

文章编号: 1007-2993(2024)03-0303-06

# 深立井井筒围岩破坏机理及井壁结构设计

贾成刚<sup>1</sup> 李 臣<sup>1,2</sup> 郭玉龙<sup>1</sup> 陈团团<sup>1</sup>

(1. 中煤科工集团武汉设计研究院有限公司, 湖北武汉 430064;

2. 中国矿业大学(北京)能源与矿业学院, 北京 100083)

**【摘要】** 为指导赵固二矿井筒建设, 综合理论分析、数值模拟等方法, 对井筒围岩损伤变形及井壁结构进行研究, 结果表明: 井筒穿越地层水平围压系数为 1.75~1.86, 导致软弱地层井筒塑性区蝶化分布, 塑性区尺寸与双向主应力关系的 RPP 特性围岩强度影响较大; 当埋深 500~600 m 时, 在冻结前后, 及时浇筑井筒围岩损伤形态尺寸差异较大。基于此, 确定选择冻结法施工, 理论计算设计并校核了井壁结构参数, 现场施工监测显示设计参数能够满足工程建设的安全稳定, 为类似条件井筒建设提供参考。

**【关键词】** 深井井筒; 围岩损伤; 冻结施工; 井壁结构

**【中图分类号】** TD21

**【文献标识码】** A

doi: 10.3969/j.issn.1007-2993.2024.03.007

## Mechanism of Deep Shaft Surrounding Rock Failure and Shaft Wall Structure Design

Jia Chenggang<sup>1</sup> Li Chen<sup>1,2</sup> Guo Yulong<sup>1</sup> Chen Tuantuan<sup>1</sup>

(1. CCTEG Wuhan Engineering Company, Wuhan 430064, Hubei, China; 2. School of Energy and Mining Engineering, China University of Mining and Technology (Beijing), Beijing 100083, China)

**【Abstract】** To provide effective guidance for shaft construction, theoretical analysis and numerical simulation were used to study the damage and deformation of the surrounding rock and the structure of the shaft wall. The results show that the horizontal confining pressure coefficient for shaft crossing geological formations is 1.75 to 1.86, leading to a butterfly-shaped distribution of the plastic zone in the weak strata. The RPP characteristics of the relationship between plastic zone size and bidirectional principal stress have a significant impact on the strength of the surrounding rock. The size differences of the damage forms of the wellbore surrounding rock before and after freezing and timely pouring are significant at a burial depth of 500~600 meters. The freezing method was selected for construction before and after freezing based on the vector displacement of the surrounding rock. Based on this, the theoretical calculation and design of the shaft wall structure parameters were verified, and on-site construction monitoring shows that the design parameters can meet the safety and stability requirements of the project construction. The research results have practical significance for the construction of similar shafts under similar conditions.

**【Key words】** deep shaft; surrounding rock damage; freezing construction; shaft structure

### 0 引言

浅部资源的枯竭促使煤炭资源开发向深部进军, 井筒作为深部开采的咽喉, 其稳定性事关矿山安全、正常运营<sup>[1-3]</sup>。何满潮<sup>[4]</sup>从深井复杂地质力学环境造成井筒失稳的角度对深部建井力学研究进展进行了全面论述; 刘环宇等<sup>[5]</sup>通过水文与地质调查, 结合相关破坏理论, 获得了兖州矿区立井井筒的破坏机制;

赵海军等<sup>[6]</sup>分析了竖井围岩稳定性影响因素, 通过数值模拟和地质力学分析研究了竖井变形破坏机理; 张 好等<sup>[7]</sup>基于恒源煤矿地质特征及弹性力学理论, 给出了表现井壁破坏过程的应力状态的解析解; 邵保平等<sup>[8]</sup>针对热干岩地质构造, 基于黏弹性理论, 推导了三维应力下井筒围岩损伤破坏判别式; 李 康等<sup>[9]</sup>研究了邻近设施偏压和流固耦合作用下井筒的破坏

