

文章编号: 0253-2697(2013)04-0780-07 DOI:10.7623/syxb201304021

大型液化天然气储罐混凝土外罐施工期间温度裂缝预测

翟希梅 王 恒 周庆生 范 峰

(哈尔滨工业大学土木工程学院 黑龙江哈尔滨 150090)

摘要:以 160 000 m³ 大型预应力液化天然气(LNG)全容罐混凝土外罐为研究对象,在利用 ANSYS 软件建立精细化 LNG 储罐混凝土外罐有限元模型的基础上,按实际结构施工顺序与时间,模拟了 LNG 储罐混凝土外罐全部混凝土浇筑过程,获得了在变温条件下,由水化热作用产生的混凝土外罐早期温度场分布;在考虑混凝土收缩和徐变的条件下,采用增量法计算了混凝土外罐的早期温度应力,确定了随时间及配筋率变化的混凝土早期抗拉强度,进而对 LNG 储罐混凝土外罐施工阶段的裂缝发育特征及分布规律进行了预测。结果表明,混凝土收缩对温度应力影响显著,在 150 d 的模拟时间段内结构温度应力呈现持续增长状态;第 1 浇筑段的 LNG 外罐温度应力明显大于其他浇筑段的温度应力,且该浇筑段的罐壁在模拟期内将产生竖向裂缝,扶壁柱处将产生局部环向裂缝。该结论可为同类工程施工建造开展相应的抗裂措施提供依据。

关键词:LNG 储罐;温度场;温度应力;裂缝;有限元分析;大体积混凝土

中图分类号:TE 872

文献标识码:A

Temperature crack prediction in the construction period of a concrete outer tank for LNG storage

ZHAI Ximei WANG Heng ZHOU Qingsheng FAN Feng

(Department of Civil Engineering, Harbin University of Technology, Harbin 150090, China)

Abstract: A fine finite element model for a 160 000 m³ LNG concrete tank with reasonable element types and mesh dimension was established using the finite element software (ANSYS) to simulate the actual construction process of the concrete tank. The temperature field distribution under the load of hydration heat was determined in thermal variation conditions. Considering the influence of concrete shrinkage and creep, the early thermal stress under temperature load was figured out with an incremental method, and the early tensile strength of concrete along with the reinforcement ratio and time was determined. Moreover, concrete crack growth characters and distributional rules of the LNG concrete tank were predicted by comparing thermal stress with the early tensile strength. The results showed that the concrete shrinkage has a significant effect on thermal stress, and the thermal stress of structures continues increasing during a 150-days simulation period. The thermal stress of the LNG concrete tank in the first pouring section is obviously greater than that in other pouring sections, and there occur a large number of vertical cracks and local circumferential cracks on tank walls in the simulation period. These conclusions above can provide a basis for taking anti-cracking measures in similar practical engineering.

Key words: LNG tank; temperature field; thermal stress; crack; finite element analysis; mass concrete

大型液化天然气(LNG)储罐的设计建造在国外已经比较成熟,但在国内还处于探索阶段^[1]。目前在 LNG 储罐的建造过程中,由于水泥水化放热以及混凝土的收缩特性,罐体开裂现象很普遍。尽管国内外针对其他大体积混凝土结构(如大型基础、坝体)的温度应力及裂缝控制展开了大量试验与仿真研究,获得了大体积混凝土结构各种热力学指标;并认为水泥水化热、外界气温变化、约束条件变化和混凝土的收缩变形等因素是大体积混凝土开裂的最重要原因^[2-6]。但目前针对 LNG 储罐混凝土外罐这种新型大体积结构形

式的施工期温度裂缝分析还非常少见。其中,文献[7]以国内某 LNG 储罐为例,介绍了混凝土外罐早期温度裂缝的有限元分析及其验算过程,但未考虑混凝土的收缩和徐变效应,且外界气温也只考虑为恒温。因此,结合 LNG 储罐混凝土外罐的自身特点,对其进行施工期间温度场分析及裂缝预测,具有实际工程意义。笔者在考虑混凝土的收缩徐变效应、外界变温条件以及钢筋影响的基础上,精细化模拟了一实际工程 LNG 储罐混凝土外罐的施工建造全过程,获得了 LNG 储罐混凝土外罐施工期间的温度应力及由此产生的裂缝

