



移动扫码阅读

张基伟,李方政,喻新皓,等.深部冻结井筒内壁早期温度-应力场演化特征研究[J].煤炭科学技术,2021,49(2):69-76. doi:10.13199/j.cnki.cst.2021.02.009
 ZHANG Jiwei, LI Fangzheng, YU Xinhao, et al. Research on evolution characteristics of early-age temperature-stress field of inner lining at deep frozen shaft [J]. Coal Science and Technology, 2021, 49 (2): 69-76. doi: 10.13199/j.cnki.cst.2021.02.009

深部冻结井筒内壁早期温度-应力场演化特征研究

张基伟^{1,2,3},李方政^{1,2,3},喻新皓¹,丁航^{1,2,3},孔令辉^{1,2,3}

(1.煤炭科学研究院建井研究分院,北京 100013;2.天地科技股份有限公司,北京 100013;
 3.北京中煤矿山工程有限公司,北京 100013)

摘要:为了研究深部热-力耦合条件下冻结井筒内壁早期温度应力问题,基于固体热传导原理与轴对称热应力理论,提出了考虑如内热源、外部冷源、塑料板摩擦约束、上覆井壁荷载和地层侧压力等多种边界条件的深井内壁大体积混凝土热-力耦合方法。获得了深部冻结井筒内壁早期温度-应力场演化特征,确定了易出现早期温度裂缝的高风险区,提出了混凝土早期温度裂缝防治措施优化方向。结果表明:①应用热-力耦合数值模拟方法求解出内壁大体积混凝土温度、应变最大值与现场实测结果较一致;②由于内壁水化放热导致内壁浇筑后中心位置的温度远高于内、外缘附近区域,极易导致温度裂缝的出现;③内壁浇筑初期,内壁各个位置应变为正,呈内缘至中部大于外缘的规律;浇筑后期,内壁外缘至中心区域出现收缩变形,应变最大为 -6×10^{-5} ;④内壁浇筑初期,内壁内部储存了一定的压力,分布规律为内壁中部压应力大于内、外缘。随着内壁温度的不断下降,内壁外缘拉应力达到 2.2 MPa,极易在此区域内出现井壁早期温度裂缝。

关键词:冻结井筒;大体积混凝土;早期温度应力;温度场;应力场

中图分类号:TD265 **文献标志码:**A **文章编号:**0253-2336(2021)02-0069-08

Research on evolution characteristics of early-age temperature-stress field of inner lining at deep frozen shaft

ZHANG Jiwei^{1,2,3}, LI Fangzheng^{1,2,3}, YU Xinhao¹, DING Hang^{1,2,3}, KONG Linghui^{1,2,3}

(1. Shaft Construction Branch, China Coal Research Institute, Beijing 100013, China; 2. Tiandi Science & Technology Co., Ltd., Beijing 100013, China;
 3. Beijing China Coal Mine Engineering Company Ltd., Beijing 100013, China)

Abstract:In order to study scientific problem of early thermal stress of inner lining at deep frozen shaft under thermo-mechanical coupling, the thermo-mechanical coupling numerical simulation method with many boundary conditions such as internal heat, external cold source, friction constraints, upward shaft load and formation lateral pressure were proposed based on heat conduction and axial symmetry thermal stress theory. The evolution characteristics of temperature-stress field was obtained. The high-risk area of early-age thermal cracking was identified. The optimized direction of many measures of reducing early-age thermal cracking were proposed. The results as follows: ①the results of temperature and strain of inner lining by numerical model are consistent with field measurement. ②Temperature in the center of inner lining is far higher than inner and outer edge due to the hydration exothermic and this easy to cause temperature cracking. ③The strain value of inner lining is positive at early period of concrete poured, and center to inner edge value is higher than outer edge. Shrinkage strain emerged from center to outer edge and its value is -6×10^{-5} at the later period. ④Pressure stress is stored in the inner lining at early period of concrete poured, and center value is higher than inner and outer edge. The tensile stress of inner lining at outer edge is 2.2 MPa with temperature decline.

Key words:frozen shaft; mass concrete; early thermal stress; temperature field; stress field

收稿日期:2020-12-12;责任编辑:朱恩光

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51774183);天地科技股份有限公司科技创新创业资金专项资助项目(2018-TD-QN008);国家自然科学基金青年基金资助项目(51804157)

作者简介:张基伟(1988—),男,内蒙古包头人,副研究员,博士。E-mail:357102668@qq.com

0 引言

人工冻结法施工是井筒穿越深厚冲积层、表土层、富水砂层的主要施工方法之一,已经广泛应用于深部井筒建设中^[1-4]。目前,冻结井筒广泛采用的井壁结构为双层钢筋混凝土塑料夹层复合井壁,其中,自下而上连续浇筑的内层井壁是冻结壁解冻后抵抗静水压力与防渗的主要结构^[5]。然而,随着井筒深度不断增大直至千米,冻结井筒内壁厚度相应增大。根据现行规范,千米以深内层井壁厚度将超过2 m^[6]。文献[7-9]均发现内层井壁厚度的增加或混凝土强度等级增加均会导致早期水化放热更高。程桦等^[10]认为,因外部冻结壁持续供冷条件下C60以上高强内壁混凝土水化放热导致内外壁温差较大,在井壁内形成约束温度应力,当温度应力大于混凝土抗拉强度时,将会产生早期温度裂纹(缝)。但该文献中未明确内壁大体积混凝土浇筑后形成的早期温度应力影响范围及大小。可见,目前仍需要进行深部冻结井筒内壁大体积混凝土早期温度应力相关研究,为科学预防冻结井筒破裂提供理论依据。