**基金项目:** 中国博士后科学基金面上资助(2021M700427); 中煤科工武汉设计研究院创新项目(ZZYF202319)

**作者简介:** 贾成刚, 男, 1978 年生, 汉族, 河北邯郸人, 大学本科, 高级工程师。研究方向: 矿井设计。E-mail: 13871250516@163.com

**通讯作者:** 李 臣, 男, 1992 年生, 汉族, 山东泰安人, 博士, 助理研究员。研究方向: 矿山压力与岩层控制。E-mail: leesin0225@163.com

机理;王胜开等<sup>[10]</sup>通过数值模拟划分了深部盲井施工安全风险等级。

深部井筒揭露不同地层,其围岩属性及力学环境也各不相同,实质上,井筒的变形破坏主要是由力学不平衡状态所引起的<sup>[11]</sup>。本文以赵固二矿西回风立井为背景,基于地质力学条件分析了围岩损伤机理,确定了施工工法,设计了井壁结构及参数,对类似矿井具有指导价值。

## 1 井筒工程概况

赵固二矿为解决矿井深部开采的通风问题,决定在矿井西翼建设西回风立井,该立井井筒净直径6.0 m,深度902 m,赵固二矿西回风井是我国第四个穿过700 m冲积层的井筒。

井筒依次穿越第四系(10.05 m)、新近系(694.55 m)、二叠系下统石盒子组(196.09 m)、二叠系下统山西组(1.27 m),其中第四系和新近系多为黏土和砂质黏土,石盒子组和山西组围岩多裂隙发育,根据土层和岩石的物理力学试验可知:土层黏聚力为16.6~214.1 kPa,含水率5.3%~30.6%,孔隙比0.369~0.834;二叠系地层岩石总体抗压强度为8.7~60.1 MPa,岩石坚固性等级属不坚固—坚固岩石。根据承压完整井计算公式预测新近系和第四系含水层、基岩风化带裂隙承压含水层、二叠系煤层顶板孔隙裂隙承压含水层的预测井筒涌水量分别为1074.45 m<sup>3</sup>/h、1.67 m<sup>3</sup>/h、236.90 m<sup>3</sup>/h。

如此大埋深的井筒,加之其特殊的地质条件,现既有工程的参考性严重不足,对于适用于厚松散层的冻结法施工,其对本区条件下围岩的损伤机理如何仍有待探索。

## 2 井筒破坏机理

井筒穿越地层多、地应力差异大,康红普等<sup>[12]</sup>统计了我国煤矿地应力分布的一般规律:

$$\sigma_v = 0.0245H \quad (1)$$

$$\sigma_H = 0.0215H + 3.267 \quad (2)$$

$$\sigma_h = 0.0113H + 1.954 \quad (3)$$

式中: $H$ 为埋深,m; $\sigma_v$ 、 $\sigma_H$ 、 $\sigma_h$ 分别为垂直应力、最大水平主应力、最小水平主应力,MPa。

将上式进行分段计算,获得不同埋深条件下的应力分布基本规律如表1所示(井筒围压比 $\eta = \sigma_H / \sigma_h$ )。由表1可见,井筒断面始终处于非均匀应力状态下,且埋深100 m至埋深800 m时逐渐增加并稳定于1.86。根据非均匀应力场孔洞围岩蝶形塑性区破坏

理论<sup>[13-14]</sup>,围岩自均匀应力场至非均匀应力场变化期间围岩塑性区将呈现圆形—椭圆形—蝶形过渡趋势,在蝶形状态下围岩塑性区将处于RPP(塑性区半径 $R$ 与最大主应力 $P_1$ 和最小主应力 $P_3$ 的关系)应力敏感状态,极易诱发围岩失稳,此外,围岩塑性区的RPP特征曲线具有围岩强度抵抗性,即围岩强度越大,在相同应力状态下围岩塑性损伤越小,如图1所示。

表1 地应力分布规律

$H/m$	$\sigma_H/MPa$	$\sigma_v/MPa$	$\sigma_h/MPa$	$\eta$
100	5.42	3.08	2.45	1.75
200	7.57	4.21	4.90	1.79
300	9.72	5.34	7.35	1.81
400	11.87	6.47	9.80	1.83
500	14.02	7.60	12.25	1.84
600	16.17	8.73	14.70	1.85
700	18.32	9.86	17.15	1.86
800	20.47	10.99	19.60	1.86

