热-流-固耦合作用下井壁-罐道结构协同变形研究*

王福林[1],王肖珊[2],丛宇[1],陈强[3],康方[4],张光明[5]

(1.青岛理工大学 土木工程学院, 山东 青岛市 266520;
2.青岛理工大学 理学院, 山东 青岛市 266520;
3.兖矿能源集团股份有限公司济宁三号煤矿, 山东 济宁市 272101;
4.兖矿能源集团股份有限公司济宁二号煤矿, 山东 济宁市 272101;
5.兖矿能源集团股份有限公司兴隆庄煤矿, 山东 济宁市 272102)

摘要:针对热-流-固三相耦合作用下矿区井壁-罐道结构,采用数值模拟与现场监测相结合的方法,创新性地提出用梁杆系结构"节点位移差"来表征罐道缝位移,系统分析温度与水头变化对结构协同变形的影响。结果表明:温度升高使井壁最大竖向压应力增长24.35%,罐道梁轴向压应力减小25.63%,导致罐道梁由向下弯曲转为向上弯曲,整体呈现热膨胀变化趋势;水头降低使井壁最大竖向应力约增加了5倍,罐道轴向压应力增幅为24.45%,井壁挤压变形引发罐道梁分层弯曲;6种工况下,温度升高与水头降低导致井壁竖向应力增幅为21.1%、20.9%、19.6和16.4%、14.2%,罐道轴向压应力随水头的降低而增大,温度升高则使井壁剪应变增幅略有减弱;靠近井壁测点3AA45罐道缝竖向位移受三相耦合影响最大。数学模型表明,疏水作用对罐道缝竖向位移的影响为温度作用的3.63倍。研究结果可为井壁-罐道结构的安全提供重要参考。

关键词:井壁-罐道结构;三相耦合;罐道缝;水头;数值模拟

中图分类号:TD321 **文献标识码**:A **文章编号**:1005-2763(2025)12-0115-14

Study on Synergetic Deformation of Shaft Wall-Tank Structure Under Thermal-Fluid-Solid Coupling Action

WANG Fulin[1], *WANG Xiaoshan*[2], *CONG Yu*[1], *CHEN Qiang*[3], *KANG Fang*[4], *ZHANG Guangming*[5]

(1.School of Civil Engineering, Qingdao University of Technology, Qingdao, Shandong 266520, China;
2.School of Science, Qingdao University of Technology, Qingdao, Shandong 266520, China;
3.Jining No.3 Coal Mine, Yankuang Energy Group Co., Ltd., Jining, Shandong 272101, China;
4.Jining No.2 Coal Mine, Yankuang Energy Group Co., Ltd., Jining, Shandong 272101, China;
5.Xinglongzhuang Coal Mine, Yankuang Energy Group Co., Ltd., Jining, Shandong 272102, China)

Abstract: For the shaft wall-tank structure in mining areas under thermal-fluid-solid three-phase coupling action, a combined method of numerical simulation and field monitoring was adopted. The "node displacement difference" of the beam-rod system structure was innovatively proposed to characterize the displacement of tank seams, and the influence of temperature and water head variations on the synergistic deformation of the structure were systematically analyzed. The results show that the increase in temperature causes the maximum vertical compressive stress of the shaft wall to increase by 24.35%, and the axial compressive stress of the tank beam to decrease by 25.63%, leading to the tank beam bending upward instead of downward. The overall structure shows a trend of thermal expansion. The reduction of water head increases the maximum vertical stress of the shaft wall by about 5 times, and increases the axial compressive stress of the tank beam by 24.45%. The extrusion deformation of the shaft wall triggers the delamination bending of the tank beam. In six working conditions, the increase in temperature and the reduction of water head lead to an increase of the vertical stress of the shaft wall by 21.1%, 20.9%, 19.6% and 16.4%, 14.2%. The axial compressive stress of the tank beam increases as the water head decreases. The increase in temperature slightly weakens the growth amplitude of the shaft wall shear strain. The vertical displacement of the tank seam at the measuring point 3AA45 near the shaft wall is most affected by the three-phase coupling. The mathematical model shows

* **收稿日期**:2024-10-13
基金项目:国家自然科学基金项目(52179104,42272334,42207201)
作者简介:王福林(1998—),男,四川宜宾人,硕士,主要从事能源地下工程研究。E-mail:wangfulin20181120@163.com
通信作者:王肖珊(1988—),女,内蒙赤峰人,博士,副教授,主要研究复杂地质条件下隧道施工围岩变形机理及合理支护。E-mail:wangxiaoshan@qut.edu.cn

that the influence of hydrophobic action on the vertical displacement of tank seams is 3.63 times that of temperature action. The research results can provide important references for the safety of the shaft wall-tank structure.

Key words: Shaft wall-tank structure, Three-phase coupling, Tank seam, Water head, Numerical simulation

0 引言

矿产资源顺利开采取决于立井安全,井壁破裂会引发罐道缝压实、罐道压缩弯曲、混凝土剥落等故障,导致严重的人员伤亡及经济损失。为此,国内学者针对井壁破裂和罐道变形开展了相关研究工作。姚直书等[1]构建了含水弱胶结围岩流固耦合模型,指出降低充填层渗透率和增加井壁厚度可有效提高井壁稳定性。刘力源等[2]采用流固损伤耦合模型和数值模拟方法,指出地应力场可控制井筒破裂形态,孔隙水压可增加围岩拉伸破坏风险。张同钊等[3]构建了井筒渗流模型,指出涌水量随井筒埋深呈非线性快速增加,采取水压和渗透率联合控制可有效控制涌水。张驰等[4]通过物理试验和数值计算,得出立井井壁竖直附加力在厚风积砂地层与基岩交界面达到极值且使用可缩井壁可控制附加力增长的结论。徐衍等[5-6]采用热传导原理和弹性力学方法,建立考虑围岩热传导和应力场的数学力学模型,指出井壁设计时需考虑井壁内缘变温最大时的应力差作为选择井壁混凝土强度的参考最低值。胡锐等[7]通过建立井壁实物模型和分布式光纤监测技术,发现井壁应变最大值与最小值之间偏差越大,井壁稳定性越差。黄佳佳等[8]建立了一个考虑水合物分解、热传导以及力场-渗流场全耦合的非稳态解析模型,得出钻井液压力和水合物分解所引起的地层弹性模量降低 50%可导致井壁失稳。王磊[9]建立了瞬态热-流-固耦合的井周应力方程,指出井壁温度降低可减小地层坍塌压力和破裂压力,而钻井液向地层滤失渗流会增大地层坍塌压力和破裂压力。张明明等[10]通过改进 Mohr-Coulomb 强度准则,得出破碎带地层井壁坍塌受裂缝倾角控制,坍塌方位受裂缝倾向变化影响。陈昭君等[11]针对罐笼偏载问题,提出了基于小波包分解和邻域粗糙集约简的振动信号特征提取方法,可识别罐笼的偏载模式。杜菲等[12]采用小波变换和改进卷积神经网络的方法,实现了刚性罐道故障诊断,间隙缺陷和错位缺陷的识别准确率达到 100%,无缺陷识别准确率为 92%。

已有研究从室内试验、现场实测、仿真模拟和理论分析等角度探讨了井壁破裂规律。然而,针对罐道结构的分析大多局限于深度学习识别罐道故障,缺乏对温度和疏水沉降作用下变形规律的研究,也缺失对井壁-罐道结构协同变形的研究。为此,本文以某矿区主井为例,基于 FLAC3D 有限元软件建立三维数值模型,研究温度与疏水沉降作用下井壁-罐道结构的变形规律。同时,创新性地提出用梁杆系结构"节点位移差"模拟罐道缝位移,并结合现场实测数据,分析温度和疏水沉降作用对罐道缝竖向位移的影响。研究结果可为井壁-罐道结构的安全评价与防护提供重要参考。

1 矿区地质概况

矿区主井穿越的深厚表土层为第四纪松散沉积物,分为三个含水层组和两个隔水层组。矿区地层情况如图 1 所示。

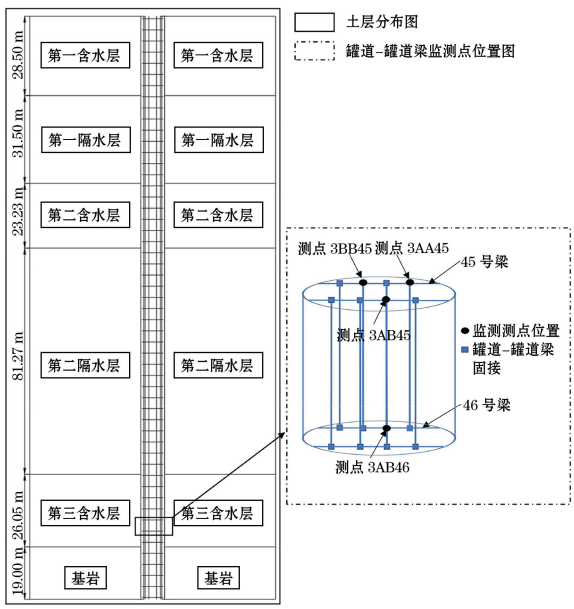


图 1 矿区地层及监测点布置情况

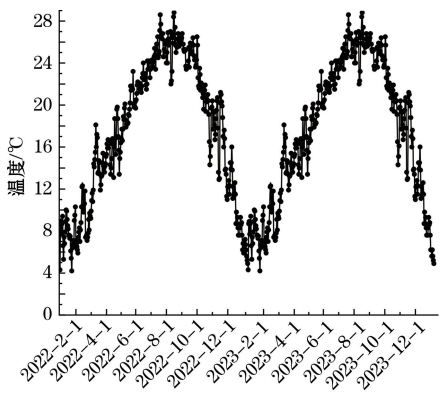
Fig.1 Mining area strata and monitoring point layout

