

11-25-2023

Stress field of high-temperature wellbore under spray cooling for underground coal gasification

TANG Yang

School of Mechanical Engineering, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China; Energy Equipment Research Institute, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China, tangyanggreat@126.com

XIE Na

School of Mechanical Engineering, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China; Energy Equipment Research Institute, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China

XIONG Haoyu

School of Mechanical Engineering, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China; Energy Equipment Research Institute, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China

See next page for additional authors

Follow this and additional works at: <https://cge.researchcommons.org/journal>



Part of the [Earth Sciences Commons](#), [Mining Engineering Commons](#), [Oil, Gas, and Energy Commons](#), and the [Sustainability Commons](#)

Recommended Citation

TANG Yang, XIE Na, XIONG Haoyu, et al. (2023) "Stress field of high-temperature wellbore under spray cooling for underground coal gasification," *Coal Geology & Exploration*: Vol. 51: Iss. 11, Article 3.

DOI: 10.12363/issn.1001-1986.23.06.0353

Available at: <https://cge.researchcommons.org/journal/vol51/iss11/3>

This Coal Geology, Mine Geology is brought to you for free and open access by Coal Geology & Exploration. It has been accepted for inclusion in Coal Geology & Exploration by an authorized editor of Coal Geology & Exploration. For more information, please contact 380940179@qq.com.

Stress field of high-temperature wellbore under spray cooling for underground coal gasification

Authors

TANG Yang, XIE Na, XIONG Haoyu, HE Yin, and HUANG Shunxiao



移动阅读

唐洋, 谢娜, 熊浩宇, 等. 煤炭地下气化高温喷淋井筒温度应力场研究[J]. 煤田地质与勘探, 2023, 51(11): 13–23. doi: 10.12363/issn.1001-1986.23.06.0353

TANG Yang, XIE Na, XIONG Haoyu, et al. Stress field of high-temperature wellbore under spray cooling for underground coal gasification[J]. Coal Geology & Exploration, 2023, 51(11): 13–23. doi: 10.12363/issn.1001-1986.23.06.0353

煤炭地下气化高温喷淋井筒温度应力场研究

唐 洋^{1,2}, 谢 娜^{1,2}, 熊浩宇^{1,2}, 何 胤^{1,2}, 黄顺潇^{1,2}

(1. 西南石油大学 机电工程学院, 四川 成都 610500; 2. 西南石油大学 能源装备研究院, 四川 成都 610500)

摘要: 煤炭地下气化是对传统物理采煤技术补充的新一代化学采煤技术。气化过程中井筒受到高温和内压载荷的共同作用。针对煤炭地下气化生产井井身结构特点, 基于传热理论建立了环空喷淋注水降温条件下的井筒瞬态温度计算模型, 结合井筒压力模型基础上, 根据弹性力学及壁圆筒理论建立了套管-水泥环-地层围岩组合体温度应力场计算模型。结果表明: 高温时, 井筒各部分因热膨胀或热收缩受限制而使井筒应力增加。在自然降温条件下套管、水泥环的理论计算最大应力分别为 2 640.6、151.3 MPa, 均超过本身材料许用压应力, 在不考虑温度时, 套管、水泥环轴向应力分别只有 28.4、15.0 MPa, 远小于考虑温度时的结果; 在环空注水降温方式下, 通过控制喷淋腔温度能够有效降低井筒应力; 随着套管内压增大, 井筒应力也随之增大, 且套管内压变化会造成套管和水泥环应力方向发生改变, 在对其进行强度校核时需要分情况讨论; 在水泥环两侧交面处的应力落差一般较大, 水泥环性能参数也与井筒应力密切相关, 随着水泥环弹性模量降低或泊松比增加套管-水泥环的应力随之降低, 即胶结性能好, 高韧性、高泊松比性能的水泥环材料能够降低套管-水泥环应力。上述研究认识可以为煤炭地下气化生产井结构设计及生产工艺提供借鉴。

关键词: 煤炭地下气化; 温度场; 温度应力场; 井筒完整性; 井筒降温

中图分类号: TD84 **文献标志码:** A **文章编号:** 1001-1986(2023)11-0013-11

Stress field of high-temperature wellbore under spray cooling for underground coal gasification

TANG Yang^{1,2}, XIE Na^{1,2}, XIONG Haoyu^{1,2}, HE Yin^{1,2}, HUANG Shunxiao^{1,2}

(1. School of Mechanical Engineering, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China; 2. Energy Equipment Research Institute, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China)

Abstract: As a supplement to traditional physical coal mining technology, underground coal gasification (UCG) is a new generation of chemical coal mining technology. During the gasification, the wellbore of UCG production wells is subjected to the combined action of high temperature and internal pressure loads. Targeting the structural characteristics of the wellbore of UCG production wells, this study, based on the heat transfer theory, established a calculation model for the transient temperature of the wellbore under the cooling through annular spray water injection. By combining the wellbore pressure model, as well as the elasticity theory and the wall cylinder theory, this study constructed a calculation model for the temperature and stress fields of the combination of casing, cement sheath, and surrounding rocks in strata. The results of this study indicate that the stresses of various parts of the wellbore increase due to restricted thermal expansion or shrinkage under a high temperature. Under the condition of natural cooling, the maximum stresses of the casing and the cement sheath were theoretically calculated at 2 640.6 MPa and 151.3 MPa, respectively, both of which exceeded the permissible compressive stresses of the materials themselves. When the temperature was ignored, the casing and the cement sheath exhibited axial stress of merely 28.4 MPa and 15.0 MPa, respectively, which were far less than those when the temperature was considered. Under the condition of cooling through annular spray water injection, the wellbore stress can be effectively reduced by controlling the temperature of the spray chamber. The wellbore stress

收稿日期: 2023-06-18; 修回日期: 2023-10-13

基金项目: 中国石油天然气集团有限公司科学研究与技术开发项目〔2019E-25(JT)〕

第一作者: 唐洋, 1988 年生, 男, 四川遂宁人, 博士(后), 从事天然气水合物开采、油气装备现代化设计与智能运维等研究。

E-mail: tangyanggreat@126.com

increases with an increase in the pressure within the casing. Accordingly, the change in the pressure within the casing will change the stress directions of the casing and cement sheath. These changes should be explored on a case-by-case basis when checking the strength of the casing and cement sheath. The interfaces on both sides of the cement sheath generally exhibit a large stress drop, and the performance parameters of the cement sheath are closely related to the wellbore stress. Furthermore, the contact stress between the casing and cement sheath decreases with a decrease in the elastic modulus of the cement sheath or an increase in its Poisson's ratio. In other words, the contact stress can be reduced by using the cement sheath material with high cementation, ductility, and Poisson's ratio. The above results can provide a reference for the structural design and production process of UCG production wells.

Keywords: underground coal gasification; temperature field; thermal stress field; wellbore integrity; wellbore cooling

传统煤炭开采方式不仅利用效率低,对环境影响较大,并且在开采过程中经常发生安全事故。控制用煤污染的最有效技术解决方案是煤炭气化^[1]。因此,煤炭地下气化(Underground Coal Gasification, UCG)是我国低碳高效煤炭能源结构转型的必由之路^[2]。煤炭地下气化作为一种新的化学采煤技术,是通过化学和热作用将地下煤层进行控制燃烧并产生可燃气体的过程^[3-5]。煤炭地下气化过程中气化反应腔温度可高达 1 000~1 200℃^[6],粗煤气在反应腔生成后通过生产井产出地面,若不进行井筒降温,待到稳定生产后生产井温度可达 600℃^[7]。高温时,井筒各部分因热膨胀或热收缩受限制而使井筒应力增加。对于高温作用下相互约束受限的套管-水泥环-地层形成的井筒,由于材料的热膨胀特性和工程力学特性等各不同,材料之间的不同尺寸变化所产生热应力^[8]可能会导致井口抬升、套管变形等风险,严重威胁煤炭地下气化生产井筒的完整性和服役期限^[9-10]。因此,研究喷淋状态下的井筒应力变化规律,对井筒及井口装置优化设计,保证煤炭地下气化生产安全具有重要作用。