众多学者开展了井壁温度应力理论等相关研究,并取得很多研究成果。文献[11-13]基于热弹性理论分析了内外井壁温差变化下井壁各向应力分布情况,认为内外井壁温差引起的温度应力值最大。何朋立^[14]将冻结井筒温度应力分为井筒内、外壁温差产生的温度应力与井筒径向膨胀受阻产生的温度应力2部分,并推导了相应的解析解。管华栋等^[15]基于热弹性理论,建立了冻结井壁早期温度应力计算模型。张红亚^[16]利用ANSYS软件模拟冻结井筒外壁温度场与应力场分布规律,发现外层井壁早期径向温度应力主要为拉应力,拉应力在浇筑后逐渐增大,并在浇筑后5~6 d开始出现拐点,随后拉应力逐渐减小直至全部变为受压。张涛^[17]采用ADINA程序进行了冻结内层井壁早期温度场和温度应力数值计算,但是将内外壁之间塑料板约束简化为径向位移约束,与现场实际情况有较大差距。以上成果为冻结井壁混凝土温度应力研究奠定了坚实的理论基础,但是均缺少考虑内热源、外部冷源、塑料板摩擦约束、上覆井壁荷载和地层侧压力等多种热-力边界条件的冻结井筒内壁大体积混凝土早期温度-应力场演化特征相关研究。

笔者以红庆河煤矿一号风井内壁为工程背景,研究深部热-力耦合条件下冻结井筒内壁早期温度应力相关理论,提出考虑多种边界条件的内壁大体积混凝土热-力耦合方法。将获得的混凝土温度、

应变结果与现场检测结果进行对比。旨在掌握深井内壁大体积混凝土早期温度-应力场演化特征,寻找易出现早期温度裂缝的高风险区。为内壁大体积混凝土早期温度裂缝防治提供理论依据。

1 工程背景

红庆河煤矿一号风井冻结深度689 m,井筒净径7.6 m,掘砌荒径11 m。井筒穿过的地层主要为第四系、白垩系和侏罗系地层,白垩系平均厚度为534.23 m,侏罗系地层平均厚度为390.32 m。冻结壁设计厚度3.7 m,积极期最低盐水温度-28~-32 °C,冻结壁有效平均温度-10 °C。主冻结孔布置圈径16.2 m,开孔间距1.374 m,孔数目37个,孔深689 m。如图1所示,研究深440~636 m段的C70混凝土井筒内壁,其厚度为1.2 m,可视为大体积混凝土,外壁厚度为0.5 m,内外壁间铺设约3 mm的双层塑料板。内壁向上部浇筑平均速度近似为6~8 m/d,在浇筑后12 h内即拆模受荷。

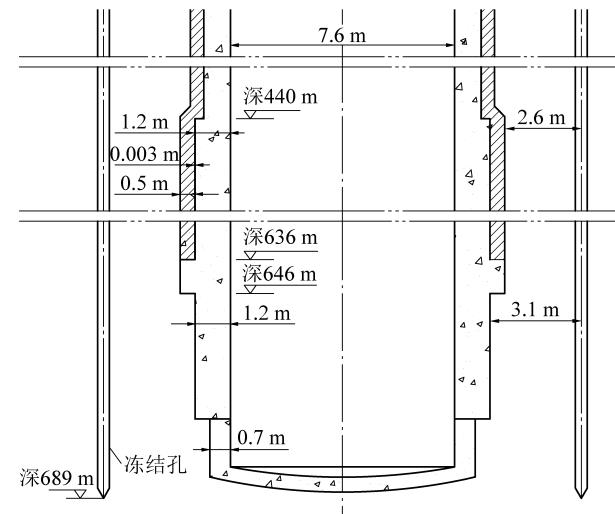


图1 井壁结构与冻结孔剖面

Fig.1 Section of shaft wall structure and arrangement of freezing holes

2 深部冻结井筒内壁热-力耦合数值模型

2.1 基本假设

深井冻结井筒内壁早期温度应力问题是复杂的热-力耦合计算问题,对涉及的物理量进行如下假设:^①内层井壁、外层井壁及冻结基岩为线弹性材料;^②假定土层中的水全部结冰,即不考虑冻土中存在的未冻水,且不考虑井壁混凝土中的水分;^③螺纹钢筋与井壁混凝土之间的围抱力足以促使井壁温度变化过程中钢筋和混凝土协调变形;^④固态力学计算中,内外壁间塑料板摩擦因数近似聚乙烯塑料

板,取0.27;⑤混凝土外壁与冻结基岩粘结紧密,基本无滑移;⑥深440~636 m内壁浇筑30 d内冻结壁仍未融化,不考虑水荷载作用;⑦浇筑内层井壁混凝土之前,冻结管周围已经形成设计厚度的冻结壁,将冻结管简化为恒温冷源。⑧井筒为圆形结构,井壁温度、应力等载荷和约束均基本以井筒直径为轴对称,故热-力耦合模型可按照空间轴对称问题进行求解。