第一含水层组厚度为 28.50 m,岩性以细砂为主;第一隔水层组厚度为 31.50 m,主要为黄褐色黏土和粉砂质黏土。第二含水层组厚度为 23.23 m,主要为深黄色中粗砂;第二隔水层组厚度为 81.27 m,主要为黏土和砂质黏土,且隔水性能良好。第三含水层组厚度为 26.05 m,主要为含黏土的中、粗砂及砂砾,其下部富水性较强。相关资料表明,由于上覆的第二隔水层具有良好的隔水性能且分布稳定,第三含水层与上部的含水层之间水力联系较弱。整个松散含水层组系统表现出"上部富水性较强、中部

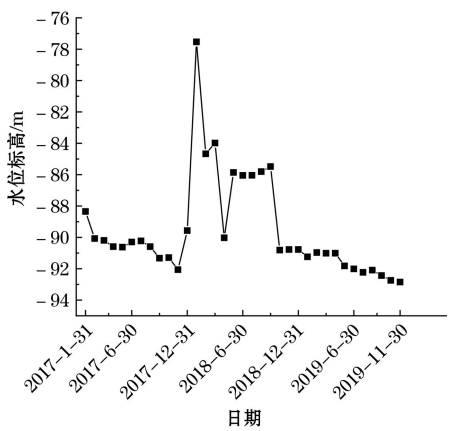
隔水性良好、下部富水性较弱”的特征。其中，第三含水层组受采矿活动的影响较大[13]。

井壁内温度和水位标高变化情况如图 2 所示。由图 2(a)可知，井壁内侧温度实测曲线呈现周期性变化。在 2022 年至 2023 年，井壁内侧最高温度为 28.6 ℃，最低温度为 4.6 ℃。其中 4 月至 8 月的最低温度为 13.8 ℃，最高温度为 26.85 ℃，平均温度为 21 ℃。

Q_F-11 为主井第三含水层水位监测孔，布设在主井附近(如图 1 所示位置)。由图 2(b)可知，在 2017 年 1 月至 5 月，水位持续下降，抬升仅发生在 6 月、7 月，随后水位持续下降至 11 月。2017 年 12 月至 2018 年 1 月，水位出现异常抬升，水位标高达到 −77.532 m，随后在 2018 年 4 月急剧下降至 −90.028 m。2018 年 5 月至 9 月，水位呈现先缓慢上升再下降的趋势；至 12 月，水位标高降至 −90.775 m。2019 年，水位持续缓慢下降，6 月降至 −92.013 m，11 月进一步降至 −92.850 m。根据已有资料[13]，第三含水层在 2007 年至 2017 年间累计下降 9.042 m；至 2019 年，累计下降达 13.542 m。



(a) 2022 年至 2023 年温度变化曲线



(b) 2017 年至 2019 年水位变化曲线

图 2 温度和水位标高变化实测曲线

Fig.2 Measured curves of temperature and water level elevation change

2 建立模型及确定模拟方案

2.1 建立模型及确定计算参数

采用矿区主井井壁-罐道结构为研究对象，基于 FLAC3D 有限元数值仿真软件建立“围岩-井壁-罐道结构”三维地质力学模型，如图 3 所示。模型坐标系定义为：地面为 xy 平面，深度方向为 z 轴负向。模型尺寸为：长 40 m、宽 40 m、深 180 m。依据现场地层的隔水/含水特征进行简化处理，建立了相应数值计算模型(如图 4 所示)，共划分 6 个组。采用六面体网格，最终生成包含 129 600 个单元和 122 175 个节点的三维计算模型。各地层物理力学参数、接触面物理力学参数、罐道-罐道梁物理力学参数、围岩-井壁-罐道结构热力学参数分别见表 1[13]、表 2[14]、表 3、表 4[14]。井壁和地层为弹塑性材料，采用 Mohr-Coulomb 本构模型，罐道-罐道梁结构为弹性材料，建立空间网格模型[15]，采用梁杆系结构单元进行实现，罐道梁按照层间距 4 m 布置，罐道按照 12 m 一道布置。罐道缝模拟采用上下节点之间做差的形式实现，如图 4 局部放大图(罐道缝模型)所示。

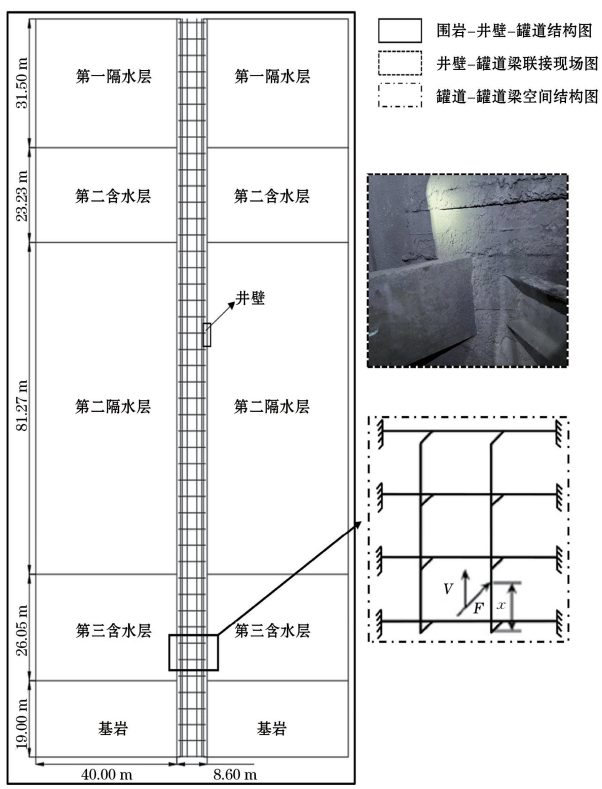


图 3 井壁-罐道力学模型

Fig.3 Mechanical model of shaft wall-tank

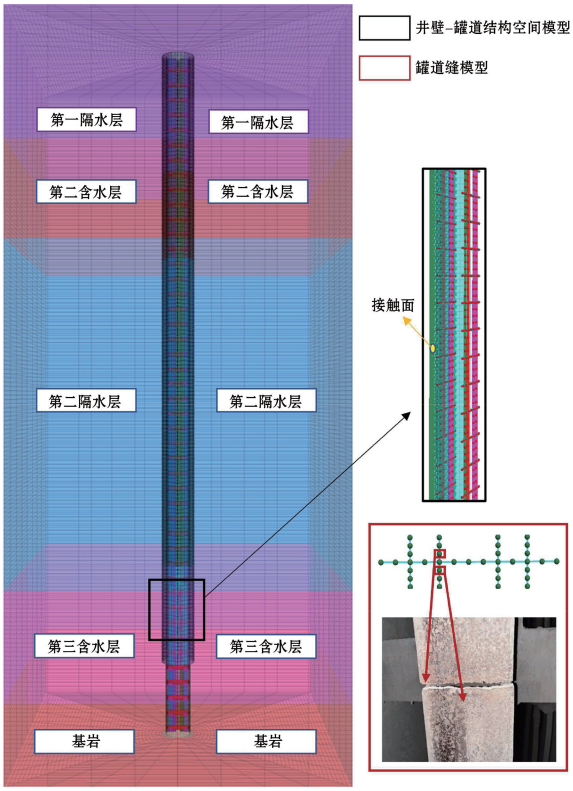


图 4 数值计算模型

Fig.4 Numerical calculation model

表 1 各地层物理力学参数

Table 1 Physical and mechanical parameters of each stratum

层段	容重/(kN/m³)	体积模量/MPa	剪切模量/MPa	黏聚力/MPa	内摩擦角/(°)
填土	18.00	104.00	59.50	0.050	20.00
第一含水层	20.18	80.30	54.40	0.148	6.10
第一隔水层	19.50	503.00	325.00	0.032	23.20
第二含水层	19.89	80.30	54.40	0.148	6.20
第二隔水层	19.59	503.00	325.00	0.167	11.90
第三含水层	20.28	80.30	54.40	0.148	6.20
基岩	22.11	8.25×10^9	4.85×10^6	2.220	35.00
井壁	25.00	1.48×10^4	1.20×10^4	6.000	62.00