目前对于井筒应力场和温度场已有大量分析。基于傅里叶传热理论建立的流体温度计算模型,为模拟热气体介质在井筒内的对流传热过程提供了指导^[11];基于热平衡和傅里叶热传导定律建立的关井前后海上油井模型,可以用于分析井筒和地层温度下降的规律^[12]。开展了关于钻井参数对于井筒温度分布的研究,但关于温度对于温度应力场是否会产生影响,未见进一步分析^[13]。提出了地应力场中套管-水泥环-地层应力分布模型及解析解,可以定量分析应力和位移场的分布规律,但未考虑材料参数对套管载荷的影响^[14]。考虑地层非均匀地应力、地层高压与热应力的影响,基于海上高温高压井套管-水泥环-地层系统耦合热应力状态的分析表明,套管损伤研究时水泥环的分析不容忽视^[15]。考虑热固耦合作用,并结合弹性力学理论建立的高温井筒的应力分布解析解,据此可知针对高温高压井,温度对套管-水泥环-地层组合系统的当量应力影响不能忽略^[16]。

目前国内对于高温井筒研究主要包括稠油热采蒸汽吞吐高温、电加热稠油热高温等井筒类型^[17-19],但其最高温度不超过 300℃,对于喷淋降温状态下的井筒分析甚少^[6,20]。因此,笔者根据煤炭地下气化生产井筒的传热特点结合井筒压力模型基础上,根据弹性力学及壁圆筒理,以环空注水条件下的油管-套管-水泥环-地层围岩组合体为研究对象,建立喷淋降温状态下的井筒温度场模型,考虑温度应力耦合作用,进一步建立套管-水泥环-地层围岩组合体温度应力场模型,并通过有限元仿真进行对比验证。进一步讨论井筒温度、套管内压、水泥环弹性模量、泊松比对套管和水泥环的应力影响规律,以期煤炭地下气化井筒安全设计和防护提供依据。

1 生产井传热模型

1.1 模型依据

煤炭地下气化过程中环空井筒与地层之间的传热如图 1 所示。从图 1 看出,喷淋装置设置在约井下 700 m 的喷淋腔内。冷却水从技术套管与生产油管之间的环空注入,过程中产出气与喷淋水通过油管发生换热,与地层之间通过套管和水泥环发生热交换。

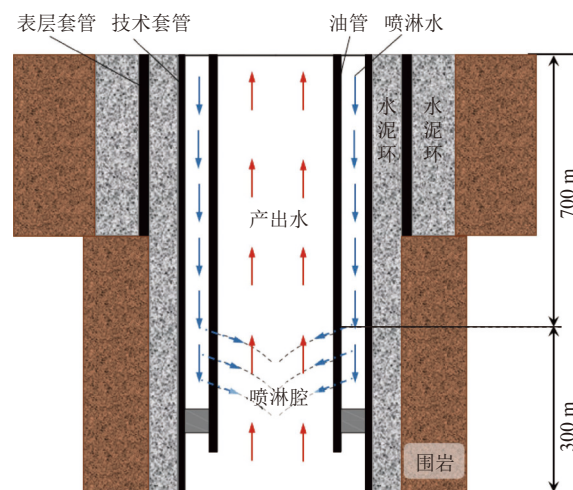


图 1 煤炭地下气化环空井筒模型

Fig.1 Wellbore model of underground coal gasification under cooling through annular spray water injection

1.2 环空井筒传热模型建立

由于涉及套管、水泥环和地层喷淋过程中的传热, 为了简化计算作出以下假设:

- (1) 井筒内同一水平截面上各项参数一致, 产出气体是一维稳定流动。
- (2) 井筒中心到水泥环与地层界面(II)为一维稳定传热; 井筒中心到地层为一维非稳定传热。
- (3) 热损失是径向的, 忽略井深方向的传热。
- (4) 径向地层温度随深度呈线性变化, 且以井筒中心呈轴对称分布。
- (5) 套管、水泥环、地层围岩各层界面紧密连接。井筒的一个传热微元体如图 2 所示。

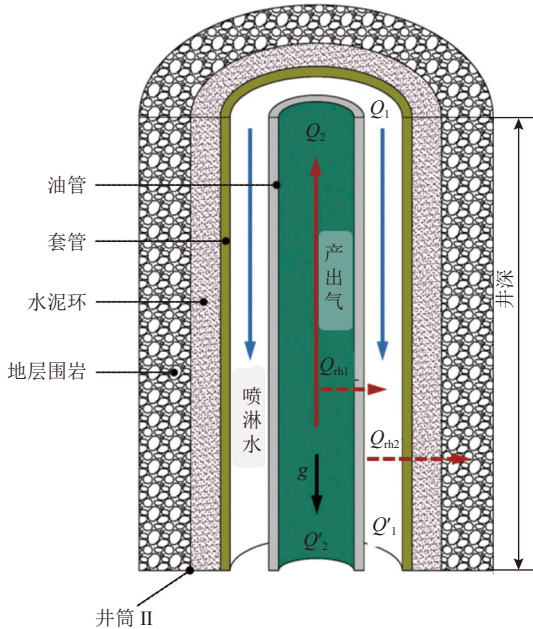


图 2 环空井筒传热微元模型

Fig.2 Micro-element model for heat transfer in wellbore under cooling through annular spray water injection

产出气和喷淋水的热量变化关系:

$$Q'_1 - Q_1 = Q_{rh1} = w_1 c_{p1} \frac{dt_1}{dz} \quad (1)$$

$$Q'_2 - Q_2 = Q_{rh2} - Q_{rh1} = w_2 c_{p2} \frac{dt_2}{dz} \quad (2)$$

产出气及喷淋水能量守恒方程可表示为:

$$w_1 c_{p1} \frac{dt_1}{dz} - 2\pi r_{ti} U_i (t_1 - t_2) = 0 \quad (3)$$

$$w_2 c_{p2} \frac{dt_2}{dz} + 2\pi r_{ti} U_i (t_1 - t_2) - 2\pi r_h U_h (t_2 - t_h) = 0 \quad (4)$$

其中井筒总传热系数为:

$$U_h = \left[\frac{r_{ti} \ln \frac{r_{to}}{r_{ci}}}{K_{cas}} + \frac{r_{ti} \ln \frac{r_h}{r_{co}}}{K_e} \right]^{-1} \quad (5)$$

假设喷淋水到井筒 II 界面(水泥环-地层界面)传递的热量与 II 界面传递到地层热量相等, 即:

$$2\pi r_h U_h (t_2 - t_h) = \frac{2\pi K_e (t_h - t_{ke})}{f(t_D)} \quad (6)$$

由于井筒流体传热在稳态生产情况下, 热扩散也会随着时间发生变化, 所以引入瞬态热损失无因次时间函数^[21]:

$$\begin{cases} f(t_D) = \lg \left(\frac{2(\alpha t_D)^{0.5}}{r_h/12} \right) - 0.29 & t_D > 1.5 \\ f(t_D) = 1.128 \, 1 t_D^{0.5} (1 - 0.3 t_D^{0.5}) & t_D \leq 1.5 \end{cases} \quad (7)$$

结合前面公式可得到环空喷淋注水条件下的井筒温度场模型总公式和水泥环温度表达式:

$$\begin{aligned} w_2 c_{p2} \frac{dt_2}{dz} + 2\pi r_h U_h (t_1 - t_2) - \\ \frac{2\pi r_h U_h K_e (t_2 - t_{ke})}{r_h U_h f(t_D) + K_e} = 0 \end{aligned} \quad (8)$$

$$t_{ce} = \frac{f(t_D) r_h t_2 + K_e t_{ke}}{r_h f(t_D) + K_e} \quad (9)$$

1.3 井筒压力梯度模型

井筒内的压力对套管、水泥环的应力有着直接的影响, 考虑产出气在油管内的摩擦, 结合质量守恒定律, 井筒压力梯度模型如下:

$$\frac{dp}{dz} = \rho g \cos \theta + \frac{f \rho v^2}{d} - \frac{\rho v dv}{dz} \quad (10)$$

2 井筒-地层应力场模型

2.1 模型建立

将井筒-地层当作一个复合圆柱体来分析, 在建立应力场之前需要做以下基本假设:

- (1) 套管-水泥环-地层三者完全胶结, 且界面不存在间断点, 不发生相对位移。
- (2) 复合圆柱体为平面应变变形与轴对称变形。

套管-水泥环-地层模型如图 3 所示, 将水泥环外的地层当作一个半径为 d 的厚壁圆筒, 通过水泥环和地层之间的位移连续条件建立方程。

对于涉及温度应力的厚壁圆筒问题, 由于变温的存在, 弹性体内个点的微小长度, 如果不受约束, 将发生正应变 αT , 其中 α 为弹性体的线膨胀系数, T 为水泥环中的温度变化梯度, 而如果弹性体受到外在约束, 那么此应变就不能发生, 就产生了温度应力, 再结合胡克定律可知:

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E} [\sigma_r - \mu(\sigma_\theta + \sigma_z)] + \alpha T \quad (11)$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{1}{E} [\sigma_\theta - \mu(\sigma_z + \sigma_r)] + \alpha T \quad (12)$$

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} [\sigma_z - \mu(\sigma_\theta + \sigma_r)] + \alpha T \quad (13)$$

对于套管、水泥环变形量,由胡克定理及厚壁筒理论的拉梅解答知,在 $r=b$ 处有:

$$\begin{cases} \delta_{r-\text{case}} = \frac{b(1-\mu_{ca}^2)}{E_{ca}} \left[p_i \left(\frac{2a^2}{b^2-a^2} \right) - \right. \\ \quad \left. p_{c1} \left(\frac{a^2+b^2}{b^2-a^2} \right) + p_{c1} \frac{\mu_{ca}}{1-\mu_{ca}} \right] + (1+\mu_{ca})b\alpha_{ca}t_{ca} \\ \delta_{r-\text{cem1}} = \frac{b(1-\mu_{ce}^2)}{E_{ce}} \left[p_{c1} \left(\frac{c^2+b^2}{c^2-b^2} \right) - \right. \\ \quad \left. p_{c2} \left(\frac{2c^2}{c^2-b^2} \right) + p_{c1} \frac{\mu_{ce}}{1-\mu_{ce}} \right] + (1+\mu_{ce})b\alpha_{ce}t_{ce} \end{cases} \quad (14)$$

对于水泥环和地层在 $r=c$ 处的变形量:

$$\begin{cases} \delta_{r-\text{cem2}} = \frac{c(1-\mu_{ce}^2)}{E_{ce}} \left[p_{c1} \left(\frac{2b^2}{c^2-b^2} \right) - \right. \\ \quad \left. p_{c2} \left(\frac{c^2+b^2}{c^2-b^2} \right) + p_{c2} \frac{\mu_{ce}}{1-\mu_{ce}} \right] + (1+\mu_{ce})c\alpha_{ce}t_{ce} \\ \delta_{r-\text{ke}} = \frac{c(1-\mu_{ke}^2)}{E_{ke}} \left[p_{c2} \left(\frac{c^2+d^2}{d^2-c^2} \right) - \right. \\ \quad \left. p_i \left(\frac{2d^2}{d^2-c^2} \right) + p_{c2} \frac{\mu_{ke}}{1-\mu_{ke}} \right] + (1+\mu_{ke})c\alpha_{ke}t_{ke} \end{cases} \quad (15)$$

考虑套管-水泥环-地层的温度分布函数,则有:

$$p_{c1} \left[\frac{b(1-\mu_{ce}^2)}{E_{ce}} \left(\frac{c^2+b^2}{c^2-b^2} + \frac{\mu_{ce}}{1-\mu_{ce}} \right) + \frac{b(1-\mu_{ca}^2)}{E_{ca}} \left(\frac{a^2+b^2}{b^2-a^2} - \frac{\mu_{ca}}{1-\mu_{ca}} \right) \right] - p_{c2} \left[\frac{b(1-\mu_{ce}^2)}{E_{ce}} \left(\frac{2c^2}{c^2-b^2} \right) \right] = p_i \frac{b(1-\mu_{ca}^2)}{E_{ca}} \left(\frac{2a^2}{b^2-a^2} \right) + (1+\mu_{ca})b\alpha_{ca}t_{ca} - (1+\mu_{ce})\alpha_{ce}bt_{ce} \quad (17)$$

$$p_{c2} \left[\frac{c(1-\mu_{ke}^2)}{E_{ke}} \left(\frac{c^2+d^2}{d^2-c^2} + \frac{\mu_{ke}}{1-\mu_{ke}} \right) + \frac{c(1-\mu_{ce}^2)}{E_{ce}} \left(\frac{c^2+b^2}{c^2-b^2} - \frac{\mu_{ce}}{1-\mu_{ce}} \right) \right] - p_{c1} \left[\frac{c(1-\mu_{ce}^2)}{E_{ce}} \left(\frac{2b^2}{c^2-b^2} \right) \right] = \frac{p_i c(1-\mu_{ke}^2)}{E_{ke}} \left(\frac{2d^2}{d^2-c^2} \right) - (1+\mu_{ke})c\alpha_{ke}t_{ke} + (1+\mu_{ce})c\alpha_{ce}t_{ce} \quad (18)$$

令:

$$\begin{aligned} A &= \frac{b(1-\mu_{ce}^2)}{E_{ce}} \left(\frac{c^2+b^2}{c^2-b^2} + \frac{\mu_{ce}}{1-\mu_{ce}} \right) + \frac{b(1-\mu_{ca}^2)}{E_{ca}} \left(\frac{a^2+b^2}{b^2-a^2} - \frac{\mu_{ca}}{1-\mu_{ca}} \right) \\ B &= \frac{b(1-\mu_{ce}^2)}{E_{ce}} \left(\frac{2c^2}{c^2-b^2} \right) \\ C &= p_i \frac{b(1-\mu_{ca}^2)}{E_{ca}} \left(\frac{2a^2}{b^2-a^2} \right) + (1+\mu_{ca})b\alpha_{ca}t_{ca} - (1+\mu_{ce})\alpha_{ce}bt_{ce} \\ E &= \frac{c(1-\mu_{ce}^2)}{E_{ce}} \left(\frac{2b^2}{c^2-b^2} \right) \end{aligned}$$

$\sigma_{z-\text{ce}} = \mu_{ce}(\sigma_r + \sigma_\theta) - \alpha_{ce}E_{ce}t_{ce}$ 代入并求解得到:

$$p_{c1} = \frac{FB+CD}{AD-BE} \quad (19)$$

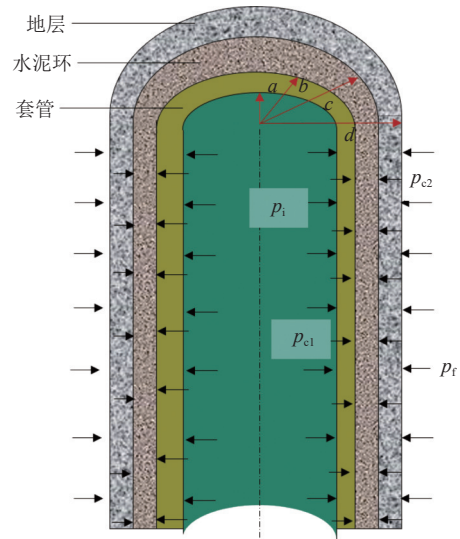


图3 套管—水泥环接触应力示意

Fig.3 Schematic diagram showing the contact stress between the casing and cement sheath

$$\begin{cases} t_{ca} = t_{ci}(i) \\ t_{ce}(i, j) = t_{ci}(i) \frac{\ln \frac{b}{r}}{\ln \frac{a}{b}} + t_{hi}(i) \frac{\ln \frac{a}{r}}{\ln \frac{a}{b}} \end{cases} \quad (16)$$

位移连续边界条件,即套管和水泥环、水泥环和地层围岩接触面完全胶合其变形情况应该完全一致,可得到:

$$p_{c2} = \frac{AF+CE}{AD-BE} \quad (20)$$

故而,综合内压和温差后,分别得到井筒中套管、水泥环、地层的应力表达式。

1) 套管应力表达式

$$\sigma_{r-\text{ca}} = \frac{p_i a^2}{b^2-a^2} \left(1 - \frac{b^2}{r^2} \right) - \frac{p_{c1} b^2}{b^2-a^2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) \quad (21)$$

$$\sigma_{\theta-\text{ca}} = \frac{p_i a^2}{b^2-a^2} \left(1 + \frac{b^2}{r^2} \right) - \frac{p_{c1} b^2}{b^2-a^2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) \quad (22)$$

$$\sigma_{z-\text{ca}} = \mu_{ca}(\sigma_r + \sigma_\theta) - \alpha_{ca}E_{ca}t_{ca} \quad (23)$$

2) 水泥环应力表达式

$$\sigma_{r-\text{ce}} = \frac{p_{c1} b^2}{c^2-b^2} \left(1 - \frac{c^2}{r^2} \right) - \frac{p_{c2} c^2}{c^2-b^2} \left(1 - \frac{b^2}{r^2} \right) \quad (24)$$

$$\sigma_{\theta-ce} = \frac{p_{c1}b^2}{c^2-b^2} \left(1 + \frac{c^2}{r^2}\right) - \frac{p_{c2}c^2}{c^2-b^2} \left(1 + \frac{b^2}{r^2}\right) \quad (25)$$

$$\sigma_{z-ce} = \mu_{ce}(\sigma_r + \sigma_\theta) - \alpha_{ce}E_{ce}t_{ce} \quad (26)$$