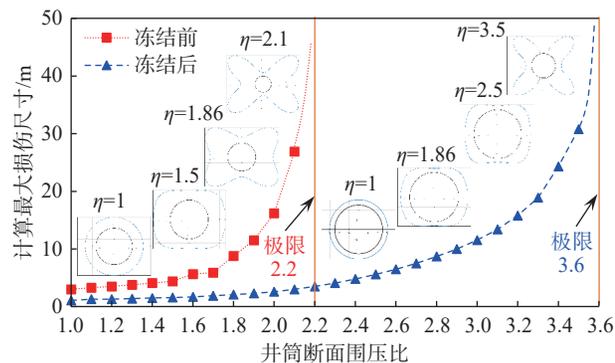


图1 围岩强度的应力抵抗性RPP曲线

研究结果<sup>[15]</sup>表明:井筒冻结除能够达到阻水目的外,还能够显著提升围岩力学强度。基于前文分析,采用FLAC3D模拟软件开展数值分析,以埋深550~600 m为例,采用应变软化(Strain-Softening)破坏准则,分别模拟该埋深条件下冻结前后(见表2)围岩塑性破坏与矢量位移,为说明关键问题,对井壁一次性支护1000 mm的C80混凝土,且文中数值模拟为一次性开挖。冻结前后井筒围岩塑性区分布如图2、图3所示。

表2 冻结前后围岩力学属性

状态	岩石力学参数				
	体积模量 /GPa	剪切模量 /MPa	内摩擦角 /( $^{\circ}$ )	黏聚力 /MPa	抗拉强度 /MPa
冻结前	0.11	0.12	20	0.81	2.57
冻结后	5.08	2.47	30	3.02	0.57

非冻结时沿最小水平应力( $\sigma_h$ )方向井身围岩塑性区尺寸为 6.9 m, 沿最大水平应力方向( $\sigma_H$ )围岩塑性区尺寸为 3.5 m, 井筒断面围岩塑性区类似于蝶形, 如图 2 所示; 冻结后的沿最小水平应力( $\sigma_h$ )方向井身围岩塑性区尺寸为 4.3 m, 沿最大水平应力方向( $\sigma_H$ )围岩塑性区尺寸为 1.9 m, 井筒断面围岩塑性区类似于椭圆形—蝶形的过渡态, 如图 3 所示。

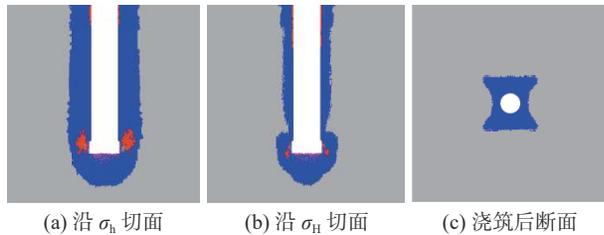


图 2 未冻结井筒塑性区分布

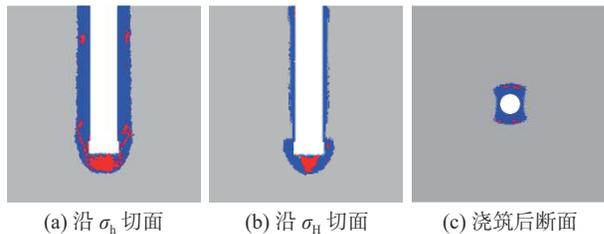
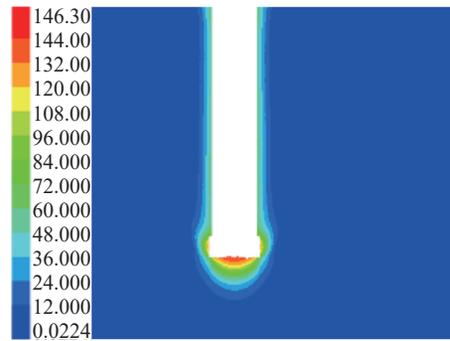