表 2 接触单元物理力学参数

Table 2 Physical and mechanical parameters of contact element

名称	埋深/m	法向刚度/MPa	切向刚度/MPa	黏聚力/MPa	内摩擦角/(°)
接触单元	190.55	80	80	0.01	20.0

表 3 罐道-罐道梁物理力学参数

Table 3 Physical and mechanical parameters of tank-tank beam

结构	容重/(kN/m³)	泊松比	弹性模量/Pa	截面面积/cm²	惯性矩	
					I_x/cm⁴	I_y/cm⁴
罐道	46.50	0.25	207×10^9	65.6	4 028.0	4 028.0
罐道梁	46.50	0.25	207×10^9	63.7	3 910.0	1 945.0

表 4 围岩-井壁-罐道结构热力学参数

Table 4 Thermodynamic parameters of surrounding rock-shaft wall-tank structure

名称	各向同性导热系数/(W/(m²·℃))	线性膨胀系数/(1/℃)	比热/(J/(kg·℃))
第一隔水层	4.50	1.5×10^5	975
第二含水层	4.80	1.5×10^5	950
第二隔水层	4.70	1.5×10^5	925
第三含水层	4.60	1.5×10^5	900
基岩	4.30	1.5×10^5	806
井壁	2.23	3.5×10^6	960
罐道	—	1.2×10^6	—

2.2 确定边界条件

模型力学计算模型边界:前、后、左、右以及下边界均为位移约束条件。其中,左、右边界约束 x 方向位移;前、后边界约束 y 方向位移,下边界约束 x、y、z 三个方向的位移;上边界为应力边界,根据上覆土层埋深 28.5 m,按土自重应力换算为应力 0.84 MPa,垂直施加于上边界。温度边界条件下,根据立井井壁实测温度(如图 2(a)所示),选取 0,20,30 ℃三种温度工况进行分析,平面边界($x=0$ m、$x=40$ m、$y=0$ m、$y=40$ m)的温度根据周围土体地温设定,取 10 ℃。渗流力学计算时,第三含水层边界均为透水边界,根据现场勘察报告,第三含水层为承压水含水层,水压为 1.32 MPa。

2.3 数值模拟方案

我国华北地区恒温带通常位于地下 20～30 m 深度处,温度约为 12 ℃,在恒温带以下地层,受地球内部热量影响,地温随深度增加而升高,华北地区的平均地温梯度为每百米 1～2 ℃[14]。为简化计算,仅考虑井壁内外侧温度差对井壁应力状态的影响,传热方式仅考虑内外壁之间热传导,忽略热辐射和热对流的影响。由于井壁深度达 200 m,纵向温差对井壁应力的影响甚微,故在分析井壁内侧时可将其视为等温状态。根据矿区实测温度曲线设置温度作用数值模拟工况,井壁内侧施加温度分别为 0 ℃、20 ℃、30 ℃。根据 $Q_下$-11 主井第三含水层水位监测孔数据,主井第三含水层水位以每年 1.04 m 的速率下降,至 2023 年累计水头降幅不超过 20 m。为研究井壁-罐道结构位移及应力随水头变化的规律,数值模拟中疏水作用工况设置为水头降低 10～

100 m。考虑到矿区井壁-罐道结构多受到温度、第三含水层疏水的复合作用,结合图 2(a)温度实测曲线、图 2(b)水位监测孔曲线,共设置 6 种热-流-固三相耦合模拟工况(见表 5)。

表 5 热-流-固三相耦合模拟工况

Table 5 Thermal-fluid-solid three-phase coupling simulation conditions

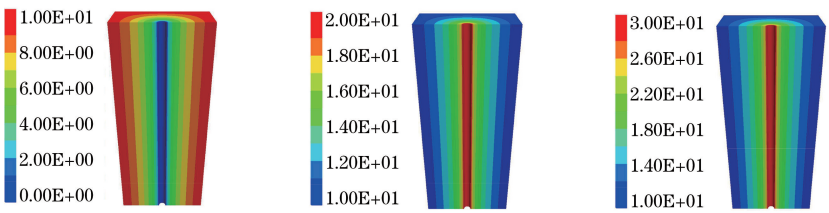
工况	温度/℃	第三含水层水头降/m
1	0	10
2	0	20
3	20	10
4	20	20
5	30	10
6	30	20

3 结果分析

3.1 温度作用对井壁-罐道结构的力学响应分析

3.1.1 围岩-井壁结构温度分布分析

根据图 2(a)温度实测曲线,选取具有代表性的 3 个温度工况(0 ℃、20 ℃、30 ℃)施加于井壁内侧,井壁外侧及围岩按照 10 ℃计算。得到围岩-井壁结构温度分布云图如图 5 所示,由图 5 可知,当井壁内侧温度为 20 ℃、30 ℃时,热量以放射状形式从井壁内侧向外侧围岩传递;当井壁内侧温度为 0 ℃时,热量以放射状形式由围岩外侧向井壁内侧传递。井壁内外侧温度差导致井壁内部产生温度应力,进而对井壁-罐道结构的应力场和位移分布造成影响。



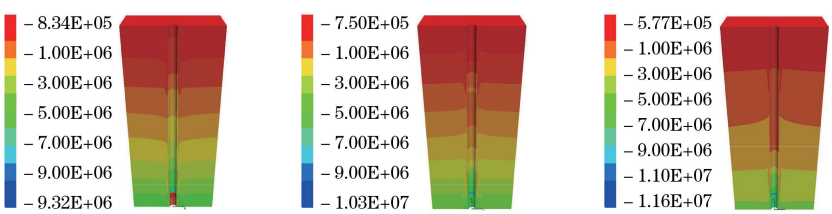
(a) 0 ℃ (b) 20 ℃ (c) 30 ℃

图 5 围岩-井壁结构温度分布云图(单位:℃)

Fig.5 Temperature distribution cloud diagrams of surrounding rock-shaft wall structure (unit:℃)

3.1.2 井壁-罐道结构应力分析

图 6 为不同温度条件下井壁竖向压应力云图,由图 6 可知,井壁竖向压应力随温度升高而累积。通过接触面单元模拟井壁与土层之间的摩擦力发现,当立井井壁温度升高时,其纵向变形受到周围土体的约束,导致井壁内部产生较大的温度应力。当井壁内侧温度高于外侧温度时,由于井壁纵向伸长受阻,井壁内产生压应力。反之,当井壁温度低于外侧温度时,由于井壁收缩受到土层约束,井壁内部产生拉应力。当井壁内侧温度为 0 ℃(低于井壁外侧温度 10 ℃)时,井壁产生的拉应力在一定程度上可抵消井壁内部的部分竖向压应力,此时井壁内部竖向应力达到最小值。温度从 0 ℃升至 30 ℃时,压应力由 9.32 MPa 增至 11.59 MPa,增幅为 24.35%,表明温度应力对井壁的力学状态具有显著影响。



(a) 0 ℃ (b) 20 ℃ (c) 30 ℃

图 6 不同温度条件下井壁竖向压应力云图(单位:Pa)

Fig.6 Vertical compressive stress cloud diagrams of shaft wall at different temperatures (unit:Pa)

不同温度条件下罐道-罐道梁结构轴向压应力云图如图 7 所示。由图 7 可知,罐道-罐道梁结构轴向压应力随着温度升高而减小,最大压应力出现在 45 号、46 号罐道梁水平,并沿上下水平方向递减。以 0 ℃温度工况(罐道梁最大轴向压应力 49.48 kPa)为基准,随着温度升高,在 20 ℃时罐道梁轴向压应力降至 41.33 kPa(降幅为16.47%),在 30 ℃时罐道梁轴向压应力降至 36.77 kPa(降幅为 25.63%)。罐道轴向应力由 0 ℃时的压应力 0.95 kPa 转变为 30 ℃时的拉应力 15.31 kPa。对比发现,温度对罐道梁轴向压应力的影响大于对罐道轴向压应力的影响。对比图 6 井壁竖向压应力云图,

两者呈现相反规律,这是由于温度变化影响罐道-罐道梁结构的热膨胀和收缩。在 20 ℃、30 ℃条件下,罐道梁膨胀增加轴向拉应力,罐道梁向上弯曲,而在 0 ℃条件下,罐道梁收缩增加轴向压应力,罐道梁则向下弯曲。温度升高导致罐道梁由向下弯曲变为向上弯曲,而罐道只发生纵向热胀冷缩现象。

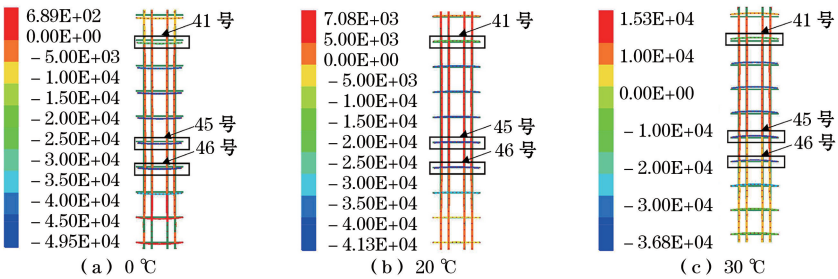


图 7 不同温度条件下罐道结构轴向压应力云图(单位:Pa)