2.2 控制方程

根据固体热传导原理,冻结井筒内壁为均质各向同性轴对称模型,遵循导热方程为

$$\frac{\partial T_n}{\partial \tau} = \frac{\lambda_n}{c_n \rho_n} \left(\frac{\partial^2 T_n}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T_n}{\partial r} \right) + \frac{Q}{c_n \rho_n} (\tau > 0, 0 < r) \quad (1)$$

式中: T_n 为井壁温度,℃; n 为介质英型, $n=1$ 为内壁混凝土, $n=2$ 为外壁混凝土, $n=3$ 为冻土; τ 为冻结时间,d; λ_n 为导热系数,W/(m·K); c_n 为比热容,kJ/(kg·K); ρ_n 为密度,kg/m³; Q 为单位时间内单位体积的混凝土水化放热量,kJ; r 为内壁某点与内缘间距离,以井筒中心为原点,m。

根据弹性力学,平面应变的轴对称热应力的控制方程为

$$\begin{cases} \sigma_r = -\frac{\alpha_f E}{(1-\mu)r^2} \int_a^r T_1 r dr + D_1 + \frac{D_2}{r^2} \\ \sigma_\theta = -\frac{\alpha_f E}{(1-\mu)r^2} \left(\int_a^r T_1 r dr - T_1 r^2 \right) + D_1 - \frac{D_2}{r^2} \\ \sigma_z = \mu(\sigma_r + \sigma_\theta) - \alpha_f E T_1 \\ \tau_{r\theta} = 0 \end{cases} \quad (2)$$

式中: σ_r 、 σ_θ 、 σ_z 、 $\tau_{r\theta}$ 分别为径向、换向、竖向、切向应力,MPa; D_1 、 D_2 为待定系数; α_f 为内壁混凝土热膨胀系数; μ 为内壁混凝土泊松比; E 为内壁混凝土弹性模量,MPa; a 为内壁内半径,m。

冻结井筒内壁内缘无荷载,则有边界条件

$$(\sigma_r)_{r=a} = 0, (\sigma_r)_{r=b} = -P_1 \quad (3)$$

式中:(σ_r)_{r=a}、(σ_r)_{r=b}分别为内壁内缘、外缘的径向应力; b 为内壁外半径,m; P_1 为外缘受到外壁与冻结壁共同作用的侧压力,MPa。

将式(3)代入(2),解得:

$$\begin{cases} D_1 = \frac{\alpha_f E}{(1-\mu)(b^2-a^2)} \int_a^b T_1 r dr + \frac{b^2}{a^2-b^2} P_1 \\ D_2 = \frac{a^2 \alpha_f E}{(1-\mu)(b^2-a^2)} \int_a^b T_1 r dr + \frac{a^2 b^2}{a^2-b^2} P_1 \end{cases} \quad (4)$$

2.3 参数选取与边界条件

数值模型以深620 m层位内壁混凝土浇筑为研究对象。考虑到井筒掘砌荒径、冻结壁厚度、掘砌段高等尺寸,求解域径向长×轴向高=4 300 mm×5 000 mm。分别包括:内壁厚度1 200 mm,外壁厚度500 mm和冻结管至外壁距离2 600 mm。采用四边形网格划分,数量为8 600个。根据不同阶段,热物理参数与边界条件如下。

1)内壁浇筑前阶段。土体初始温度设置为26℃。在内壁浇筑前,外壁井帮温度实测在0℃左右。故在内壁浇筑前,应当进行瞬态温度场分析,冻结管简化为-20℃恒温冷源持续供冷,直至外壁内侧井帮温度达到0℃视为内壁浇筑起始温度边界条件。温度场数值计算涉及各个材料热物理参数均由室内试验获得,见表1。

表1 热物理参数

Table 1 Thermophysical parameters

材料	密度/ (kg·m ⁻³)	导热系数/ (W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)		比热容/ (kJ·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)	
		-20℃	20℃	-20℃	20℃
土体	2 040	1.82	0.95	0.96	1.20
外壁	2 350	2.53	2.53	0.97	0.97
内壁	2 525	3.20	3.20	0.91	0.91

2)内壁浇筑0~10 d。内、外壁间厚3 mm双层塑料板可简化为接触传热模型^[18],则有

$$q = \frac{\lambda_s}{r_o} \frac{\Delta t_1}{\ln \left(1 + \frac{\delta_s}{r_o} \right)} \quad (5)$$

式中: q 为单位温度单层塑料板单位面积的传热量,W/m²; λ_s 为塑料板导热系数,取0.15 W/(m·℃); δ_s 为塑料板厚度,m; r_o 为内壁外半径,m; Δt_1 为塑料板两侧温差,℃。