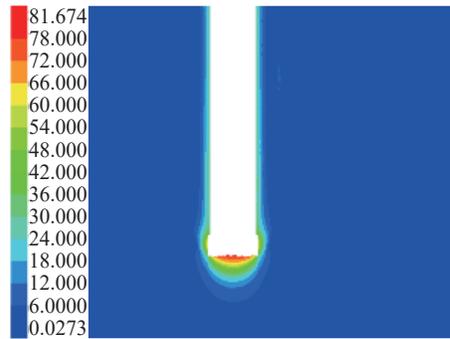
图 3 冻结井筒塑性区分布

冻结前后井筒整体及断面围岩的矢量位移由图 4—图 6 所示, 结合塑性区的分布特征, 着重分析沿最小水平应力( $\sigma_h$ )方向井身围岩矢量位移, 如图 4 所示, 冻结前后最大矢量位移均集中于井筒施工迎头位置, 主要体现为未冻结时底鼓量可达 146.3 mm, 冻结时底鼓量为 81.7 mm; 冻结前后井身混凝土支护后变形量相对稳定, 其中未冻结时明显数值更大, 截取井身断面获得的井筒断面矢量位移云图如图 5、图 6 所示。图 5 为开挖未浇筑时的井筒断面矢量位移, 未冻结时断面位移量最大为 120.2 mm, 而冻结时井筒断面最大位移为 59.5 mm, 二者差距 2 倍; 及时混凝土浇筑后非冻结时断面位移量最大为 61.4 mm, 大于 50.0 mm 的变形区域范围广, 而冻结时井筒断面最大位移为 44.0 mm, 大于 40.0 mm 的变形区域较小。

考虑到现浇混凝土初凝及其达到设计强度的时间效应、实际穿层围岩强度差异, 数值模拟的结果将比实际情况偏小。基于上述分析, 选择冻结法施工, 除能够阻断涌水, 还能够在井壁浇筑混凝土稳定前保持围岩强度, 以弱化围岩径向变形。根据冻结井筒深度设计的相关规范要求<sup>[16]</sup>, 并考虑本井筒揭露地层及壁座等情况, 确定冻结深度为 783 m, 冻结深度以下井筒采用普通法施工。