Fig.7 Axial compressive stress cloud diagrams of tank structure at different temperatures (unit:Pa)

3.1.3 井壁-罐道结构位移分析

不同温度条件下井壁顶部竖向位移曲线如图 8 所示。由图 8 可知,当井壁内侧温度为 0 ℃时,井壁竖向位移纵向收缩,位移从初始值增至-6.65 mm,而后趋于稳定;当井壁内侧温度为 20 ℃时,井壁竖向位移纵向伸长,位移从初始值增至 5.62 mm,而后趋于稳定;当井壁内侧温度为 30 ℃时,井壁竖向位移从初始值增至 11.66 mm,而后趋于稳定。在 0 ℃时,位移表现为沉降,在 20 ℃和 30 ℃时,则表现为纵向伸长,这是由于随着温度升高,井壁发生热胀冷缩效应,井壁竖向位移由初始沉降转变为纵向伸长。

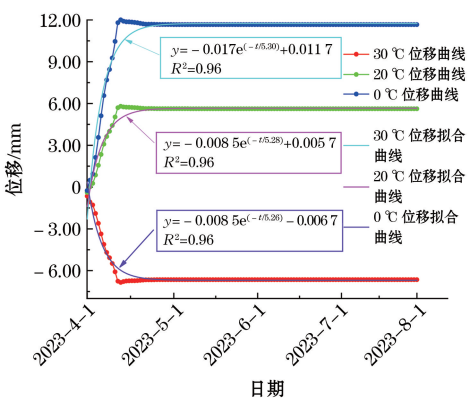


图 8 不同温度条件下井壁竖向位移随时间变化曲线

Fig.8 Variation curves of vertical displacement of shaft wall with time at different temperatures

不同温度条件下各测点罐道缝竖向位移见表 6。在 0 ℃时,各测点罐道缝位移均为负值,即罐道缝收缩。其中,45 号梁水平的测点 3AB45、测点 3BB45 的竖向位移分别为-0.155 mm 和-0.191 mm,大于测点 3AA45 的竖向位移。这种差异主要是由于测点 3AB45 和测点 3BB45 靠近罐道梁跨中位置,而测点 3AA45 靠近罐道梁固定端位置所致;在 20 ℃和 30 ℃时,各测点罐道缝位移均为正值,即罐道缝膨胀,各测点的位移变化规律与 0 ℃时一致。在 46 号梁的测点 3AB46 的罐道缝的竖向位移大于 45 号梁的 3 个测点的竖向位移,这是由于 46 号梁靠近深厚表土层和基岩的交界处,井壁竖向压应力大于 45 号梁水平。随着温度从 0 ℃升至 30 ℃,各测点罐道缝竖向位移的增幅有所不同。增幅数据显示,靠近罐道梁跨中位置的罐道缝竖向位移的增幅大于靠近固定端位置;同时,位于深厚表土层和基岩交界处的罐道梁竖向位移增幅大于其他水平罐道梁。温度对罐道缝竖向位移有显著影响:0 ℃时表现为收缩变形;20 ℃、30 ℃时表现为膨胀变形,且这种温度效应在跨中位置和深厚表土层与基岩交界处影响更为显著。

表 6 不同温度条件下各测点罐道缝竖向位移

Table 6 Tank seam vertical displacement of each measuring point at different temperatures mm

测点	0 ℃	20 ℃	30 ℃
3AB45	-0.155	0.056 1	0.156
3AA45	-0.113	0.033 2	0.079
3AB46	-0.423	0.298 0	0.666
3BB45	-0.191	0.066 2	0.171

3.2 疏水作用对井壁-罐道结构的力学响应分析

3.2.1 井壁-罐道结构应力应变分析

疏水作用下井壁竖向压应力变化曲线如图 9 所示。由图 9 可知,竖向压应力随着井壁埋深的增加而逐渐增大,当埋深为-188.5 m(深厚表土层与基岩交界处)时,竖向压应力达到最大值,而后趋于平缓,最大竖向压应力从井壁与土体平衡的 9.45 MPa

增加至第三含水层水头降低 100 m 时的 55.91 MPa，约增加了 5 倍。随着第三含水层水位水头的降低，井壁竖向压应力随之增加，这是由于第三含水层孔压减小，有效应力增大，通过接触面产生的负摩擦力作用于井壁，进而导致竖向压应力增加。在井壁埋深为－200.0～－208.5 m 时，不同水头降低条件下的井壁竖向压应力变化较小，说明在这个深度范围内井壁竖向压应力对水头降低的敏感度低。

疏水作用下井壁剪应变变化曲线如图 10 所示。由图 10 可知，剪应变随井壁埋深变化明显，特别是在第三含水层(－160～－190 m)范围内，各曲线的剪应变变化较大，从 0.293‰增至 1.37‰，说明在这个深度范围内井壁剪应变对水头降低的敏感度高，剪应变变化趋势与竖向压应力基本相同，随着井壁埋深的增加，剪应变随之增大，第三含水层水头降低引起剪切作用增强。

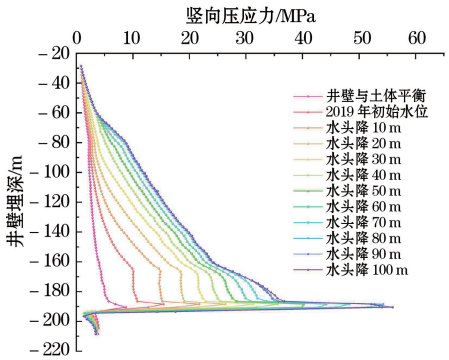


图 9　疏水作用下井壁竖向压应力变化曲线

Fig.9　Variation curves of vertical compressive stress of shaft wall under hydrophobic action

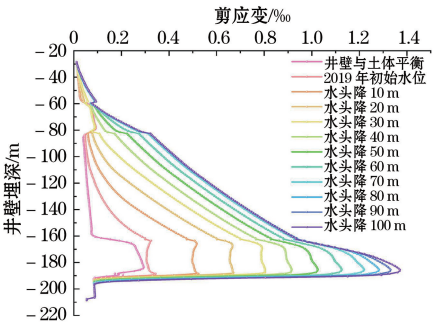
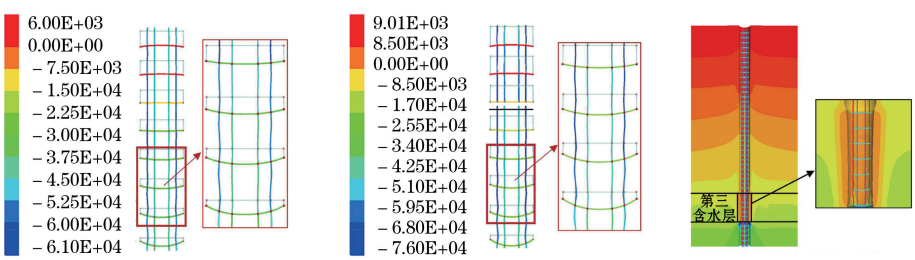


图 10　疏水作用下井壁剪应变变化曲线

Fig.10　Shear strain curves of shaft wall under hydrophobic action

疏水作用下罐道-罐道梁轴向应力云图如图 11 所示。由图 11 可知，罐道梁的轴向应力随深度变化由拉应力转变为压应力，罐道本身则主要受到压应力，其最大值出现在靠近井壁侧的罐道位置，尤其是在第三含水层区域。随着第三含水层水位水头的降低，罐道-罐道梁结构的整体应力随之增加，罐道结构轴向压应力由 61.05 kPa 增至 75.98 kPa，增幅为 24.45%。45 号、46 号罐道梁轴向压应力从 32.66 kPa 减小至 28.01 kPa，降幅为 14.24%。第三含水层的疏水作用下最大轴向压应力出现在罐道结构，使罐道-罐道梁结构同时出现弯曲现象[16]。罐道梁出现弯曲分层现象，以第三含水层顶部为界，其上部罐道梁向上弯曲，而第三含水层段罐道梁则向下弯曲，这是由于第三含水层段井壁受水头降低的影响，第三含水层段井壁出现向内挤压变形，相较其他地层段井壁竖向压应力较高所致。



(a) 水头降 10 m　　(b) 水头降 20 m　　(c) 水头降井壁变形放大

图 11　疏水作用下罐道-罐道梁轴向应力云图(单位：Pa)

Fig.11　Axial stress cloud diagrams of tank-tank beam under hydrophobic action (unit: Pa)