3) 地层应力表达式

$$\sigma_{r-ke} = \frac{p_{c2}c^2}{d^2-c^2} \left(1 - \frac{d^2}{r^2}\right) - \frac{p_{t1}d^2}{d^2-c^2} \left(1 - \frac{c^2}{r^2}\right) \quad (27)$$

$$\sigma_{\theta-ke} = \frac{p_{c2}c^2}{d^2-c^2} \left(1 + \frac{d^2}{r^2}\right) - \frac{p_{t1}d^2}{d^2-b^2} \left(1 + \frac{c^2}{r^2}\right) \quad (28)$$

$$\sigma_{z-ke} = \mu_{ke}(\sigma_r + \sigma_\theta) - \alpha_{ke}E_{ke}t_{ke} \quad (29)$$

2.2 井筒温度应力场耦合计算

(1) 计算不同井深处的套管 $T_{ci}(i,j)$ 、水泥环 $T_{ce}(i,j)$ 、地层 $T_{ke}(i)$ 温度; (2) 计算不同井深处的内压值 p_i 大小; (3) 将(1)、(2)中得到的温度和压力代入到应力场计算公式中, 计算得到该位置处的两个接触应力 p_{c1} 和 p_{c2} 大小; (4) 将两个接触应力值大小, 再代入井筒应力表达式中, 并且嵌入温度场循环中即可求得不同井深和不同半径处的井筒应力值大小。井筒应力场计算流程如图 4 所示。

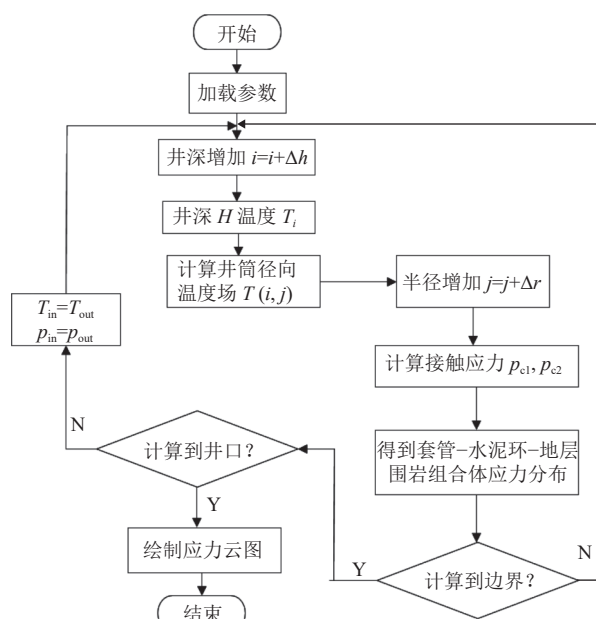


图 4 井筒应力场计算流程

Fig.4 Calculation flow for wellbore stress field

2.3 模型验证

根据表 1 数据建立井筒三维模型, 其中地层围岩外径和井筒高度设为 2 m。将温度场计算结果施加在套管内壁面, 限制井筒轴向位移, 对套管内壁面施加 10 MPa 压力载荷, 地层围岩压力 10 MPa 的边界条件。仿真分析后的井筒应力分布如图 5 所示。

取套管内侧到地层围岩外侧径向一条线的等效应力数据如图 5 所示, 并与理论模型计算得到的等效应

表 1 生产井井身结构及工作参数
Table 1 Casing program and operating parameters of the production well

参数	数值
井深/m	1 000
生产井井底温度/℃	1 000
套管外直径/mm	177.8
套管内直径/mm	160
油管外直径/mm	114
油管内直径/mm	100
井眼直径/mm	445
井管内压/MPa	5~25
地层围压/MPa	10~50
地层围岩导热系数/(W·m ⁻¹ ·℃ ⁻¹)	2.5
油管、套管导热系数/(W·m ⁻¹ ·℃ ⁻¹)	100
水泥环导热系数/(W·m ⁻¹ ·℃ ⁻¹)	2.5
产出气比热容/(kJ·kg ⁻¹ ·℃ ⁻¹)	3 200

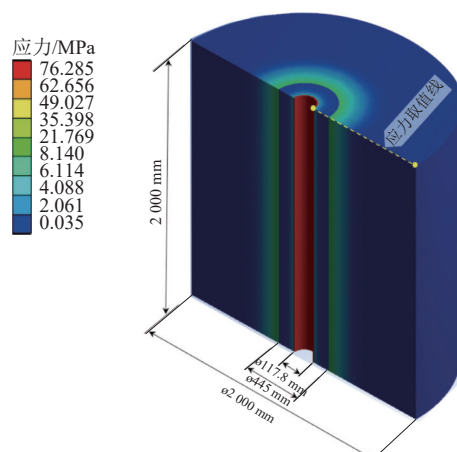


图 5 井筒有限元等效应力云图

Fig.5 Equivalent stress nephogram of wellbore derived using the finite element method

力数据对比, 结果如图 6 所示。可以看出, 有限元模型计算结果和理论模型计算结果比较吻合, 证明本文所建立的数学模型具有较高的准确度。

3 算例分析

考虑不同温度、压力和深度, 建立了煤炭地下气化井筒温度场、应力场数学分析模型。根据中联煤层气公司将开展的某实验井设计数据, 分析预测实验过程中井筒温度场、应力场分布情况, 相关参数见表 1、表 2, 生产井井底温度设置为 1 000℃, 温度较高, 为保持固井水泥的胶黏性, 选择添加了特殊的添加剂和耐高温材料的固井水泥。

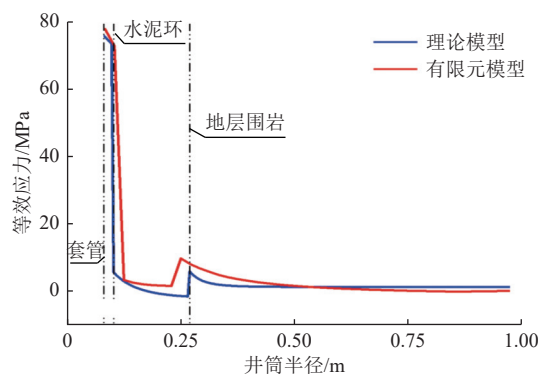


图 6 理论求解值和有限元分析值对比

Fig.6 Comparison of theoretical and finite element analysis-derived effective stress

表 2 井筒力学参数

Table 2 Mechanical parameters of wellbore

对象	泊松比	弹性模量/GPa	热膨胀系数/ $10^{-5}^{\circ}\text{C}^{-1}$
套管	0.30	206	1.20
水泥环	0.23	8	1.05
地层	114.00	30	1.05

3.1 井筒温度场分布

井筒温度场分析结果如图 7 和图 8 所示。在自然降温情况下(图 7), 产出气温度随着井深减小而逐渐降低, 且降低速度越来越快, 由于套管导热系数较小, 产出气的温度和套管温度差别不大。

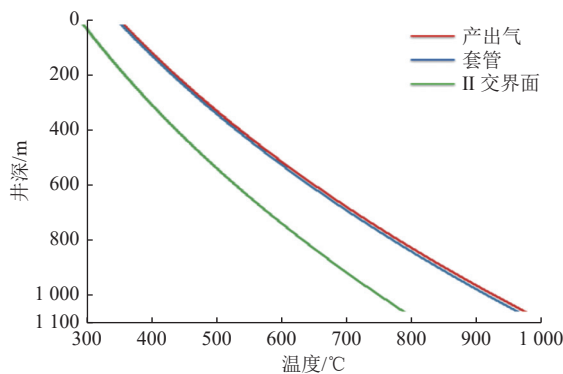


图 7 自然降温井筒温度场分布

Fig.7 Temperature field distribution of wellbore under natural cooling

结合井筒自然降温与喷淋降温两种情况, 可以得到喷淋前后井筒 0~1 000 m 整体的温度场分布情况, 如图 8 所示, 从图中可以看出, 喷淋降温在 700~1 000 m 井深过程中温度降低最多, 产出气在 700~1 000 m 处经过环空的喷淋腔, 温度由初始的 1 000℃ 被降低到了 400℃, 因为喷淋腔内的水直接气化吸热。而无喷淋情况下, 在 700~1 000 m 井深段, 产出气温度由 1 000℃ 自然降温到 750℃, 仅仅降了 250℃。0~700 m 是经过喷淋腔之后的非喷淋段的产出气、水与地层之