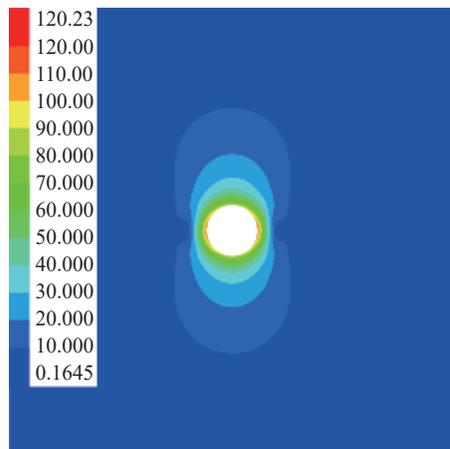


(a) 未冻结

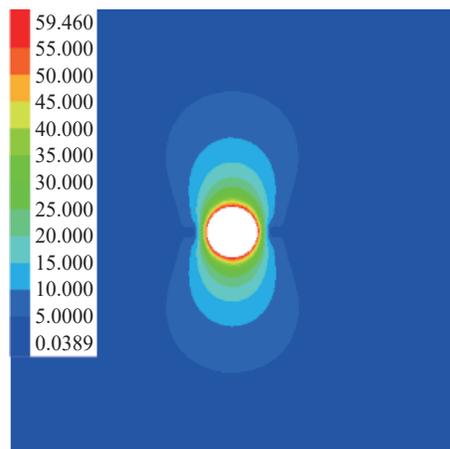


(b) 冻结后

图 4 最小水平应力方向矢量位移对比



(a) 未冻结



(b) 冻结后

图 5 开挖段井壁矢量位移

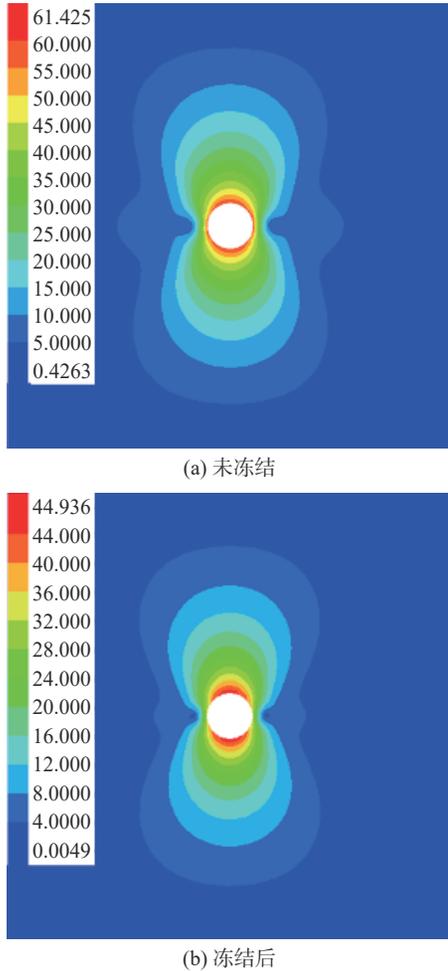


图6 及时浇筑后开挖段井壁矢量位移

### 3 井壁结构设计

由于赵固二矿西回风立井主要是冲积层结构,采用冻结法施工,结合我国冻结井筒绝大多数井壁结构形式,采用钢筋混凝土双层井壁结构形式<sup>[17]</sup>。为保障外层井壁接茬、低温等因素在解冻后的破裂变形,在内外井壁间增加聚氯乙烯塑料夹层,外层井壁与井帮之间敷设聚苯乙烯泡沫塑料板。

外层井壁承受施工阶段冻胀力,内层井壁承受永久水压力,内、外层井壁整体共同承受永久地压。本次井筒按水土压力校核,考虑摩擦力和不均匀载荷作用时:

$$P_{JS} = 0.01kH \quad (4)$$

$$P_{DJ} = 0.01 \sim 0.012H \quad (5)$$

$$P_{ST} = 0.013H \quad (6)$$

式中:  $P_{JS}$  为静水压力, MPa;  $P_{DJ}$  为冻结压力, MPa;  $P_{ST}$  为水土压力, MPa;  $H$  为计算处深度。

井壁厚度按式(7)计算:

$$t = r_n \left( \sqrt{\frac{f_c + \rho_{\min} f'_y}{f_c + \rho_{\min} f'_y - 2v_k P_k}} - 1 \right) \quad (7)$$

式中:  $t$  为井壁厚度, m;  $r_n$  为计算处井壁内半径, m;  $f_c$  为混凝土轴心抗压强度设计值, N/mm<sup>2</sup>;  $\rho_{\min}$  为最小配筋率;  $f'_y$  为吊挂钢筋强度设计值, N/mm<sup>2</sup>;  $v_k$  为钢筋混凝土受压构件荷载系数;  $P_k$  为井筒冻结压力, MPa。

外层井壁吊挂力按式(8)一式(10)计算:

$$\gamma_0 N_d \leq f_y A_z \quad (8)$$

$$N_{d,k} = \pi \gamma_h h_d (R_{ww}^2 - R_{wn}^2) \quad (9)$$

$$N_d = \gamma_{kh} N_{d,k} \quad (10)$$

式中:  $N_d$  为井壁吊挂力的计算值, MN;  $N_{d,k}$  为井壁吊挂力的标准值, MN;  $h_d$  为井壁吊挂段高, 取 15 ~ 20 m;  $\gamma_h$  为混凝土的重力密度, MN/m<sup>3</sup>;  $A_z$  为竖向钢筋截面积, m<sup>2</sup>。

环向稳定性验算按公式(11)一式(13)计算:

$$\frac{L_0}{t} \leq 30 \quad (11)$$

$$\frac{E_c f^3}{4r_0^3(1 - v_c^2)} \geq P \quad (12)$$

$$L_0 = 1.814r_0 \quad (13)$$

式中:  $L_0$  为计算处井壁圆环计算长度, m;  $v_c$  为混凝土泊松比, 0.2;  $E_c$  为混凝土弹性模量, N/mm<sup>2</sup>。

在三向应力作用下的内缘承载力验算按公式(14)一式(15)计算:

$$\sqrt{\sigma_t^2 + \sigma_r^2 + \sigma_z^2 - \sigma_t \sigma_r - \sigma_t \sigma_z - \sigma_z \sigma_t} \leq m f_c + \rho f'_y \quad (14)$$

$$\sigma_z = \frac{Q_{z1,k} + Q_{1,k} + Q_{2,k} + P_{f,k} F_w}{A_0} \quad (15)$$

式中:  $\sigma_z$  为计算截面井壁纵向应力计算值, MN/m<sup>2</sup>;  $\sigma_t$  为计算截面井壁径向应力计算值, MN/m<sup>2</sup>;  $\sigma_r$  为井壁圆环截面切向应力, MN/m<sup>2</sup>;  $F_w$  为计算截面以上井壁外表面积, m<sup>2</sup>;  $A_0$  为计算截面井壁横截面积, m<sup>2</sup>;  $P_{f,k}$  为计算截面以上井壁单位外表面积竖向附加力标准值, MPa。