3.2.2　井壁-罐道结构位移分析

图 12 为疏水作用下井壁竖向位移曲线。由图 12 可知，随着第三含水层水头的降低，井壁竖向位移随之增加，进而导致沉降加剧。这是由于第三含水层孔压减小，围岩有效应力增加所致。井壁竖向位移在－200～－220 m 深度范围变化较小，曲线几乎垂直；在－20～－200 m 深度范围内，由于沉降叠加作用，位移随着埋深的增加呈递减趋势。疏水作用下沉降量累计变化曲线如图 13 所示。由图 13 可知，曲线呈非线性特征，当水头降每增加 10 m 时，井壁竖向位移增加约 0.01 m。当水头降超过 90 m 时，井壁竖向位移的累计增量有所减弱。

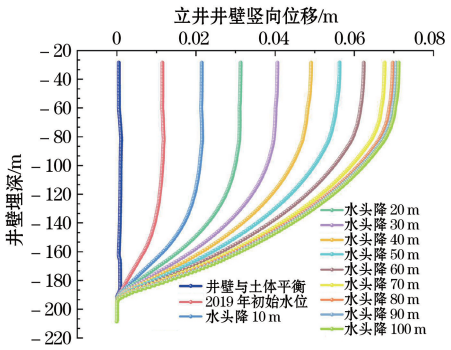


图 12 疏水作用下井壁竖向位移变化曲线

Fig.12 Vertical displacement curves of shaft wall under hydrophobic action

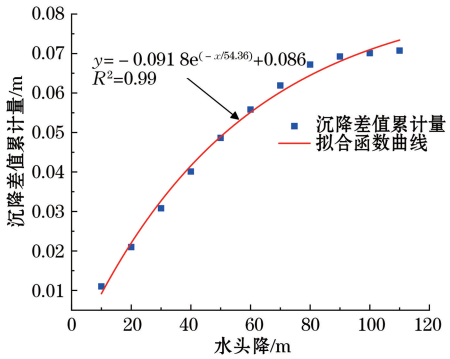


图 13 疏水作用下沉降累计量变化曲线

Fig.13 Change curve of cumulative settlement under hydrophobic action

图 14 为疏水作用下各测点罐道缝位移曲线。由图 14 可知,水头降为 10 m、20 m 时,各测点罐道缝竖向位移的增幅有所不同。测点 3BB45 罐道缝沉降位移最小,从−1.110 mm 增至−1.230 mm,增幅为 10.81%;测点 3AA45 罐道缝沉降从−0.932 mm 增至−1.170 mm,增幅为 25.54%;测点 3AB45 罐道缝沉降从−0.912 mm 增至−1.170 mm,增幅为 28.29%;测点 3AB46 罐道缝沉降从−0.921 mm 增至−1.160 mm,增幅为 25.95%。水头降低导致罐道缝竖向位移增加,各测点对水头降低的响应程度不同,其中测点 3AB45 增幅最为显著。

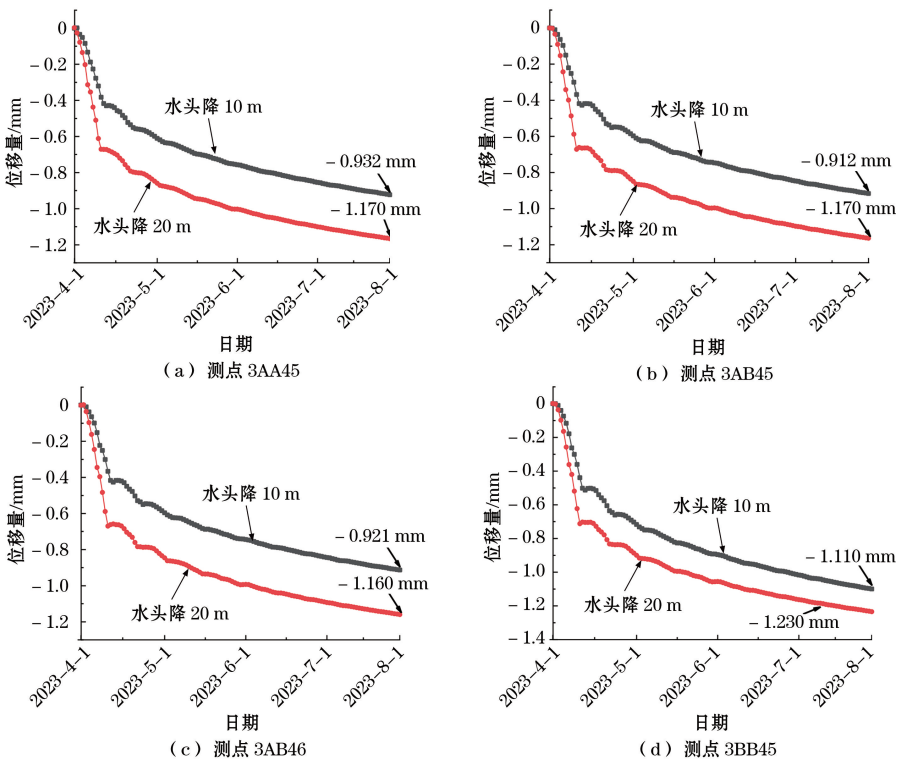


图 14 疏水作用下各测点罐道缝位移曲线

Fig.14 Displacement curves of each measuring point of tank seam under hydrophobic action

3.3 热-流-固三相耦合作用下井壁-罐道结构力学响应分析

矿区井壁-罐道结构多受温度与底部含水层疏水的复合作用影响,共设置 6 种模拟工况,见表 5。

3.3.1 井壁-罐道结构应力

图 15 为热-流-固三相耦合作用下井壁竖向应力云图。由图 15 可知,井壁最大竖向压应力出现在第四系深厚表土层和基岩交界处。当温度恒定为 0 ℃,第三含水层水头降为 10 m、20 m 时,井壁最大竖向压应力从工况 1 的 16.19 MPa 增至工况 2 的 19.61 MPa,增幅为 21.1%;20 ℃条件下,井壁最大竖向压应力从工况 3 的 18.08 MPa 增至

工况 4 的 21.86 MPa,增幅为 20.9%;30 ℃条件下,井壁最大竖向压应力从工况 5 的 18.85 MPa 增至工况 6 的 22.54 MPa,增幅为 19.6%。当水头降恒定为 10 m、温度从 0 ℃升至 30 ℃时,最大竖向压应力增幅为 16.4%;当水头降为 20 m,温度从 0 ℃升至 30 ℃时,井壁最大竖向压应力增幅为 14.2%。综上所述,当温度恒定时,第三含水层水头降低导致井壁竖向压应力显著增加,且随着温度从 0 ℃升至 30 ℃,竖向压应力增幅减小;第三含水层水头降恒定时,温度升高也会导致井壁竖向压应力增加,且在水头降 20 m 时,竖向压应力增幅减小。

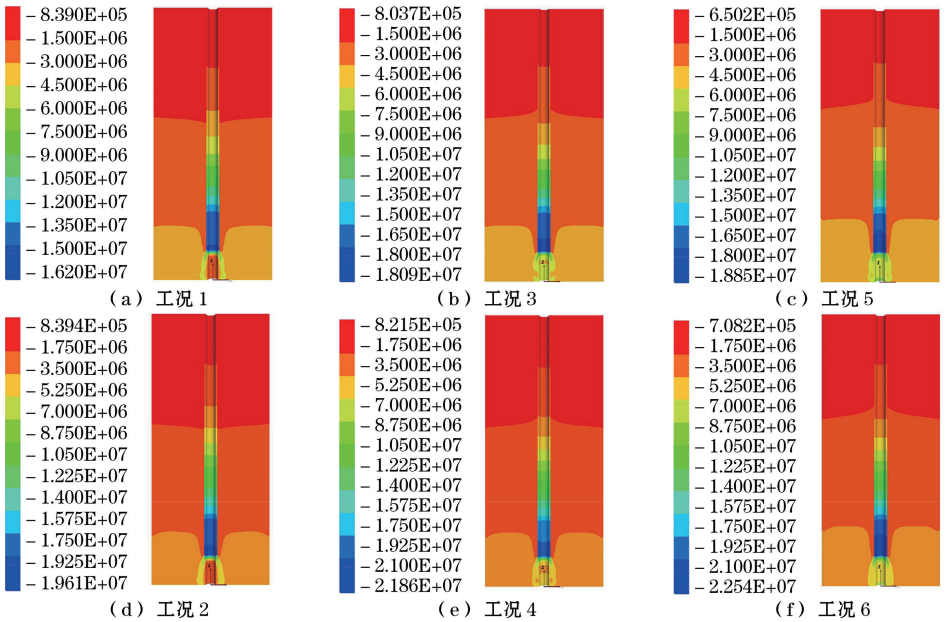
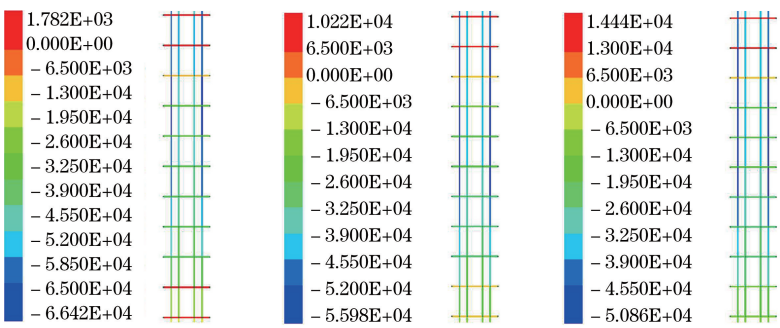
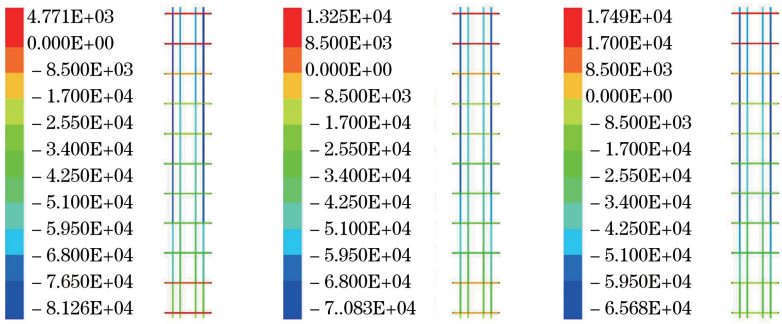