内壁砌筑施工时井筒内自然对流换热过程是空气与井筒内表面换热问题。研究表明混凝土表面换热系数与风速、空气和井壁内表面温差2个因素符合如下关系^[19]:

$$N_u = 3.06v + 0.035\Delta t_2 + 9.55 \quad (6)$$

式中: N_u 为内壁混凝土表面换热系数,kJ/(m²·h·℃); v 为井筒内风速,m/s,根据井口实测取2 m/s; Δt_2 为空气与井壁内表面温差,℃。

内壁混凝土水化热采用目前国内常见的水化放热数学表达式^[20],包括:指数式、双曲线式和复合指数式分别见式(7)~式(9)。寻找与C70内壁混凝土水化放热误差最小的模型为

$$Q_1(\tau_1) = Q_0 [1 - \exp(-m\tau_1)] \quad (7)$$

$$Q_2(\tau_1) = \frac{Q_0\tau_1}{n_1 + \tau_1} \quad (8)$$

$$Q_3(\tau_1) = Q_0 [1 - \exp(-\alpha\tau_1^\beta)] \quad (9)$$

式中: $Q_i(\tau_1)$ 为在龄期 τ_1 时累积的水化热, kJ/kg; i 为不同水化放热模型, $i=1$ 为指数式, $i=2$ 为双曲线式, $i=3$ 为复合指数式; Q_0 为龄期 τ_1 趋于无穷大时的水化热, kJ/kg, 采用 P. O 525 水泥故取 350 kJ/kg; m 为常数, 与水泥品种、比表面积及混凝土浇筑温度有关, 取 0.362; n_1 为水化热达到 1/2 时的龄期, 取 0.2; α 、 β 为待定参数, 分别选取 0.36 和 0.74。

内壁混凝土绝热温升计算公式为^[20]

$$\theta(\tau_1) = \frac{Q_i(\tau_1) \cdot (W + kF)}{c_1\rho_1} \quad (10)$$

式中: $\theta(\tau_1)$ 为内壁混凝土不同龄期的温度, °C; W 为每立方米混凝土胶凝材料用量, kg/m³; F 为单位体积混凝土混合材用量, kg/m³; k 为折减系数, 粉煤灰折减系数为 0.25。

利用式(2)一式(4)进行温度场-应力场直接耦合。所需力学参数包括: 弹性模量、泊松比、内壁上表面和外表面荷载、热膨胀系数等。

朱伯芳院士等^[20]认为混凝土的弹性模量是随着时间而变化的光滑连续函数, 利用指数函数式进行拟合, 则有

$$E(\tau_1) = E_0(1 - \beta_2 e^{-\alpha_2 \tau_1}) \quad (11)$$

式中: $E(\tau_1)$ 为不同龄期的弹性模量, MPa; E_0 为混凝土最终弹性模量, MPa; α_2 、 β_2 为待定系数, 根据弹性模量实验结果分别选取 0.09 和 1。

根据 DL/T 5150、SL352《水工混凝土试验规程》规定^[21], 假设混凝土的温度与变形呈线性关系, 混凝土的热膨胀系数为某一常数, 取 $1 \times 10^{-5} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ 。应力场数值计算涉及材料物理力学参数均由室内试验获得, 见表 2。

表 2 井壁物理力学参数

Table 2 Thermophysical parameters of shaft

材料	密度/(kg·m ⁻³)	泊松比	弹性模量/MPa
外壁	2 350	0.23	3.4×10^4
内壁	2 525	0.20	$E(\tau_1)$

内层井壁上表面荷载计算公式为

$$P(\tau_1) = \rho_1 g h_0 (\tau_1 - 1) \quad (12)$$

式中: $P(\tau_1)$ 为不同龄期井筒内壁上表面荷载, MPa; g 为重力加速度, 取 9.8 m/s²; h_0 为 1 d 内浇筑高度, 取 8 m。

内壁外表面(外缘)荷载包括内外壁间摩擦力和水平应力。内外壁间摩擦力在接触对模块中进行模拟, 选择增广拉格朗日法进行求解。根据现场监测在内壁浇筑期间该层位外壁受到水平应力为 2.2 MPa。

3 冻结井筒内壁早期温度场演化特征

3.1 水化热温升模型确定

如图 2 所示, 龄期 1~2 d, 井壁中线点温度最高, 两者分别为 68.84、69.19 °C, 实测值与数值模拟结果误差为 0.5%。其原因为实际施工浇筑过程中, 现场诸多因素都会影响混凝土的温度变化。可见, 数值计算过程中的热物理参数、边界条件、初始条件的选取都是合理可靠的。相同参数条件下采用复合指数式水化热温升模型计算出结果与监测点温度更接近, 表明复合指数式较其他 2 种水化热温升模型更适用于计算深井内壁早期水化热计算。