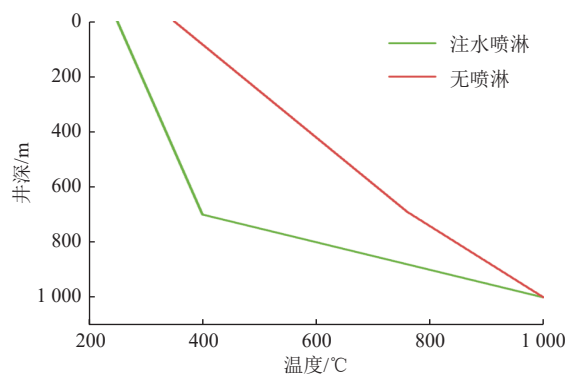


图 8 喷淋前后温度场分布情况

Fig.8 Temperature field distribution of wellbore before and after spraying

间的传热情况。

井口常温的喷淋水在冷却井筒时, 一直高流量向下注入, 难以通过井筒内的高温气体, 积攒热量升温, 因此, 喷淋水温度从井口到井底基本不变。结合喷淋水用量, 根据煤炭气化时的实际地面工况将井口处喷淋水温度设为 30℃, 得到喷淋水和产出气的在 0~700 m 温度场分布曲线, 此阶段无喷淋降温的作用。由图 9 可以看出, 喷淋水的温度从 700 m 到井口处基本不变, 而产出气则从井底到井口温度下降了约 150℃, 井口处温度约为 250℃, 这是因为在 700 m 处产出气已经过喷淋降温到 400℃; 虽然水泥环的温度也变化很小, 但是水泥环温度略高于地层温度。

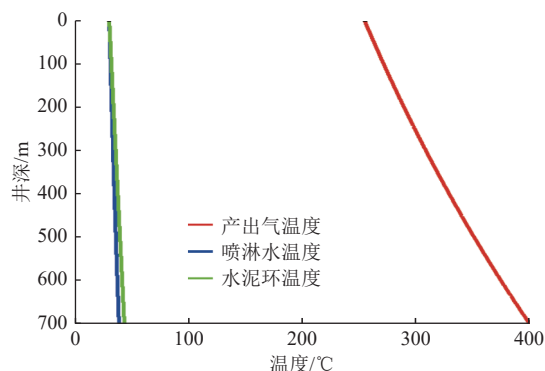
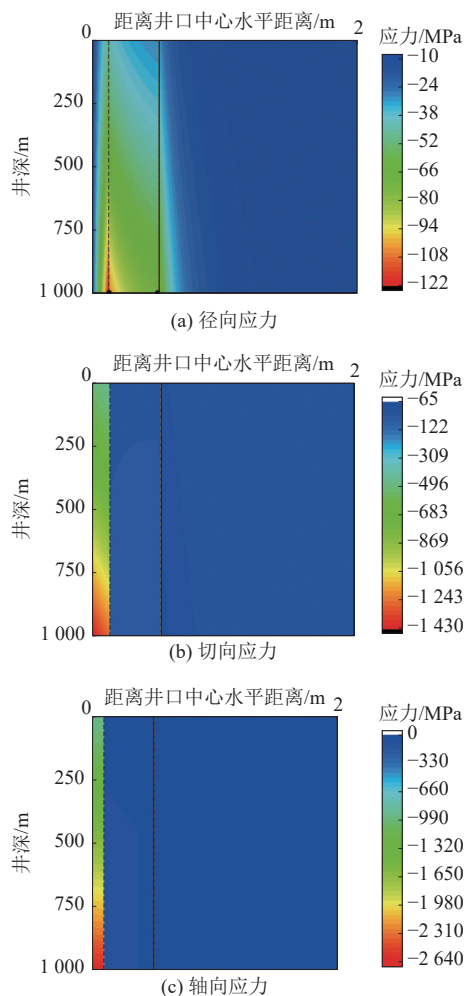


图 9 井筒 0~700 m 温度场分布情况

Fig.9 Temperature field distribution of wellbore in 0~700 m

3.2 自然降温井筒应力分布

在自然降温时井底产出气温度为 1 000℃, 油管套管之间无喷淋水。此时套管、水泥环的理论计算最大应力分别为 2 640.6、151.3 MPa, 均超过本身材料许用压应力。由图 10 可以看出, 井筒的径向应力最大值存在于井底水泥环和套管交界处, 而径向、切向、轴向应力分布则沿井深和半径方向降低, 其中轴向应力最大, 径向应力最小(注: 压应力为负, 拉应力为正)。



----- 套管水泥环交界面 ——— 水泥环地面交界面

图 10 自然降温下井筒应力分布云图

Fig.10 Wellbore stress distribution nephogram under natural cooling

由图 11 可以看出,在同样条件下不考虑温度时,套管和水泥环轴向应力分别只有 28.4、15.0 MPa,远小于考虑温度时的结果,这说明有无温度对于井筒应力分布影响十分明显。从分布规律上来看,套管的应力都远远高于地层和水泥环的,这是因为套管直接受内压和高温载荷,且其本身弹性模量较大;其次井筒整体上受到压应力作用,且在套管-水泥环、水泥环-地层交界面处的应力落差一般较大,这说明保证水泥环的胶结强度非常重要。

3.3 喷淋降温后井筒应力场分布

将井深 700~1 000 m 处井段设置为喷淋腔,设置喷淋腔温度为 400℃,并将喷淋降温后井筒 0~700 m 处的温度代入应力场计算模型中,得到井筒应力分布如图 12 所示。此时套管和水泥环最大应力分别为 20、8 MPa,相较于未喷淋前的井筒应力大幅降低,满足煤炭地下气化工艺设计提出的水泥环与套管材料参数要求。所以对煤炭地下气化生产井进行喷淋降温非常重

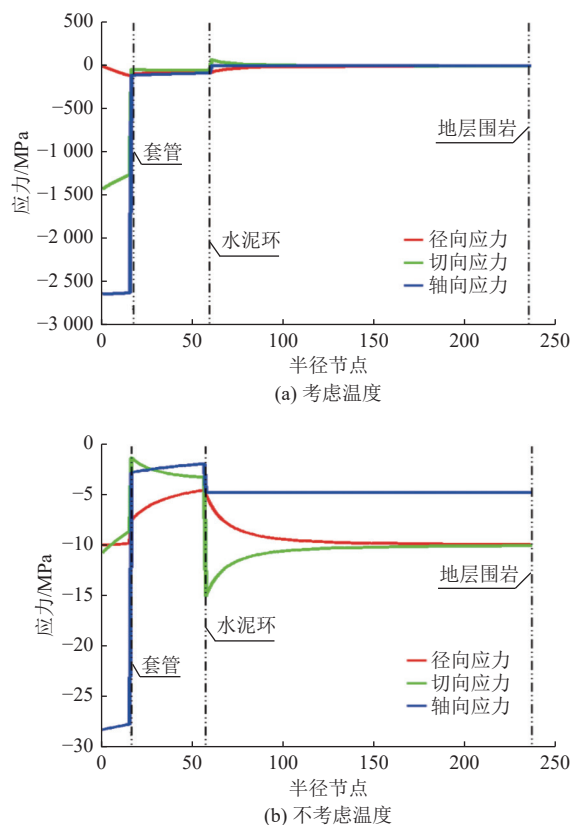
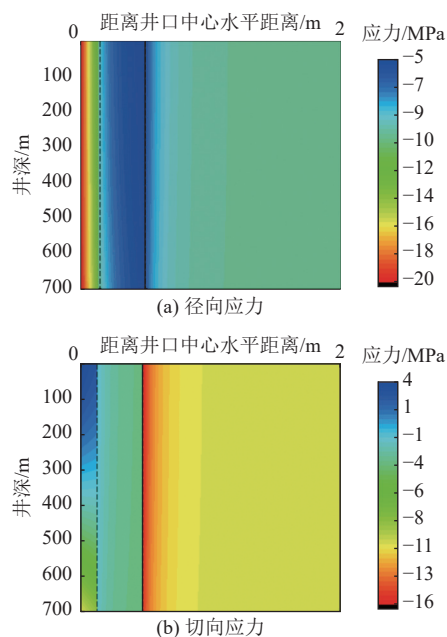


图 11 温度对井筒三向应力分布影响

Fig.11 Effects of temperature on the triaxial stress distribution of wellbores

要。从图 12 还可以看出三向应力在井筒半径方向都存在先减小后增大再减小的规律,在 II 交界面存在压力最小值。切向和轴向应力沿着井深轴对称分布,在井底处以温度产生的压应力为主,而井口套管径向受内压会在切向和径向伸长产生拉应力。



