [6] Priest J A, Best A I, Clayton C R I. Attenuation of seismic waves in methane gas hydrate-bearing sand [J]. Geophysical Journal International, 2006, 164 (1): 149 ~ 159.
- [7] 张旭辉.水合物沉积层因水合物热分解引起的软化和破坏研究[D].北京:中科院力学研究所,2010.
 ZHANG Xuihui. Research on the softening and damage of hydrate deposit due to the thermal decomposition of hydrates
 [D]. Beijing: Institute of Mechanics, Chinese Academy of Science, 2010. (in Chinese with English abstract)

- [8] 于晓果,李家彪. 天然气水合物分解及其生态环境效应研究进展[J]. 地球科学进展,2004,19(6):947~954.
 YU Xiaoguo, LI Jiabiao. Advances in gas hydrate dissociation and effects on the ecology and environment [J]. Advances in Earth Science, 2004, 19(6):947~954. (in Chinese with English abstract)
- [9] 张旭辉,刘艳华,李清平,等. 沉积物中导热体周围水合物 分解范围研究 [J]. 力学与实践, 2010, 32 (2): 39~41.
 ZHANG Xuhui, LIU Yanhua, LI Qingping, et al. The dissociation scope of gas hydrate in deposit around heat conductor [J]. Mechanics in Engineering, 2010, 32 (2): 39 ~41. (in Chinese with English abstract)
- [10] 张旭辉,鲁晓兵,李清平,等.水合物地层中考虑相变的轴 对称热传导问题 [J].地学前缘,2012,19 (4):1~7.
 ZHANG Xuhui, LU Xiaobing, LI Qingping, et al. Axial symmetrical thermal conduction of gas hydrate-bearing sediments related to phase transformations [J]. Earth Science Frontiers, 2012,19 (4):1~7. (in Chinese with English abstract)
- [11] 张旭辉,鲁晓兵,王淑云,等.天然气水合物快速加热分解
 导致地层破坏的实验 [J].海洋地质与第四纪地质,2011, 31 (1):157~164.

ZHANG Xuhui, LU Xiaobing, WANG Shuyun, et al. Experimental study of the possible stratum failure caused by fast thermal induced hydrate dissociation [J]. Marine Geology & Quaternary Geology, 2011, 31 (1): 157 ~ 164. (in Chinese with English abstract)

- [12] 刘乐乐,鲁晓兵,张旭辉.天然气水合物分解区演化数值 分析 [J].石油学报,2014,35 (5):941~951.
 LIU Lele, LU Xiaobing, ZHANG Xuhui. Numerical analysis on evolution of natural gas hydrate decomposition region in hydratebearing sediment [J]. Acta Petrolei Sinica, 2014, 35 (5): 941~951. (in Chinese with English abstract)
- [13] KIMOTO S, OKA F, FUSHITA T, et al. A chemo-thermomechanically coupled numerical simulation of the subsurface ground deformation due to methane hydrate dissociation [J]. Computers and Geotechnics, 2007, 34 (4): 216 ~ 228.
- [14] KIMOTO S, OKA F, FUSHITA T. A chemo-thermomechanically coupled analysis of ground deformation induced by gas hydrate dissociation [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2010, 52 (2): 365 ~ 376.
- [15] 李令东,程远方,梅伟,等.温度影响天然气水合物地层井 壁稳定的有限元模拟 [J].天然气工业,2012,32 (8):74 ~78.

LI Lingdong, CHENG Yuanfang, MEI Wei, et al. Finite element simulation of temperature impact on wellbore stability of gas-hydrate-bearing sediments [J]. Natural Gas Industry, 2012, 32 (8): 74 ~ 78. (in Chinese with English abstract)

- [16] Kim H C, Bishnoi P R, Heidemann R A. Kinetics of methane hydrate decomposition [J]. Chemical Engineer Science, 1987, 42 (7): 1645 ~ 1653.
- [17] Makogon Y F. Hydrates of Hydrocarbons [M]. Tulsa, Oklahoma: Penn Well, 1997.

- [18] Clarke M, Bishnoi P R. Determination of the activation energy and intrinsic rate constant of methane gas hydrate decomposition [J]. Canadian Journal of Chemical Engineering, 2001, 79 (1): 143 ~ 147.
- [19] 吴二林,魏厚振,颜荣涛,等.考虑损伤的含天然气水合物 沉积物本构模型 [J]. 岩石力学与工程学报,2012,31 (S1):3045~3050.
 WU Erlin, WEI Houzhen, YAN Rongtao, et al. Constitutive model for gas hydrate-bearing sediments considering damage [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012,31 (S1): 3045 ~ 3050. (in Chinese with English abstract)
- [20] 陈芳,周洋,苏新,等. 南海神狐海域含水合物层粒度变化及与水合物饱和度的关系 [J].海洋地质与第四纪地质,2011,31 (5):95~100.
 CHEN Fang, ZHOU Yang, SU Xin, et al. Gas hydrate

saturation and its relation with grain size of the hydrate-bearing sediments in the Shenhu area of northern south China sea [J]. Marine Geology & Quaternary Geology, 2011, 31 (5): 95 ~ 100. (in Chinese with English abstract)

[21] 苏新,宋成兵,方念乔.东太平洋水合物海岭 BSR 以上沉积物粒度变化与气体水合物分布 [J].地学前缘,2005,
 12 (1): 234~242.