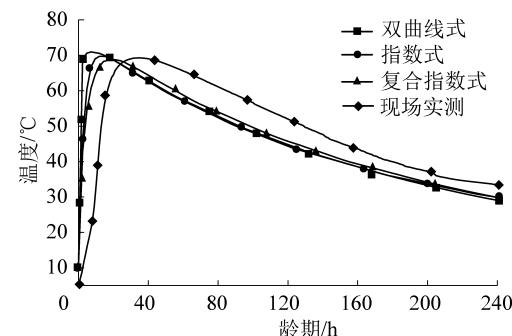


图 2 不同时刻内壁中心位置温度历程

Fig.2 Temperature history in center of inner wall at different time

3.2 早期温度场演化特征

在龄期 240 h 范围内, 井筒内壁混凝土中心位置的最高温度出现在 15 h 左右(图 3)。该时刻内壁温度一直呈中部温度高, 内外缘温度低的分布规律。其原因为井筒内壁大体积混凝土水化放热剧烈, 且井壁中心混凝土热传导能力较差, 靠近内壁内缘(靠近模板侧)的井筒风流与靠近外缘(靠近外壁位置)的冻结冷源均基本不能够影响中心位置混凝土温度, 而井壁内外缘均产生降温现象。在水化放热阶段, 大量的水化热会导致内壁混凝土中部温度短期内(0~48 h)急剧上升至 70 °C 左右, 而该时刻靠近外壁侧井壁温度为 38 °C 左右, 靠近井筒内部的温度为 58 °C 左右。可见大体积混凝土内外温差已经超过规范限制的 25 °C, 极易导致温度裂缝的出现。内壁混凝土水化放热中后期(120~240 h), 内壁混凝土中部到内缘温度较高, 外缘温度低。

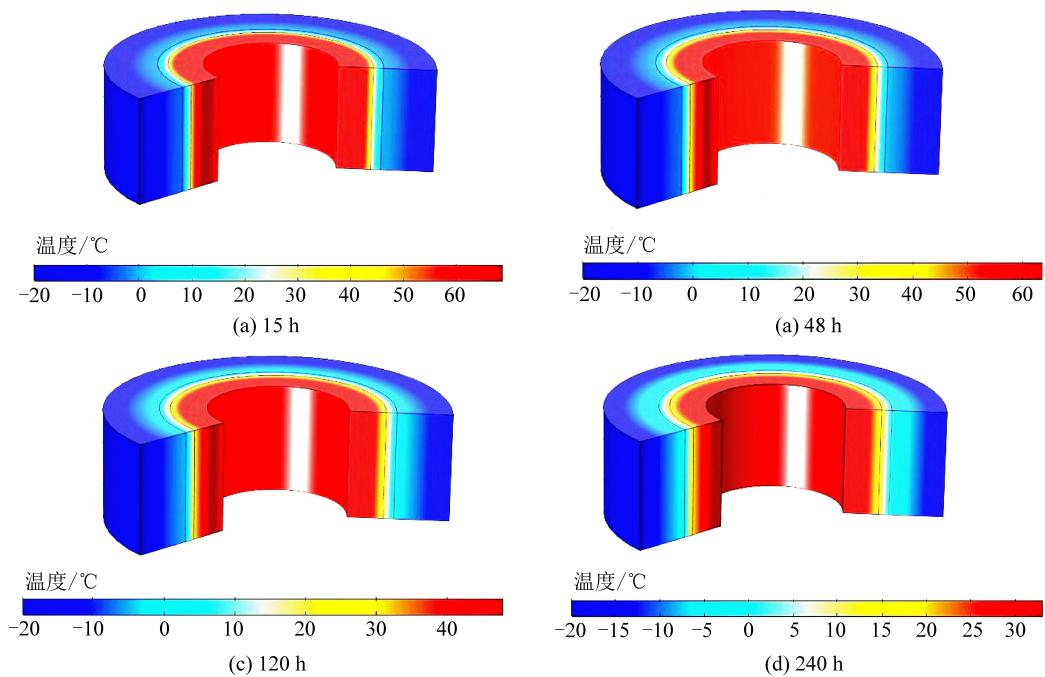


图3 不同龄期内壁温度场

Fig.3 Temperature field of inner wall at different time

4 冻结井筒内壁早期应力场演化特征

4.1 数值计算与现场实测应变对比

红庆河煤矿混凝土环向应变计位于内壁内缘侧,数值模拟获得不同龄期内壁内缘应变与深615 m位置井筒内壁内缘混凝土竖向应变曲线变化趋势基本一致(图4)。二者均在内壁早期水化放热时期应变急剧增大,该时期内壁内侧的混凝土产生较大的膨胀变形,由于约束程度较小,应变最大值达到 $6.5 \times 10^{-4} \sim 7.0 \times 10^{-4}$,误差为7.52%,满足工程精度。可见,数值计算过程中的物理力学参数、边界条件、初始条件的选取都是合理可靠的。

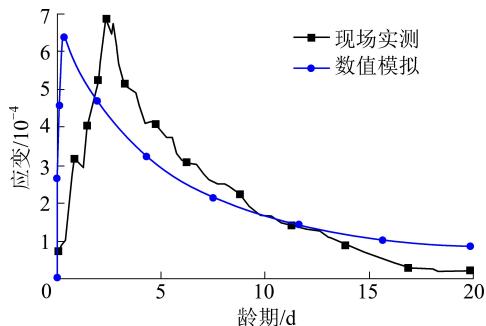


图4 内壁内缘应变模拟结果与实测结果对比

Fig.4 Comparation of strain between numerical simulation and field test in inside of inner wall

4.2 早期应变场演化特征

内壁混凝土浇筑24~48 h时,内壁各位置应变为正,且呈内缘至中部大于外缘的规律(图5)。其原因为混凝土水化放热导致内壁内会产生较大的膨

胀变形,且膨胀应变量与井壁温度呈正比关系,符合混凝土水化放热膨胀理论。随着内壁温度的不断下降,膨胀变形缓慢减小,至120 h最大膨胀应变下降至 4×10^{-4} 。当内壁混凝土浇筑240 h后,内壁外缘至中心区域出现收缩变形,最大为 -6×10^{-5} 。而此时内壁内缘至中心区仍然保持膨胀变形,最大变形为 2.5×10^{-4} 。表明由于外部冻土持续供冷导致内壁出现不均匀变形现象,内壁外缘产生收缩变形早于中心与内缘部分,造成内壁外缘在浇筑后240 h内就受到竖向拉应力作用,较容易在该区域内最先产生温度裂缝。