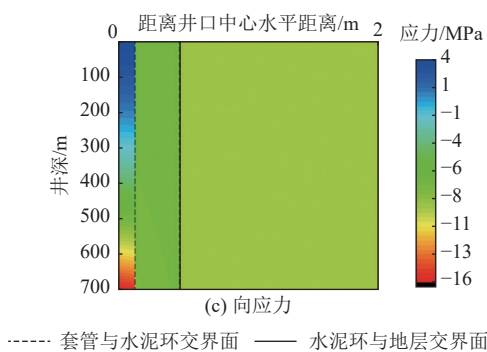


图 12 喷淋降温下井筒应力分布云图

Fig.12 Wellbores stress distribution nephogram under spray cooling

3.4 温度对套管及水泥环应力影响

其他参数不变,考虑喷淋腔温度变化时温度场分布的规律,分别计算温度为 350、380、410、440、470℃ 时喷淋腔顶部(井深 700 m 处)井筒处三向应力分布情况如图 13 所示。随着温度上升,套管三个方向的应力越来越大,其中以轴向应力变化幅度最明显,增加约 20 MPa; 相对于套管应力随温度的变化幅度,水泥环的切向应力和轴向应力基本不受温度影响,只有径向压应力变化幅度较为明显。因此,对于煤炭地下气化的高温高压井,通过降低井筒温度控制套管和水泥环内应力尤为重要。

3.5 井筒内压对套管和水泥环应力的影响

其他参数条件不变,分别计算了井筒内压为 5、10、

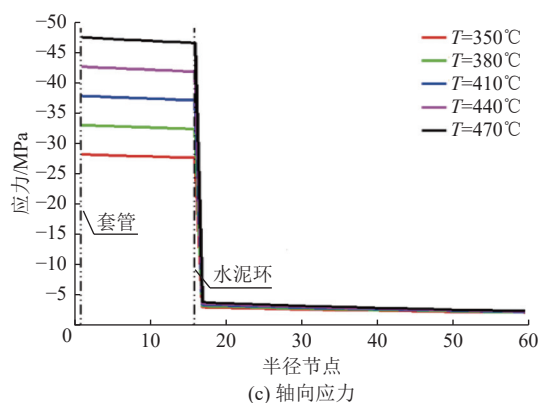
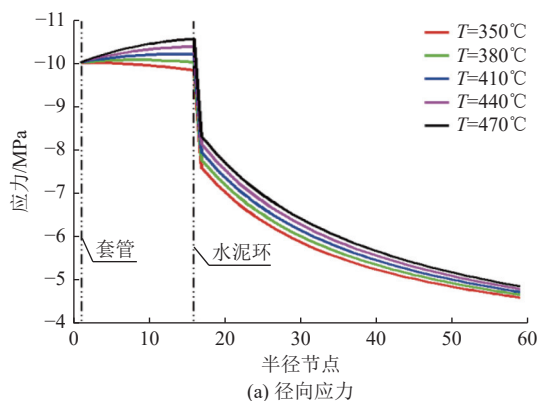


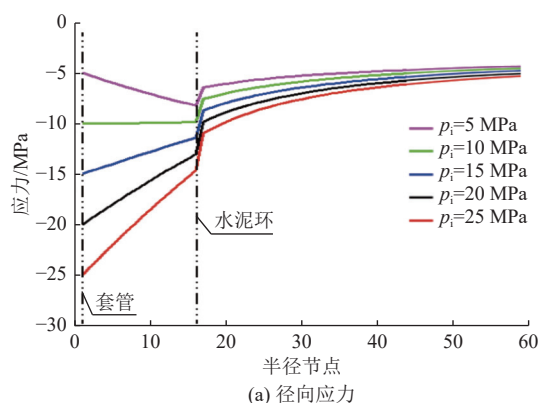
图 13 套管-水泥环应力随喷淋腔温度变化情况

Fig.13 Variation of the contact stress between the casing and cement sheath with the temperature of the spray chamber

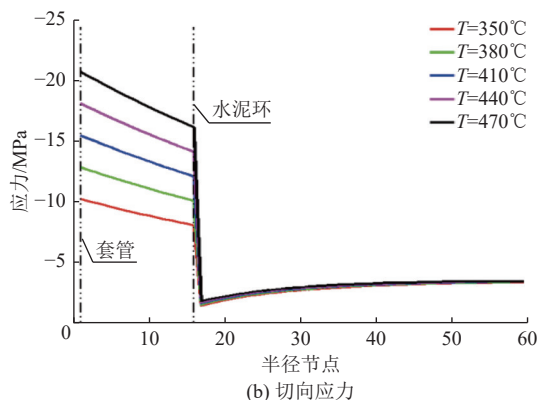
15、20、25 MPa 的条件下,模拟井筒在试压、憋压等工况下的应力场分布情况,结果如图 14 所示。水泥环三向应力随着套管内压增大而发生小幅度变化,而套管三向应力变化幅值相较于水泥环要大得多。其中,套管和水泥环切向应力经历了由压应力向拉应力的状态变化,最大由 -48.7 MPa 变化到 100 MPa,幅值达到了 148.7 MPa。根据水泥环与套管压力变化幅度的不同,在进行强度设计时需要的水泥环与套管采用不同的强度理论校核。套管内压对于井筒应力场分布影响明显,因此,高温高压工况下的井筒内压控制、套管强度校核,需要结合其三向应力状态选择合适的强度理论法则,从而保障井筒完整性。



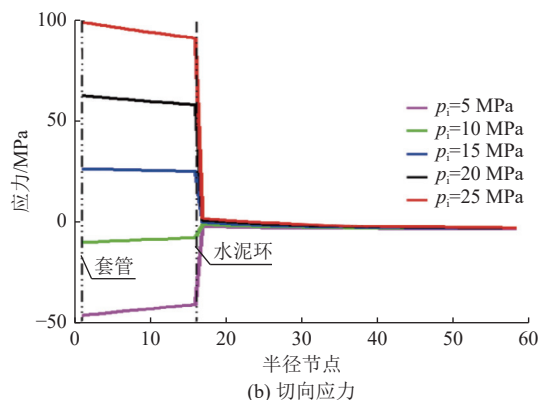
(a) 径向应力



(a) 径向应力



(b) 切向应力



(b) 切向应力

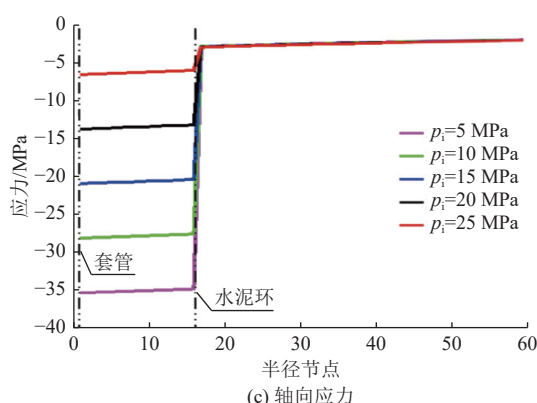


图 14 套管-水泥环应力随套管内压变化情况

Fig.14 Variation of the contact stress between the casing and cement sheath with the pressure in the casing

3.6 水泥环性能对井筒应力影响

水泥环作为井筒重要组成部分,与井筒应力场的分布密切相关。其他条件不变情况下,分别分析弹性模量为 8、9、10、11、12 MPa,泊松比为 0.20、0.23、0.26、0.29、0.32 时,套管与水泥环的应力分布情况如图 15 和图 16 所示。

从图 15 可以看出,随着水泥环弹性模量的增加,套管与水泥环三向应力均有不同程度的增加,其中水泥环的径向应力和套管的切向应力增幅较大。最大径向压应力由套管内壁面变为套管与水泥环交界处,随着水泥环径向距离增加,其径向应力逐渐变小且变幅较大,切向应力逐渐增大但变幅较小,轴向应力逐渐增大且变幅较小。水泥环的泊松比变化对于套管和水泥环的切向、轴向应力的影响规律与其弹性模量变化基本一致。相较于泊松比,水泥环的弹性模量对于井筒应力场分布影响更为明显,这说明采用韧性高即弹性模量更小的水泥材料更有利于保证水泥环的完整性,同时为了便于观察,在图 16 中引入了等效应力,可以看出选择泊松比较大的水泥材料也可以降低套管和水泥环的径向应力。