SU Xin, SONG Chengbing, FANG Nianqiao. Variation in grain size of sediments above BSR and correlation with the occurrence of gas hydrates on Hydrates Ridge, East Pacific [J]. Earth Science Frontiers, 2005, 12 (1): 234 ~ 242. (in Chinese with English abstract)

- [22] 程远方,沈海超,李令东,等.天然气水合物藏物性参数综合动态模型的建立及应用[J].石油学报,2011,32(2): 320~323.
 CHENG Yuanfang, SHEN Haichao, LI Lingdong, et al. Comprehensive and dynamical modeling for physical parameters of natural gas hydrate reservoirs and its application [J]. Acta Petrolei Sinica, 2011, 32 (2): 320~323. (in Chinese with English abstract)
- [23] 赵益忠. 疏松砂岩油藏脱砂压裂产能流固耦合数值模拟
 [D]. 东营:中国石油大学, 2008.
 ZHAO Yizhong. Fluid-solid coupling numerical simulation of deliverability of screen out fracturing in unconsolidated sandstone reservoir [D]. Dongying: China University of Petroleum, 2008. (in Chinese with English abstract)
- [24] Freij-Ayoub R, Tan C P, Clennel M B, et al. A wellbore stability model for hydrate bearing sediments [J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2007, 57 (1/2): 209 ~220.
- [25] 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):734~746.
 LIU Lele, ZHANG Xuhui, LU Xiaobing. Review on the permeability of hydrate-bearing sediments [J]. Advances in Earth Science, 2012, 27(7):733~746. (in Chinese with English abstract)

[26] 翟诚,孙可明,辛利伟,等. 有效应力升降过程中不同饱和度水合物沉积物渗透率实验研究 [J]. 实验力学,2016,31 (3):399~408.

ZHAI Cheng, SUN Keming, XIN Liwei, et al. Experimental study of permeability variation of hydrate bearing sediments with different saturations during effective stress loading-unloading process [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2016, 31 (3): 399 ~ 408. (in Chinese with English abstract) [27] 翟诚,孙可明,辛利伟,等. 含甲烷水合物砂土沉积层渗透性试验研究 [J]. 武汉理工大学学报,2015,37 (8):78~82.
ZHAI Cheng, SUN Keming, XIN Liwei, et al. Experimental study of permeability of sand soil bearing sediments containing methane hydrates [J]. Journal of Wuhan University of Technology, 2015, 37 (8):78~82. (in Chinese with English abstract)

NUMERICAL SIMULATION RESEARCH OF DEFORMATION AND FRACTURE OF THE FORMATION NEAR THE WELLBORE DURING THE HEAT INJECTION EXPLOITATION OF NATURAL GAS HYDRATES

ZHAI Cheng^{1,2}, SUN Keming¹, XIN Liwei¹, WANG Tingting¹

(1. School of Mechanics and Engineering, Liaoning Technical University, Fuxin 123000, Liaoning, China;

2. School of Civil and Architectural Engineering, Liaoning University of Technology, Jinzhou 121001, Liaoning, China)

Abstract: In order to study the variational law of mechanical property and the deformation and fracture law of the formation near the wellbore of hydrate bearing sediments under the heat injection exploitation condition of Natural Gas Hydrates which exist in the marine strata, basing on the multi-field coupling theory and taking into consideration the influence of excess pore pressure which is generated by water and methanegas of hydrates thermal dissociation on the effective stress of the stratum, the elastic-plastic model of thermo-hydro-mechanical coupled is established which can reflect the coupling effect relationship of temperature field, seepage field and deformation field under the heat injection decomposition condition of Natural Gas Hydrates. Then the subroutine is programmed in the Fortran language environment and the numerical simulation is carried out by the software of ABAQUS. The test results show that the degradation area of mechanical property and the decreasing extent of the effective stress are increased with the heat injection temperature. The higher the temperature, the greater the value of the plastic strain and the maximum volumetric strain in the direction of the minimal horizontal stress are in the position of wellhead. It is the key position where deformation and failure generate firstly. The effective stress value in the same wellhead location decreases with the increase of heat injection temperature.

Key words: Natural Gas Hydrates; heat injection exploitation; thermo-hydro-mechanical coupled; the formation near wellbore; effective stress; equivalent plastic strain