4.3 早期应力场演化特征

在内壁浇筑初期(24~48 h),随着内壁混凝土温度逐渐升高,混凝土会发生膨胀变形,在水平荷载、外壁摩擦力与上部连续浇筑内壁混凝土重力共同约束下内壁内部逐渐形成了一定压应力,其分布规律为内壁中部压应力大于内外缘(图6)。随着内壁温度的不断下降,混凝土逐渐产生收缩变形。至龄期为120 h时,内壁内外缘储存的预压应力逐渐减小趋于0,而此时内壁中心部位仍然存在约为-2 MPa的压应力区。当龄期为240 h后,在内壁外缘附近出现明显的拉应力,达到1.5 MPa以上。而此时内壁中部至内缘区域仍然储存-1 MPa左右的压应力。综上所述,深井内壁混凝土早期应力场分布不均匀,大体为浇筑初期内壁压应力由外缘至内缘先增大后减小,浇筑后期内壁外缘受拉,内壁中部至内缘受压的演化规律。

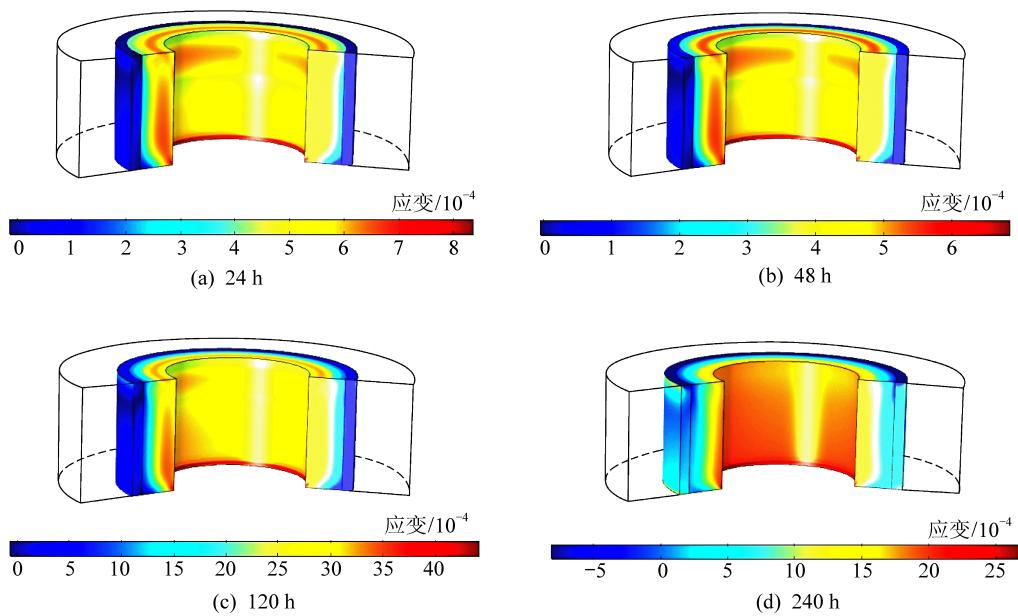


图 5 不同龄期内壁应变场

Fig.5 Strain field of inner wall at different time

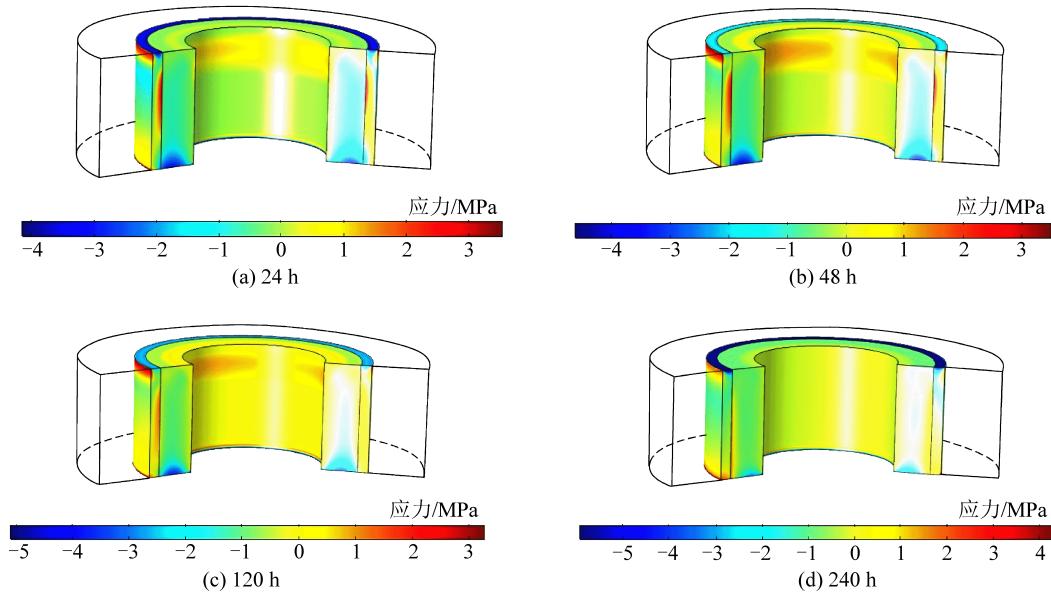


图 6 不同龄期内壁应力场

Fig.6 Stress field of inner wall at different time

内壁内缘至中部范围内(0~0.6 m)混凝土的压应力在龄期 0~480 h 的变化较小,维持在-0.5~-1.0 MPa,如图 7 所示。表明该区域混凝土在膨胀与收缩过程中受到外荷载约束较小,不会出现由于早期温度应力导致的损伤或裂缝。内壁中部至外缘范围内(0.6~1.2 m)随着龄期增长逐渐由压应力变为拉应力,拉应力最大值处为内壁外缘位置。其原因为混凝土在收缩期间受到上部及水平荷载、塑料板摩擦力等边界条件的约束,内壁竖向受拉。当龄期为 480 h 时,内壁外缘拉应力达到 2.2 MPa,与 C70 混凝土抗拉强度接近。表明内壁混凝土早期温

度应力形成的裂隙(缝)将首先出现于内壁与外壁交界位置,当冻结壁化冻后高压水进入内壁周围将不断腐蚀裂缝尖端,且高压作用下裂缝不断扩张,直至形成贯穿裂缝,最终造成井壁破裂、渗水甚至透水等现象。