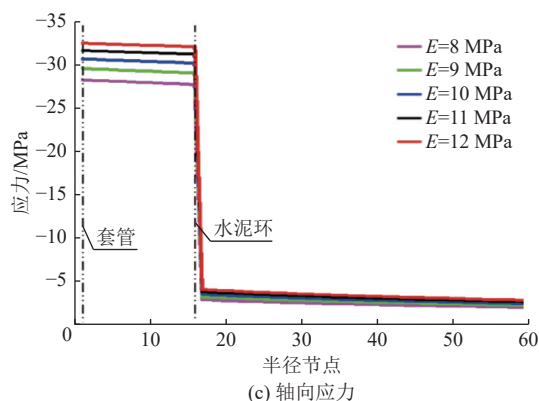
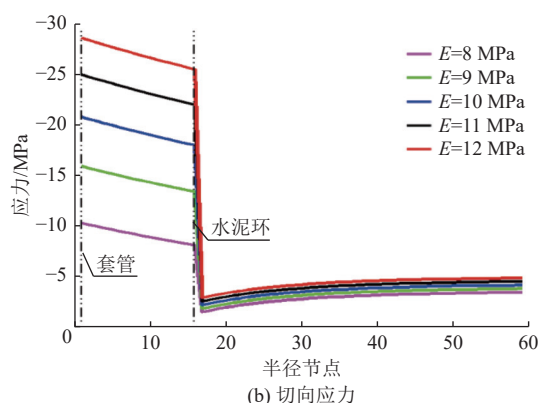
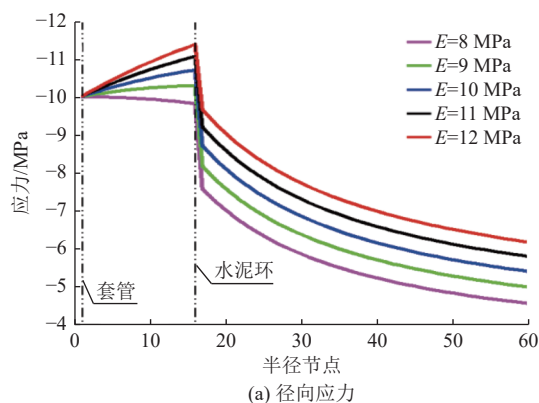
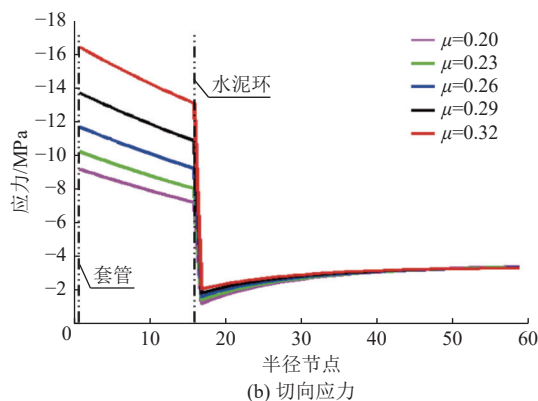
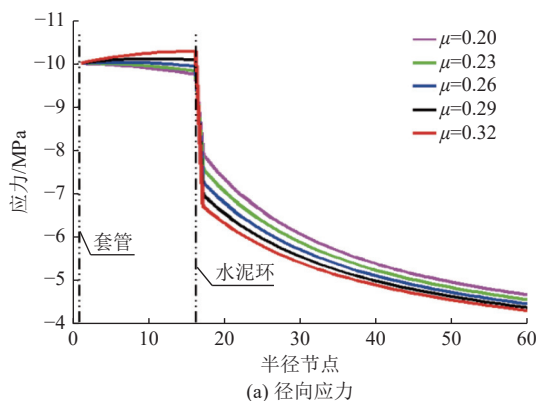


图 15 套管-水泥环应力随水泥环弹性模量变化情况

Fig.15 Variation of the contact stress between the casing and cement sheath with the elastic modulus of the cement sheath



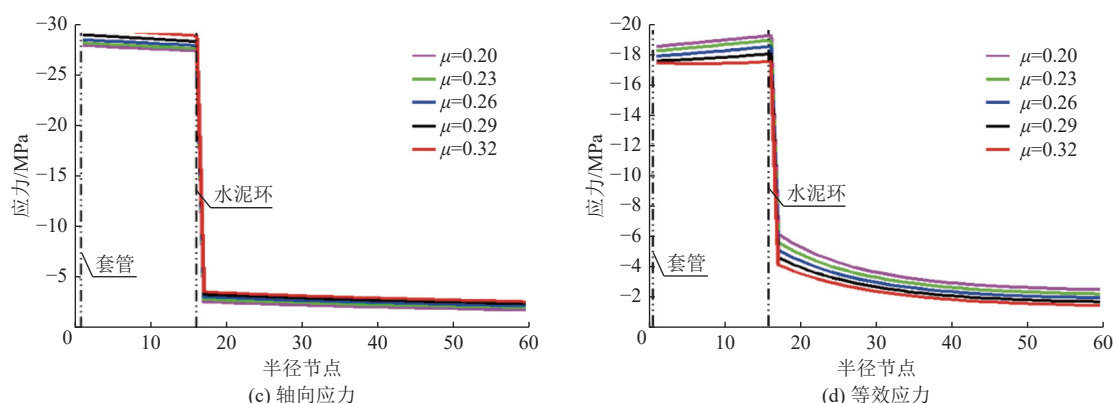


图 16 套管-水泥环应力随水泥环泊松比变化情况

Fig.16 Variation of the contact stress between the casing and cement sheath with the Poisson's ratio of the cement sheath

4 结论

a. 根据井筒传热理论结合厚壁筒理论和弹性力学,建立了高温高压条件下的井筒温度场及应力场模型,可分析煤炭地下气化环空生产井筒的温度应场分布情况,设计的理论模型计算结果与有限元仿真模拟结果具有较高的一致性。

b. 由于套管材料性质以及直接受内压和高温载荷的影响,套管的应力值远高于地层和水泥环。在水泥环两侧界面处的应力落差一般较大,所以在固井时保证水泥环的胶结强度非常重要。

c. 对于煤炭地下气化这样的高温高压生产井筒,温度对套管和水泥环的应力影响非常大,对井筒采用喷淋降温的方式能够有效降低套管和水泥环的内应力。

d. 井筒内压的变化可能会导致套管或水泥环应力方向发生变化,合理地选择套管、水泥环强度校核理论,控制井筒内压,有利于保障井筒完整性。

e. 相对于水泥环的泊松比,其弹性模量对井筒的应力幅度影响更大,采用弹性模量较小、泊松比较大的水泥环材料能够降低井筒应力,保证水泥环完整性。

符号注释:

a 、 b 、 c 、 d 分别为套管内径、套管外径、水泥环外径、井筒当量直径, m ; c_{p1} 、 c_{p2} 分别为喷淋水、产出气比热容, $kJ/(kg \cdot ^\circ C)$; E 为弹性模量, MPa ; E_{ca} 、 E_{ce} 、 E_{ke} 分别为套管、水泥环、地层围岩的弹性模量, MPa ; f 为管壁摩擦系数; $f(t_D)$ 为瞬态热损失无因次时间函数; t_D 为时间, h ; i 为井深方向; j 为井眼半径方向; K_c 、 K_{cas} 、 K_e 分别为水泥环、套管、地层围岩导热系数, $W/(m \cdot ^\circ C)$; p 为井筒内压, MPa ; p_{c1} 为套管与水泥环之间接触压力, MPa ; p_{c2} 为水泥环与地层围岩之间接触压力, MPa ; p_f 为地层围岩压力, MPa ; p_i 为套管内受到的内压, MPa ; Q_1 、 Q_2 分别为井筒微元体入口产出气、喷淋水热量, W ; Q_1' 、 Q_2' 分别为井筒微元体出口的产出气、喷淋水