图 15 热-流-固三相耦合作用下井壁竖向应力云图(单位:Pa)

Fig.15 Vertical stress cloud diagrams of shaft wall under thermal-fluid-solid three-phase coupling (unit:Pa)

罐道内的轴向应力主要由井壁竖向应力通过接触面传递在第三含水层,罐道在竖向应力作用下呈现压应力状态。图 16 为第三含水层热-流-固耦合作用下罐道-罐道梁轴向应力云图。由图 16 可知,当水头降为 10 m,温度从 0 ℃升至 30 ℃时,罐道轴向压应力降幅为 23.43%;当水头降为 20 m,温度从 0 ℃升至 30 ℃时,罐道轴向压应力降幅为 19.17%。当温度为 0 ℃,第三含水层水头降由 10 m 增至 20 m 时,罐道轴向压应力增幅为 22.34%;当温度为 20 ℃,第三含水层水头降由 10 m 增至 20 m 时,轴向压应力增幅为 26.53%;当温度为 30 ℃,第三含水层水头降由 10 m 增至 20 m 时,轴向压应力增幅为 29.13%。这是由于温度变化会引起罐道-罐道梁结构的热胀冷缩效应,在 20 ℃和30 ℃条件下,罐道受热膨胀导致轴向拉应力增加;而在0 ℃条件下,罐道冷缩导致轴向压应力增加。当温度恒定时,随着第三含水层水头降从 10 m 增至 20 m,罐道结构压应力随之增加,水头降增加会降低井壁周围孔压分布,使地层有效应力增加,从而导致井壁内外压力差增大,进而增强了竖向应力的传递效应。



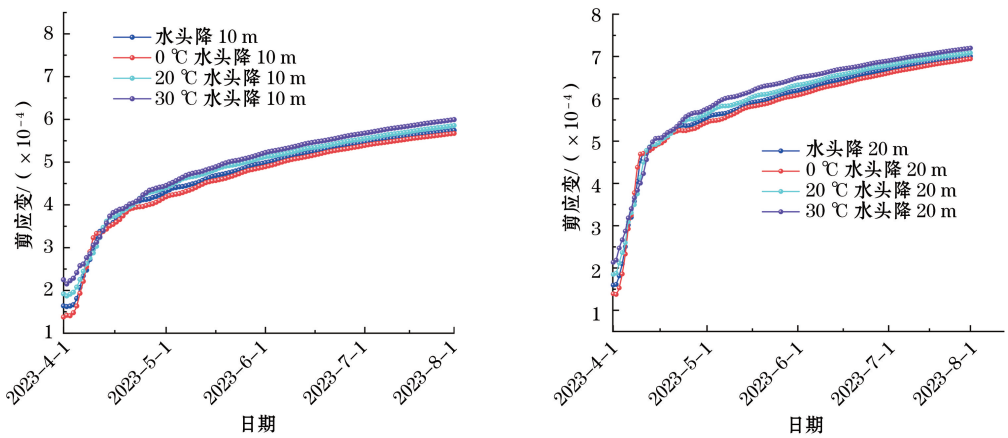


（d）工况 2　　（e）工况 4　　（f）工况 6

图 16　热-流-固三相耦合作用下罐道-罐道梁轴向应力云图(单位:Pa)

Fig.16　Axial stress cloud diagrams of tank-tank beam under the action of heat-fluid-solid three-phase coupling (unit:Pa)

图 17 为热-流-固三相耦合作用下剪应变变化曲线。由图 17 可知,在第三含水层水头降低初期,水头降低使得井壁承受压应力增加,造成井壁剪应变迅速增加。由图 17(a)可知,在 2023 年 8 月 1 日,随着温度从 0 ℃升至 30 ℃,剪应变从 5.67×10^{-4} 增至 5.99×10^{-4},增幅为 5.64%。由图 17(b)可知,在 2023 年 8 月 1 日,随着温度从 0 ℃升至 30 ℃,剪应变从 6.94×10^{-4} 增至 7.20×10^{-4},增幅为 3.75%。当温度为 0 ℃时,水头降 10 m 时的剪应变与 20 m 时的剪应变相比,增幅为 22.40%。当温度为 20 ℃时,水头降为 10 m 时的剪应变与 20 m 时的剪应变相比,增幅为20.99%;当温度为 30 ℃时,水头降 10 m 时的剪应变与 20 m 时的剪应变相比,增幅为 20.20%。在相同水头降条件下,温度升高会导致剪应变增大,但这种效应在水头降为 20 m 时较水头降为 10 m 时有所减弱。在相同温度条件下,水头降低会显著提升剪应变,且这种效应随温度的升高而略有减弱。这是由于温度升高导致井壁弹性模量降低,进而削弱其力学性能[17],使得剪应变更易发展。上述分析表明,温度作用会加剧井壁破坏的进程[18]。



（a）工况 1、3、5 剪应变随时间变化曲线　　（b）工况 2、4、6 剪应变随时间变化曲线

图 17　热-流-固三相耦合作用下井壁剪应变变化曲线

Fig.17　Variation curves of shear strain of shaft wall under the action of heat-fluid-solid three-phase coupling

3.3.2　井壁-罐道结构位移分析

图 18 为热-流-固三相耦合作用下井壁竖向位移曲线。由图 18 可知,在 6 种工况下,温度与疏水作用在初期阶段对井壁顶部竖向位移产生叠加效应;疏水作用导致井壁-罐道结构沉降,而温度变化导致井壁-罐道结构发生热胀冷缩。当温度为0 ℃时,井壁位移沉降,温度与疏水作用的共同影响导致井壁初期竖向位移呈现沉降叠加,工况 1 和工况 2 的曲线呈下降趋势。当温度为 20 ℃、30 ℃时,井壁因受热纵向膨胀,初期温度效应强于疏水作用;但随着时间推移,温度效应减弱,疏水作用增强,因此工况 3 至工况 6 曲线呈先升后降趋势。最终,井壁竖向位移随时间推移逐渐趋于稳定,表明井壁与围岩之间达到力学平衡状态。

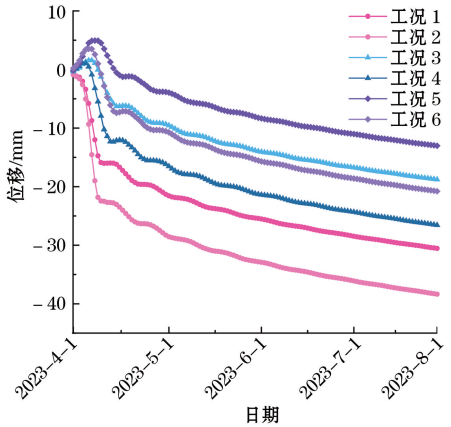


图 18　热-流-固三相耦合作用下井壁竖向位移曲线

Fig.18　Vertical displacement curves of shaft wall under the action of heat-fluid-solid three-phase coupling

图 19 为各测点罐道缝位移实测曲线与模拟曲线。由图 19 可知，水头降为 10 m，温度由 0 ℃升高至 30 ℃时，罐道缝沉降位移减小，测点 3AA45、3AB46、3AB45、3BB45 位移分别减少 47.70%、45.59%、38.84%、45.34%。温度为 0 ℃，水头降由 10 m 增至 20 m 时，罐道缝沉降位移增加，测点 3AA45、3AB46、3AB45、3BB45 位移分别增加 25.25%、25.00%、24.79%、24.84%。温度为 20 ℃，水头降由 10 m 增至 20 m 时，罐道缝沉降位移增加，各测点位移分别增加 28.78%、27.71%、24.10%、15.15%。温度为 30 ℃，水头降由 10 m 增至 20 m 时，罐道缝沉降位移增加，各测点位移分别增加 40.38%、24.32%、32.43%、14.61%。综上所述，测点 3AA45 受热-流-固三相耦合作用下的位移响应最为显著。建议对井壁邻近区域的罐道结构加以重视，定期对罐道进行检测，防止罐道出现弯曲。