随着井筒深度不断增加,内壁混凝土强度等级逐渐增加,水化放热量相应提高。导致内外壁温差增大,早期温度应力引起的井壁早期温度裂缝的风险增加。通过数值分析结果可知,混凝土早期温度裂缝防治措施优化方向应当包括:优化塑料板材料,减小内外壁间摩擦力;优化混凝土配合比,降低内壁

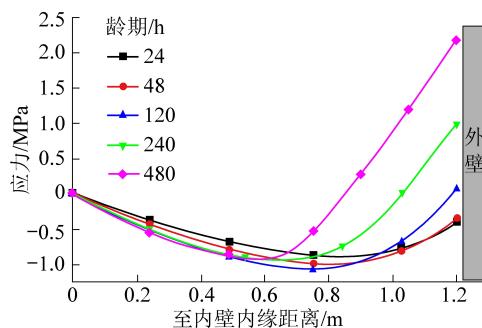


图7 不同位置内壁最大主应力变化

Fig.7 Maximum principal stress of inner wall at different zones

混凝土水化放热;提高内壁混凝土预压应力,减小收缩变形量;提高内壁混凝土抗拉强度与抗裂性能,降低开裂风险;多次进行壁间注浆,及时封堵内壁外缘可能形成的裂隙(裂缝)区域^[22];优化井壁结构,增加混凝土内部降温结构以减小温差等^[23]。

5 结 论

1) 基于固体热传导原理与轴对称热应力理论,提出了考虑内热源、外部冷源(井筒空气、冻结壁等)、塑料板摩擦约束、上覆井壁荷载和地层侧压力等多种边界条件的深井内壁大体积混凝土热-力耦合方法。应用该方法求解出内壁大体积混凝土温度、应变最大值与现场实测结果较一致。

2) 内壁混凝土浇筑0~48 h内,内壁中部与外缘之间温差超过25 ℃,极易导致温度裂缝的出现。内壁混凝土水化放热中后期(龄期120~240 h),内壁混凝土温度分布呈中部到内缘温度较高,外缘温度低的规律。

3) 内壁浇筑初期(龄期24~48 h),内壁各个位置应变为正,且内缘至中部大于外缘。随着内壁温度的不断下降,膨胀变形随着温度的降低而缓慢下降,至龄期120 h最大膨胀应变下降至 4×10^{-4} 。当内壁混凝土浇筑240 h后,内壁外缘至中心区域出现收缩变形,应变最大值为 -6×10^{-5} 。

4) 内壁浇筑初期(龄期24~48 h),内壁内部储存了一定的压力,分布规律为内壁中部压应力大于内外缘。随着内壁温度的不断下降,混凝土逐渐产生收缩变形。当龄期为480 h时,内壁外缘拉应力达到2.2 MPa,与C70混凝土抗拉强度接近,极易在此区域出现井壁早期温度裂缝。

5) 混凝土早期温度裂缝防治措施优化方向应当包括:优化塑料板材料;优化混凝土配合比;提高井壁预压应力;提高混凝土抗拉强度与抗裂性;多次进行壁间注浆;优化井壁结构。

参考文献(References):