赵固二矿西回风立井冻结深度大,穿越的黏土冲击层厚,采用 C80 混凝土计算所得井筒垂深 680 ~ 720 m 段井壁总厚为 2650 mm,考虑大体积混凝土水化热、掘砌工程量等技术经济问题,采用 C90—

C100 高强度混凝土最厚井壁总厚度为 1950 mm, 相较于 C80 混凝土减小壁厚 250 ~ 700 mm, 将节省投资 653 万元。

综合上述分析, 并结合配筋设置计算, 获得了西回风立井井壁结构设计参数, 如表 3 所示。

表 3 井壁结构设计参数表

深度/m	内层井壁				外层井壁				总厚/mm
	砼等级	壁厚/mm	环筋	竖筋	砼等级	壁厚/mm	环筋	竖筋	
0 ~ 190	C50	450	2 $\phi$ 18@250	2 $\phi$ 18@250	C50	450	2 $\phi$ 18@250	2 $\phi$ 18@250	900
190 ~ 298	C60	600	2 $\phi$ 22@250	2 $\phi$ 22@250	C60	600	2 $\phi$ 22@250	2 $\phi$ 22@250	1200
298 ~ 420	C75	800	2 $\phi$ 28@250	2 $\phi$ 28@250	C75	700	2 $\phi$ 25@250	2 $\phi$ 25@250	1500
420 ~ 532	C80	800	2 $\phi$ 28@250	2 $\phi$ 28@250	C80	900	2 $\phi$ 28@200	2 $\phi$ 28@200	1700
532 ~ 590	C80	950	2 $\phi$ 28@200	2 $\phi$ 28@200	C80	1000	2 $\phi$ 28@200	2 $\phi$ 28@200	1950
590 ~ 640	C90	950	2 $\phi$ 28@200	2 $\phi$ 28@200	C90	1000	2 $\phi$ 28@200	2 $\phi$ 28@200	1950
640 ~ 680	C95	950	2 $\phi$ 28@200	2 $\phi$ 28@200	C95	1000	2 $\phi$ 28@200	2 $\phi$ 28@200	1950
680 ~ 720	C100	950	2 $\phi$ 28@200	2 $\phi$ 28@200	C100	1000	2 $\phi$ 28@200	2 $\phi$ 28@200	1950
720 ~ 752	C100	950	2 $\phi$ 28@200	2 $\phi$ 28@200	C80	800	2 $\phi$ 28@200	2 $\phi$ 28@200	1750
752 ~ 767	整体浇注段								1750
767 ~ 797	过渡段								1000
797 ~ 902	普通施工法段								800

#### 4 工程实践与创新

赵固二矿西回风立井井筒采用设计结构参数进行现场施工<sup>[18]</sup>。在 400 m 以深的每一段高进行监测, 选取每个层位代表性的测点整理监测结果如表 4 所示。

表 4 部分测点位移监测

序号	土层名称	测点垂深/m	壁温/°C	位移速率/(mm·h <sup>-1</sup> )	位移量/mm
1	黏土	458.2	-5.9	2.46	71.5
2	砂质黏土	534.7	-7.4	5.59	109.9
3	黏土	592.8	-5.6	3.26	85.7
4	砂质黏土	618.9	-8.4	1.90	91.7
5	铝质黏土	661.5	-9.6	3.22	88.5
6	砂质黏土	664.3	-9.8	2.43	75.1

对冻结壁进行变形监测后发现 57% 的监测层位超过了 50 mm, 最大的变形出现在井深 534.7 m 处的砂质黏土层, 影响因素主要是土质、深度和掘砌段高。

赵固二矿西回风井工程 2018 年 6 月开始施工, 2019 年 3 月外壁掘砌完成, 2019 年 5 月套内壁结束, 同月底进行壁间注浆。总体而言, 掘进期间外层井壁平均每月进尺 88 m, 内壁平均每天进尺 11.6 m, 工程进展顺利, 现场工作照片如图 7 所示。