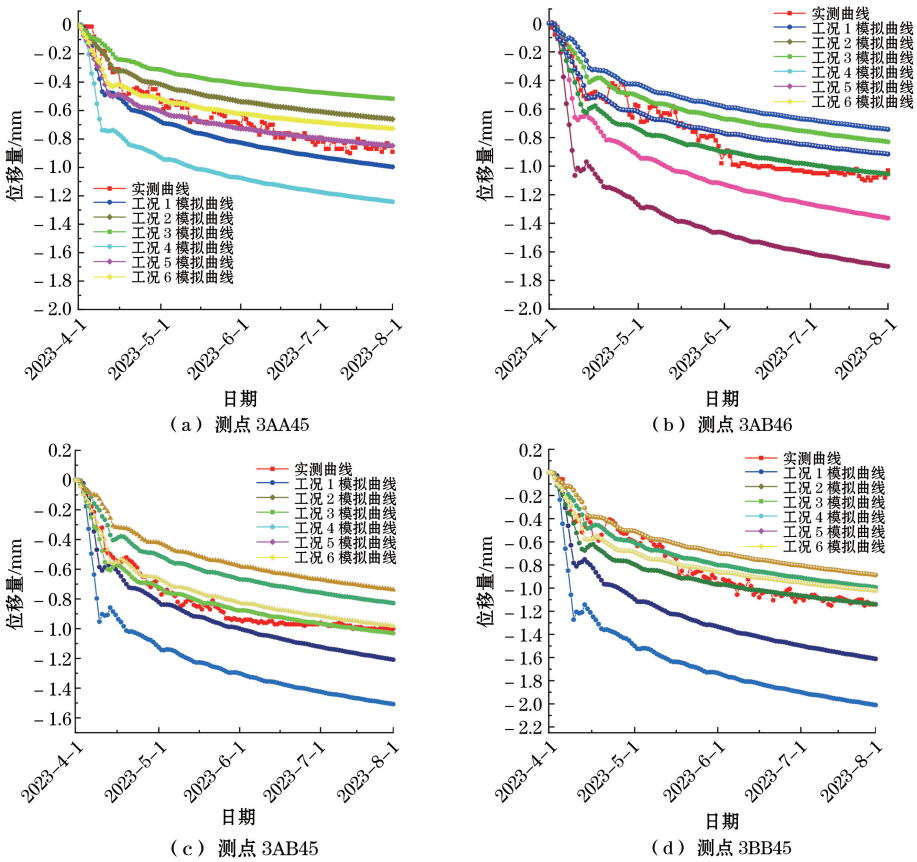


图 19　各测点罐道缝位移实测曲线与模拟曲线

Fig.19　Measured curves and simulated curves of the displacement of tank seam at each measuring point

4　实测数据与模拟对比分析

结合图 19 可知，工况 4 与现场罐道缝位移监测曲线趋势相近(如图 20 所示)。曲线波动性由温度和第三含水层水位变化所导致，现场水位上升和温度升高会减小井壁-罐道结构的位移。由图 20(b)、图 20(d)可知，实测数据在早期波动较大，这可能是由于罐笼运行引起；随着时间的推移，实测数据与数值模拟数据逐渐吻合，最终位移趋于稳定，这表明数值模拟能够较好地反映实际

情况。为定量分析实测数据与模拟数据的相关性,利用平均绝对误差(MAE)、均方误差(MSE)、Spearman 等级相关系数编写 Python 程序对图 20 中的实测曲线和模拟曲线进行相关度计算分析,结果见表 7。

由表 7 可知,除测点 3BB45 因早期数据波动较大导致误差较大外,其他测点的误差均较小,且 4 个测点的 Spearman 等级相关系数均接近 1.0,表明实测值与模拟值之间存在极强的正相关性,这说明数值模拟曲线与现场实测曲线具有较好的一致性。

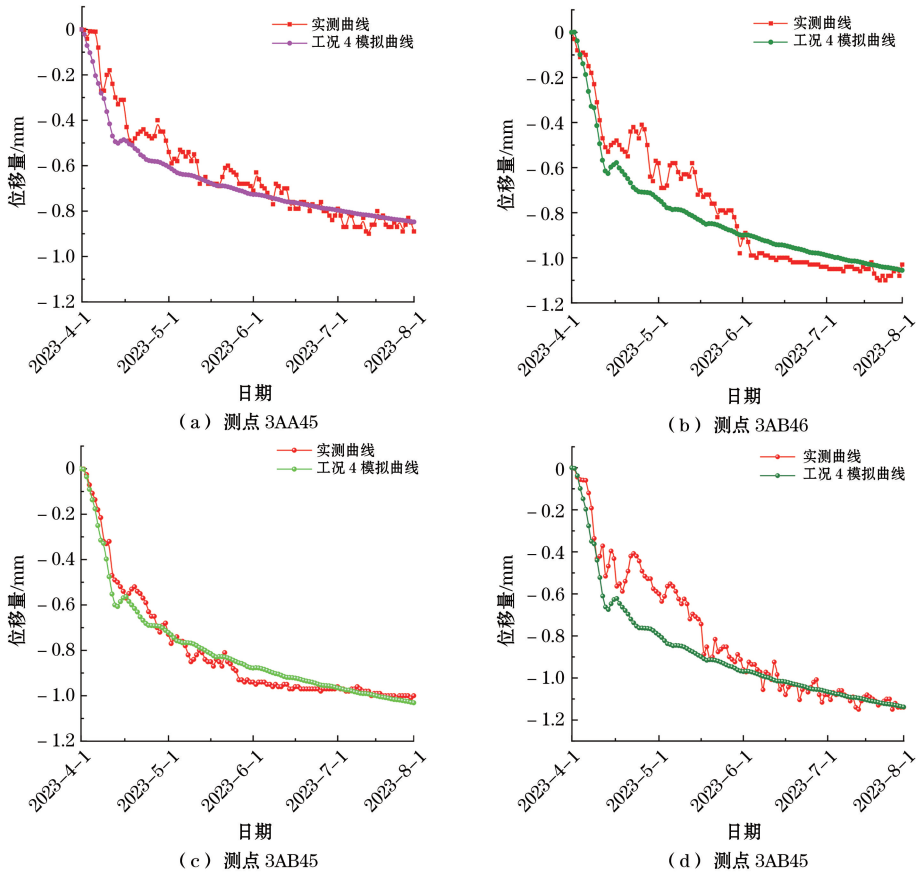


图 20 各测点罐道缝实测位移曲线与数值模拟曲线对比

Fig.20 Comparison of measured displacement curves and numerical simulation curves of tank seam at each measuring point

表 7 相关性分析

Table 7 Correlation analysis

测点	*MAE*	*MSE*	Spearman 等级相关系数
3AA45	0.056 3	0.006 0	0.975 4
3AB46	0.085 9	0.011 3	0.981 9
3AB45	0.036 0	0.002 2	0.985 7
3BB45	0.411 5	0.181 7	0.980 7

建立二元一次函数对数值模拟曲线进行拟合,分析温度变化、疏水作用对罐道缝位移的影响程度,对 x_1、x_2 位移数据进行标准化处理,比较自变量对因变量的影响程度(见式(1))。各测点系数和计算结果见表 8。

$$\begin{cases} y = aZ(x_1) + bZ(x_2) + c \\ Z(x) = \dfrac{x-u}{\sigma} \end{cases} \tag{1}$$

式中:x_1 为温度作用所引起的罐道缝竖向位移,mm;x_2 为疏水作用所引起的罐道缝竖向位移,mm;y 为热-流-固三相耦合产生的罐道缝竖向位移,mm;u 为均值;σ 为标准差;$Z(x)$为标准化处理后的数据;a 为温度作用下 x_1 对罐道缝竖向位移的影响程度;b 为疏水作用下 x_2 对罐道缝竖向位移的影响程度;c 为罐道缝竖向位移基础值,即 $x_1=0$、$x_2=0$ 时的罐道缝竖向位移。

由表 8 可知,在罐道缝竖向位移影响因素中,疏水作用是影响罐道缝竖向位移的主要因素,占比为 77.57%~83.28%,温度变化次之,占比为 16.72%~22.42%,处于跨中位置的测点 3BB45、3AB45、3AB46 的疏水作用下占比分别是温度变化下占比的 3.7 倍、3.7 倍、3.5 倍,靠近井壁侧测点 3AA45 疏

水作用下占比是温度变化下占比的 5.0 倍。数据集 R^2 接近 1.0,能够较好地反映出罐道缝竖向位移的变化趋势和规律。

表 8 各测点系数

Table 8 Coefficients of each measuring point

测点	a	b	c	R^2	温度变化下占比/%	疏水作用下占比/%
3AA45	0.053 0	0.264 0	0.280	0.945	16.72	83.28
3AB46	0.045 0	0.310 0	0.200	0.897	21.24	78.76
3AB45	0.022 7	0.267 9	0.120	0.962	21.11	78.89
3BB45	0.111 0	0.384 0	0.360	0.934	22.42	77.57