- [1] 张基伟,刘志强,单仁亮,等.复杂地层井筒冻结壁异常状况监测技术研究现状与展望[J].煤炭科学技术,2019,47(1):103-109.
ZHANG Jiwei, LIU Zhiqiang, SHAN Renliang, et al. Review and prospect of abnormal condition of shaft frozen wall monitoring technique in complex formation condition[J]. Coal Science and Technology, 2019, 47(1): 103-109.
- [2] 李功洲,李小伟,陈红蕾,等.深厚冲积层冻结孔布置分类技术对冻结调控的影响[J].煤炭科学技术,2020, 48(12):31-38.
LI Gongzhou, LI Xiaowei, CHEN Honglei, et al. Classified arrangement technology of freezing holes in deep and thick alluvium and its influence on freezing control[J]. Coal Science and Technology, 2020, 48(12): 31-38.
- [3] 张基伟,刘书杰,张松,等.富水砂层冻结壁形成过程声场响应特征研究[J].岩土工程学报,2020,42(12):2230-2239.
ZHANG Jiwei, LIU Shujie, ZHANG Song, et al. Sound field response characteristics of water-rich sand frozen wall during development process[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2020, 42(12):2230-2239.
- [4] 张基伟,刘书杰,张松.富水细砂单向冻结超声波时频特性研究[J].岩石力学与工程学报,2020,39(5):1061-1070.
ZHANG Jiwei, LIU Shujie, ZHANG Song. Ultrasonic time-frequency characteristics of water-rich fine sand during unidirectional freezing process[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2020, 39(5): 1061-1070.
- [5] 周扬,周国庆.塑料板夹层双层井壁的轴对称变形分析[J].煤炭学报,2010,35(9):1470-1475.
ZHOU Yang, ZHOU Guoqing. Axisymmetric deformation analysis for the double layer shaft with a plastic interlayer[J]. Journal of China Coal Society, 2010, 35(9): 1470-1475.
- [6] GB 50384—2007,煤矿立井井筒及硐室设计规范[S].
- [7] 李必达.深冻结井壁混凝土温度裂纹产生机理及其抗渗性试验研究[D].淮南:安徽理工大学,2017.
- [8] 陈志杰.冻结施工条件下立井井壁混凝土性能劣化机理与评价[D].北京:北京科技大学,2016.
- [9] 许涛.西部地区深基岩冻结井筒井壁漏水成因与防治措施[D].淮南:安徽理工大学,2015.
- [10] 程桦,蔡海兵.我国深立井冻结法凿井安全现状与思考[J].安徽理工大学学报(自然科学版),2013(2):1-6.
CHENG Hua, CAI Haibing. Safety situation and thinking about deep shaft construction with freezing method in China [J]. Journal of Anhui University of Science and Technology (Natural Science), 2013(2): 1-6.
- [11] 经来旺,高全臣,徐辉东,等.冻结壁融化阶段井壁温度应力研究[J].岩土力学,2004,25(9):1357-1362.
JING Laiwang, GAO Quanchen, XU Huidong, et al. Thermal stress analysis of shaft in melting stage of frozen wall [J]. Rock and Soil Mechanics, 2004, 25(9): 1357-1362.
- [12] 刘金龙,陈陆望,王吉利.立井井壁温度应力特征分析[J].岩土力学,2011,32(8):2386-2390.

- LIU Jinlong, CHEN Luwang, WANG Jili. Analysis of temperature stress characteristics of shaft lining [J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(8):2386-2390.
- [13] 陆军.立井基岩段混凝土井壁温度应力分析[J].中国矿业,2006(7):77-79.
- LU Jun. Analysis of temperature stress characteristics of shaft lining [J]. China Mining, 2006 (7): 77-79.
- [14] 何朋立.考虑温度应力的深厚表土层井壁破裂分析[J].工业建筑,2013, 43(3):75-78.
- HE Pengli. Rupture analysis of shaft lining in the deep alluvium considering the thermal stress [J]. Industrial Construction, 2013, 43(3):75-78.
- [15] 管华栋,周晓敏,徐衍,等.冻结立井井壁早期温度应力计算研究[J].金属矿山,2018(5):44-47.
- GUAN Huadong, ZHOU Xiaomin, XU Yan, et al. Calculation of the early thermal stress in freezing vertical shaft lining [J]. Metal Mine, 2018(5):44-47.
- [16] 张红亚.冻结深立井钢筋混凝土井壁温度场与温度应力研究[D].合肥:合肥工业大学,2013.
- [17] 张涛.冻结内层井壁早期温度应力数值计算研究[D].锦州:辽宁工业大学,2016.
- [18] 张涛.深厚复杂地层中冻结井壁温度场演化规律研究[D].徐州:中国矿业大学,2018.
- [19] 张建荣,刘照球.混凝土对流换热系数的风洞实验研究[J].土木工程学报,2006,39(9):39-42,61.
- ZHANG Jianrong, LIU Zhaoqiu. Experimental study on convective Heat transfer coefficient of concrete in wind tunnel [J]. Journal of Civil Engineering, 2006,39(9):39-42,61.
- [20] 朱伯芳.大体积混凝土温度应力与温度控制[M].2版.北京:中国水利水电出版社,2012.
- [21] SL 352—2006,水工混凝土试验规程[S].
- [22] 王海,王晓东,曹祖宝,等.冻结井壁解冻过程中突水溃砂机理及防治技术[J].煤炭科学技术,2019,47(2):21-26.
- WANG Hai, WANG Xiaodong, CAO Zubao, et al. Mechanism and prevention technology of water inrush and sand inrush occurred in thawing process of mine freezing shaft wall [J]. Coal Science and Technology, 2019,47(2):21-26.
- [23] 江昔平.大体积混凝土温度裂缝控制机理与应用方法研究[D].西安:西安建筑科技大学,2013.