本次设计系行业首次应用 C100 高强度混凝土,

填补了国内高标号混凝土应用的技术空白。采用分段设计, 设计分段之间的变断面处上下段井壁厚度变化较小, 有利于保证井壁结构稳定; 设计除考虑了采取提高混凝土早期强度措施以抵抗冻结压力外还采用敷设聚苯乙烯泡沫塑料板的方式以防止膨胀性土层迅速增长的初期冻结压力对井壁的破坏。此外, 井壁设计还充分考虑了负摩擦力对井壁产生的影响, 过渡段施工、支护渐变过渡, 避免应力集中等。



图 7 施工现场井壁照片

#### 5 结论

(1) 井筒穿越地层期间其断面原岩应力状态始终处于较大的双向偏应力场中, 随着埋深的增加最大偏应力系数为 1.86, 但随着埋深的增加, 应力绝对值增加, 促使井筒断面发生非均匀破坏。

(2) 基于非均匀应力场下的蝶形理论获得了塑性区最大尺寸  $R$  与井筒断面  $P_1$ 、 $P_2$  之间的 RPP 特性, 随着非均匀应力状态的增加, 围岩塑性区在某一突变

点将急剧增加,围岩强度越大,该突变点越大。

(3)对埋深 500~600 m 段进行数值模拟,说明了冻结施工除阻水外将更有助于围岩稳定,基于冻结法井筒设计规范,给出了赵固二矿西风井立井井筒结构参数,现场应用后监测结果显示,能够保证井筒正常掘砌的稳定性。

#### 参 考 文 献

- [1] 宋许根,陈从新,夏开宗,等. 竖井变形破坏机制与继续使用可行性探究[J]. 岩土力学, 2017, 38(S1): 331-342.
- [2] 刘孝孔,绪瑞华,赵艳鹏,等. 邻近厚松散层既有立井井筒地面注浆地层加固技术[J]. 煤炭科学技术, 2022, 50(7): 127-134.
- [3] 刘志强,宋朝阳,纪洪广,等. 深部矿产资源开采矿井建设模式及其关键技术[J]. 煤炭学报, 2021, 46(3): 826-845.
- [4] 何满潮. 深部建井力学研究进展[J]. 煤炭学报, 2021, 46(3): 726-746.
- [5] 刘环宇,陈卫忠,王争鸣. 兖州矿区立井井筒破坏机制的理论分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2007(S1): 2620-2626.
- [6] 赵海军,马凤山,徐嘉谟,等. 金属矿充填开采岩体移动对竖井围岩的变形破坏[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(2): 340-348.
- [7] 张好,姚多喜,鲁海峰,等. 恒源煤矿井筒非采动破坏判据的弹性力学分析[J]. 煤矿安全, 2017, 48(2): 208-211.
- [8] 邵保平,李晓雪,王磊,等. 基于黏弹性理论的干热岩井筒变形与损伤破坏研究[J]. 太原理工大学学报, 2019, 50(6): 820-828.
- [9] 李康,高永涛,周喻,等. 立井井筒失稳机理与加固方法[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2020, 51(4): 1068-1076.
- [10] 王胜开,朱志根,余一松,等. 深部高应力竖井井壁稳定性分析及支护优化[J]. 矿业研究与开发, 2022, 42(4): 38-44.
- [11] 钟应伟. 深厚第四系流砂层竖井井筒稳定性研究[D]. 湘潭: 湖南科技大学, 2013.
- [12] 康红普,伊丙鼎,高富强,等. 中国煤矿井下地应力数据库及地应力分布规律[J]. 煤炭学报, 2019, 44(1): 23-33.
- [13] 李臣,霍天宏,吴峥,等. 动压巷道顶板非均匀剧烈变形机理及其稳定性控制[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2020, 51(5): 1317-1327.
- [14] 郭晓菲,郭林峰,马念杰,等. 巷道围岩蝶形破坏理论的适用性分析[J]. 中国矿业大学学报, 2020, 49(4): 646-653.
- [15] 杨更社,奚家米,邵学敏,等. 冻结条件下岩石强度特性的试验[J]. 西安科技大学学报, 2010, 30(1): 14-18.
- [16] GB 50511—2010 煤矿井巷工程施工规范[S].
- [17] 贾成刚. 深井特厚冲积层冻结法凿井井壁结构设计[J]. 建井技术, 2019, 40(5): 1-4.
- [18] 王恒,赵玉明,李晓伟. 深厚黏土层冻结井筒冻结壁径向位移分析[J]. 建井技术, 2019, 40(6): 20-23.

收稿日期: 2023-06-01