5 结论

通过数值模拟和现场实测罐道缝位移相结合的方法,研究温度变化与疏水作用下井壁-罐道结构的协同变形规律,创新性地提出采用梁杆系结构"节点位移差"来表征罐道位移,并得出以下主要结论。

(1) 温度升高引起井壁最大竖向压应力从 9.32 MPa 增至 11.59 MPa,增幅达 24.35%;罐道梁轴向压应力则从 49.48 kPa 降至 36.77 kPa,降幅为 25.63%,应力变化结构变形模式由向下弯曲转为向上弯曲,整体呈现热膨胀趋势。井壁-罐道结构的竖向位移表现出热胀冷缩特性,其中跨中及基岩交界处的罐道缝位移受温度变化影响最大。

(2) 第三含水层水头降低使井壁最大竖向应力从 9.45 MPa 增至 55.91 MPa,约增加了 5 倍;罐道结构轴向压应力向由 61.05 kPa 增至 75.98 kPa,增幅为 24.45%;井壁-罐道结构竖向位移呈沉降趋势,但水头下降至 90 m 后位移增幅减缓,表明位移不会无限增长。其中,罐道梁跨中处测点 3AB45 的位移增幅为28.29%,显著高于其他测点。此外,第三含水层段的井壁挤压变形进一步引发罐道梁的分层弯曲变形。

(3) 热-流-固三相耦合作用下,当温度分别固定为 0 ℃、20 ℃、30 ℃时,水头每降低 10 m,相应的井壁竖向应力分别增大了 21.1%、20.9%、19.6%。当水头降分别固定为 10 m、20 m 且温度由 0 ℃升至 30 ℃时,则相应的最大压应力分别增大了 16.4%和 14.2%。罐道轴向压应力随水头降低而增大。在相同水头降条件下,随着温度升高,剪应变增大;而在相同温度条件下,水头降低会显著提升剪应变,且这种效应随温度的升高而略有减弱。

(4) 相关性分析结果验证了数值模拟的准确性,同时数学模型分析得出疏水作用对罐道缝竖向位移的影响占比为温度作用的 3.63 倍。

参考文献(References):

[1] 姚直书,李欣慰,程桦,等.西部含水弱胶结围岩-充填层-钻井井壁流固耦合作用机理分析[J].采矿与安全工程学报,2023,40(6):1177-1190.
YAO Zhishu, LI Xinwei, CHENG Hua, et al. Analysis of fluid-solid coupling mechanism of water-bearing weakly cemented surrounding rock-filling layer-drilling shaft lining in the west of China [J]. Journal of Mining & Safety Engineering,2023,40(6):1177-1190.

[2] 刘力源,纪洪广,王涛,等.高渗透压和不对称围压作用下深竖井围岩损伤破裂机理[J].工程科学学报,2020,42(6):715-722.
LIU Liyuan, JI Hongguang, WANG Tao, et al. Mechanism of country rock damage and failure in deep shaft excavation under high pore pressure and asymmetric geostress [J]. Chinese Journal of Engineering,2020,42(6):715-722.

[3] 张同钊,纪洪广,权道路,等.金属矿深竖井井筒涌水特征及控制方法研究[J].矿业研究与开发,2022,42(7):92-96.
ZHANG Tongzhao, JI Hongguang, QUAN Daolu, et al. Research on the characteristics and control methods of water inflow in deep vertical shaft of metal mine [J]. Mining Research and Development,2022,42(7):92-96.

[4] 张驰,杨志江,张涛,等.厚风积砂覆盖地层立井井壁竖直附加力与井壁结构[J].采矿与安全工程学报,2016,33(3):494-500.
ZHANG Chi, YANG Zhijiang, ZHANG Tao, et al. Vertical additional force and structure of shaft lining in thick aeolian sand strata [J]. Journal of Mining & Safety Engineering,2016,33(3):494-500.

[5] 徐衍,周晓敏,和晓楠,等.矿山竖井井壁与围岩热-固耦合作用分析[J].岩土力学,2020,41(增刊 1):217-226+245.
XU Yan, ZHOU Xiaomin, HE Xiaonan, et al. Thermal-solid coupling analysis of shaft wall and surrounding rocks in a mine shaft[J]. Rock and Soil Mechanics, 2020, 41(Suppl. 1):217-226+245.

[6] 徐衍,周晓敏,马文著,等.考虑温度影响的竖井井筒运行期应力状态分析[J].矿业研究与开发,2021,41(2):52-60.
XU Yan, ZHOU Xiaomin, MA Wenzhu, et al. Analysis on stress state of shaft during operation period considering the influence of temperature [J]. Mining Research and Development,2021,41(2):52-60.

[7] 胡锐,贾晓芬,赵佰亭,等.井壁破裂与内部应变状态机理分析[J].应用数学和力学,2023,44(12):1463-1472.
HU Rui, JIA Xiaofen, ZHAO Baiting, et al. Mechanism analysis of wellbore fracture and internal strain state[J]. Applied Mathematics and Mechanics, 2023, 44 (12): 1463-1472.

[8] 黄佳佳,蒋明镜,王华宁.基于流固耦合的含水合物地层井壁稳定非稳态解析模型[J].同济大学学报(自然科学版),2023,51(7):1033-1043+1053.

HUANG Jiajia, JIANG Mingjing, WANG Huaning. Unsteady analytical investigation of wellbore stability in methane hydrate-bearing sediments based on fluid-solid coupling [J]. Journal of Tongji University (Natural Science),2023,51(7):1033-1043+1053.

[9] 王磊.基于瞬态热-流-固耦合的钻井井壁稳定性分析[J].断块油气田,2023,30(2):331-336.
WANG Lei. Wellbore stability analysis in drilling process based on transient thermo-fluid-solid coupling model[J]. Fault-Block Oil & Gas Field,2023,30(2):331-336.

[10] 张明明,李大奇,范翔宇.破碎地层井壁坍塌压力及井周失稳区域研究[J].断块油气田,2024,31(5):916-921.
ZHANG Mingming, LI Daqi, FAN Xiangyu. Study on wellbore collapse pressure and instability area around wellbore in broken formation[J]. Fault-Block Oil & Gas Field,2024,31(5):916-921.

[11] 陈昭君,谭建平,石理想,等.罐笼偏载状态下滑动罐耳与罐道冲击模式识别[J].噪声与振动控制,2019,39(5):203-208.
CHEN Zhaojun, TAN Jianping, SHI Lixiang, et al. Impact pattern recognition between sliding tank ear and tank track under unbalanced load state of the cage[J]. Noise and Vibration Control,2019,39(5):203-208.

[12] 杜菲,马天兵,胡伟康,等.基于小波变换和改进卷积神经网络的刚性罐道故障诊断[J].工矿自动化,2022,48(9):42-48+62.
DU Fei, MA Tianbing, HU Weikang, et al. Fault diagnosis of rigid guide based on wavelet transform and improved convolutional neural network [J]. Journal of Mine Automation,2022,48(9):42-48+62.

[13] 田辉.深厚表土层井筒稳定性长期监测与评价:以兴隆庄矿主井为例[D].徐州:中国矿业大学,2019.
TIAN Hui. Long-term monitoring and evaluation of shaftstability in thick overburden area:taking the main shaft of Xinglongzhuang mine as an example[D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology,2019.

[14] 何朋立.考虑温度和疏水竖向附加力作用的立井井壁受力机理及应用研究[D].西安:西安建筑科技大学,2015.
HE Pengli. Research on application and forced mechanism of shaft lining considering the effect of temperature and draining vertical additional force [D]. Xi'an: Xi'an University of Architecture and Technology,2015.

[15] 王喆,张新.基于ANSYS的刚性罐道结构挠度研究[J].煤炭工程,2018,50(2):142-144.
WANG Zhe, ZHANG Xin. Research on deflection of mine shaft steel guide structure based on ANSYS[J]. Coal Engineering,2018,50(2):142-144.

[16] 张习.立井井筒畸变和罐道劣化的关联性研究[D].徐州:中国矿业大学,2021.
ZHANG Xi. Study on the correlation between shaft distortion and rigid guide deterioration[D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology,2021.

[17] 何远明,霍静思,陈柏生.高温下钢管混凝土SHPB动态力学性能试验研究[J].工程力学,2013,30(1):52-58.
HE Yuanming, HUO Jingsi, CHEN Baisheng. Impact tests on dynamic behavior of concrete-filled steel tube at elevated temperatures[J].Engineering Mechanics,2013,30(1):52-58.

[18] 梁恒昌,周国庆,刘志强,等.立井井壁附加应变长期实测研究[J].中国矿业大学学报,2009,38(6):794-799.
LIANG Hengchang, ZHOU Guoqing, LIU Zhiqiang, et al. An in-situ long period observation of additional strain in shaft linings[J]. Journal of China University of Mining & Technology,2009,38(6):794-799.