热量, W ; Q_{th1} 为产出气到喷淋水传递的热量, W ; Q_{th2} 为喷淋水到地层的传递热量, W ; w_1 、 w_2 分别为喷淋水量、产出气产量, t/d ; r_{ci} 、 r_{co} 分别为套管内、外径, m ; r_h 为水泥环外径, m ; r_{ti} 、 r_{to} 分别为油管内、外径, m ; t_1 、 t_2 分别为产出气温度、喷淋水温度, $^\circ C$; t_{ca} 为变温, $^\circ C$; $t_{ce}(i,j)$ 为水泥环的温度, $^\circ C$; $t_{ci}(i,j)$ 为套管温度, $^\circ C$; t_h 为 II 交界面温度, $^\circ C$; t_{ke} 为地层温度, $^\circ C$; U_h 为井筒总传热系数, $W/(m \cdot ^\circ C)$; U_i 为油管的导热系数, $W/(m \cdot ^\circ C)$; v 为气体流速, m/s ; ρ 为气体密度, kg/m^3 ; z 为井深, m ; α 为弹性体的线膨胀系数, $^\circ C^{-1}$; α_{ca} 、 α_{ce} 、 α_{ke} 分别为套管、水泥环、地层围岩的热膨胀系数, $1/^\circ C$; θ 为井斜角, $(^\circ)$; ε_r 、 ε_θ 、 ε_z 分别为径向应变、周向应变和轴向应变; σ_r 、 σ_θ 、 σ_z 分别为径向应力、周向应力和轴向应力, MPa ; δ_{r-cas} 、 δ_{r-cem1} 分别为 $r=b$ 时, 套管、水泥环的变形量; δ_{r-cem2} 、 δ_{r-ke} 分别为 $r=b$ 时, 水泥环、地层围岩的变形量; μ 为泊松比; μ_{ca} 、 μ_{ce} 、 μ_{ke} 分别为套管、水泥环、地层围岩的泊松比。

参考文献(References)

- [1] 秦勇, 易同生, 周永锋, 等. 煤炭地下气化产业政策建设困境与破局对策[J]. 煤炭学报, 2023, 48(6): 2498–2505.
QIN Yong, YI Tongsheng, ZHOU Yongfeng, et al. Dilemma and countermeasure of policy construction of UCG industry[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(6): 2498–2505.
- [2] 秦勇, 易同生, 杨磊, 等. 中国煤炭地下气化现场试验探索历程与前景展望[J]. 煤田地质与勘探, 2023, 51(7): 17–25.
QIN Yong, YI Tongsheng, YANG Lei, et al. Underground coal gasification field tests in China: History and prospects[J]. Coal Geology & Exploration, 2023, 51(7): 17–25.
- [3] 梁杰, 王喆, 梁鲲, 等. 煤炭地下气化技术进展与工程科技[J]. 煤炭学报, 2020, 45(1): 393–402.
LIANG Jie, WANG Zhe, LIANG Kun, et al. Progress and technology of underground coal gasification[J]. Journal of China Coal Society, 2020, 45(1): 393–402.
- [4] 梁杰, 崔勇, 王张卿, 等. 煤炭地下气化炉型及工艺[J]. 煤炭科学技术, 2013, 41(5): 10–15.

- LIANG Jie, CUI Yong, WANG Zhangqing, et al. Gasifier type and technique of underground coal gasification[J]. Coal Science and Technology, 2013, 41(5): 10–15.
- [5] 吴蒙, 秦云虎, 李国璋, 等. 煤炭地下气化影响因素及评价方法研究进展[J]. 煤炭科学技术, 2022, 50(8): 259–269.
- WU Meng, QIN Yunhu, LI Guozhang, et al. Research progress on influencing factors and evaluation methods of underground coal gasification[J]. Coal Science and Technology, 2022, 50(8): 259–269.
- [6] 王喆, 梁杰, 侯腾飞, 等. 高温对煤炭地下气化围岩损伤的影响[J]. 煤炭学报, 2022, 47(6): 2270–2278.
- WANG Zhe, LIANG Jie, HOU Tengfei, et al. Influence of high temperature on surrounding rock damage of underground coal gasification[J]. Journal of China Coal Society, 2022, 47(6): 2270–2278.
- [7] 刘奕杉, 黄顺满, 袁光杰, 等. 煤炭地下气化高温井筒温度场研究[J]. 煤炭转化, 2022, 45(1): 58–64.
- LIU Yishan, HUANG Shunxiao, YUAN Guangjie, et al. Study on temperature field of high temperature wellbore of underground coal gasification[J]. Coal Conversion, 2022, 45(1): 58–64.
- [8] 李勇, 纪宏飞, 邢鹏举, 等. 气井井筒温度场及温度应力场的理论解[J]. 石油学报, 2021, 42(1): 84–94.
- LI Yong, JI Hongfei, XING Pengju, et al. Theoretical solutions of temperature field and thermal stress field in wellbore of a gas well[J]. Acta Petrolei Sinica, 2021, 42(1): 84–94.
- [9] 李进, 龚宁, 张启龙, 等. 基于三维温度场的热采井水泥环完整性破坏的研究及对策[J]. 钻井液与完井液, 2018, 35(5): 83–89.
- LI Jin, GONG Ning, ZHANG Qilong, et al. Study on and countermeasures to the loss of cement sheath integrity in thermal production wells based on 3-D temperature field[J]. Drilling Fluid & Completion Fluid, 2018, 35(5): 83–89.
- [10] 张智, 王汉. 考虑环空热膨胀压力分析高温高压气井井口抬升[J]. 工程热物理学报, 2017, 38(2): 267–276.
- ZHANG Zhi, WANG Han. Analysis of wellhead growth considering the annulus thermal expansion pressure in HPHT gas wells[J]. Journal of Engineering Thermophysics, 2017, 38(2): 267–276.
- [11] 陈晨晨, 梁杰, 王翠兰, 等. 煤炭地下气化双层注气管传热特性研究[J]. 煤炭学报, 2021, 46(增刊1): 486–494.
- CHEN Chenchen, LIANG Jie, WANG Cuilan, et al. Heat transfer characteristics of double layer gas injection pipe for underground coal gasification[J]. Journal of China Coal Society, 2021, 46(Sup.1): 486–494.
- [12] SONG Xuncheng, WEI Longgui, HE Lian, et al. Transient temperature field model of shut-in off shore wells[J]. Zhongguo Shiyou Daxue Xuebao (Ziran Kexue Ban)/Journal of China University of Petroleum (Edition of Natural Science), 2013, 37(4): 94–99.
- [13] MAO Liangjie, ZHANG Zheng. Transient temperature prediction model of horizontal wells during drilling shale gas and geothermal energy[J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2018, 169: 610–622.
- [14] 殷有泉, 陈朝伟, 李平恩. 套管-水泥环-地层应力分布的理论解[J]. 力学学报, 2006, 38(6): 835–842.
- YIN Youquan, CHEN Zhaowei, LI Ping'en. Theoretical solutions of stress distribution in casing-cement and stratum system[J]. Theoretical and Applied Mechanics, 2006, 38(6): 835–842.
- [15] 李治衡, 刘海龙, 王文, 等. 海上高温高压井套管应力分析[J]. 石油钻采工艺, 2018, 40(增刊1): 129–132.
- LI Zhiheng, LIU Hailong, WANG Wen, et al. Analysis on the casing stress of offshore HTHP wells[J]. Oil Drilling & Production Technology, 2018, 40(Sup.1): 129–132.
- [16] 赵新波, 杨秀娟, 李向阳, 等. 考虑热固耦合作用的高温高压井井筒完整性分析[J]. 工程科学学报, 2016, 38(1): 11–18.
- ZHAO Xinbo, YANG Xiujuan, LI Xiangyang, et al. Integrity analysis of high temperature and high pressure wellbores with thermo-structural coupling effects[J]. Chinese Journal of Engineering, 2016, 38(1): 11–18.
- [17] 朱广海, 刘章聪, 熊旭东, 等. 电加热稠油热采井筒温度场数值计算方法[J]. 石油钻探技术, 2019, 47(5): 110–115.
- ZHU Guanghai, LIU Zhangcong, XIONG Xudong, et al. Numerical calculation method of the wellbore temperature field for electric heating heavy oil thermal recovery[J]. Petroleum Drilling Techniques, 2019, 47(5): 110–115.
- [18] 王厚东, 闫伟, 孙金, 等. 稠油热采井注热过程数值模拟与参数优选[J]. 中国海上油气, 2016, 28(5): 104–109.
- WANG Houdong, YAN Wei, SUN Jin, et al. Numerical simulation and parameter optimization for heat injecting process of heavy oil thermal recovery wells[J]. China Offshore Oil and Gas, 2016, 28(5): 104–109.
- [19] 邵天琛. 高温电加热致密砂岩致裂机理研究[D]. 成都: 西南石油大学, 2019.
- SHAO Tianchen. Study on fracture mechanism of tight sandstone by high temperature electric heating[D]. Chengdu: Southwest Petroleum University, 2019.
- [20] 黄温钢, 王作棠. 煤炭地下气化过程的计算模型[J]. 煤炭转化, 2016, 39(2): 30–35.
- HUANG Wengang, WANG Zuotang. Calculation model of underground coal gasification process[J]. Coal Conversion, 2016, 39(2): 30–35.
- [21] HASAN A R, KABIR C S. Wellbore heat-transfer modeling and applications[J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2012, 86–87: 127–136.

(责任编辑 范章群)