基金项目:科技部“十一五”支撑项目(2006BAJ01B04)资助。

第一作者:翟希梅,女,1971年4月生,1993年获哈尔滨工业大学工学学士学位,2001年获哈尔滨工业大学工学博士学位,现为哈尔滨工业大学教授,主要从事混凝土结构与配筋砌体结构研究。Email: xzmzhai@hit.edu.cn

通信作者:王 恒,男,1989年12月生,2012年获哈尔滨工业大学工学学士学位,现为哈尔滨工业大学硕士研究生,主要从事混凝土结构研究。Email: wangheng261@126.com

分布,以期能为 LNG 储罐施工建造时开展相应的抗裂措施提供依据。

1 混凝土裂缝预测分析流程

LNG 混凝土储罐浇筑施工中的温度场分布及裂缝预测涉及热学和力学问题,为此笔者首先进行热物理场的模拟,然后利用 ANSYS 的热-结构耦合能力进行结构分析。温度应力计算即裂缝预测的整个分析流程如图 1 所示。

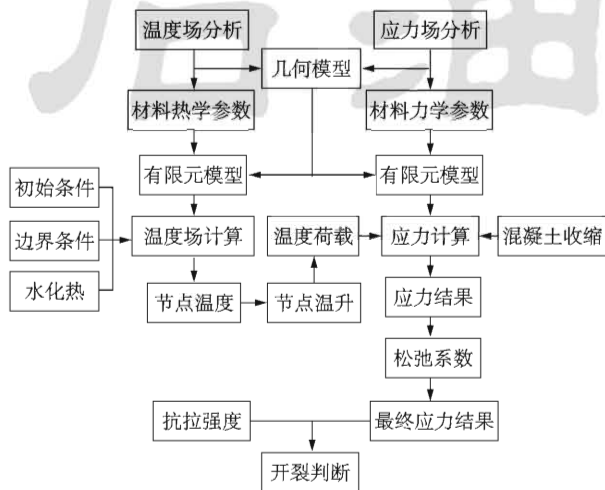


图 1 结构温度应力计算及裂缝预测分析流程

Fig. 1 Flow chart of thermal stress calculation and crack prediction

2 模型的建立

本文研究的 LNG 储罐混凝土外罐采用预应力混凝土建造。外罐墙壁自底板高为 38.415 m, 厚为 0.8 m, 施工分为 12 段进行浇筑, 其中前 10 个浇筑段高均为 3.6 m, 第 11 段高为 0.989 m, 第 12 段高为 1.426 m; 混凝土强度等级为 C40; 第 1 浇筑段的非预应力筋截面配筋率为 0.8%, 其余浇筑段的非预应力筋截面配筋率为 0.4%。施工中采用 DOKA 模板系统, 其面板是厚为 18 mm 的胶合木^[8]。

储罐外壁为圆柱壳体, 有 4 个扶壁柱, 罐壁顶部与穹顶交接处设有环梁。鉴于结构对称, 笔者选择建立 1/2 模型; 并根据实际施工阶段所分的 12 个浇筑段, 将模型在高度方向也分别建立 12 组实体, 每一浇筑段含有罐壁墙体 3 段、扶壁柱 2 处, 每段墙体为 1 个实体, 每个扶壁柱处为 3 个实体, 即每一浇筑段的实体总数为 9 个; 混凝土罐壁两侧 DOKA 模板有限元模型沿高度方向的分割与混凝土模型相对应, 几何模型见图 2。

图 3 为在外界恒温 25℃ 条件下第 1 浇筑段中部位沿壁厚方向的温度分布。对比发现, 当对罐壁厚度 6 等分时, 沿厚度方向的温度分布接近于抛物线型, 且当继续减小单元尺寸, 温度结果分布基本没有变化。

因此, 综合考虑计算精度与时间, 笔者确定厚度方向的单元尺寸为 133 mm (800 mm/6), 高度方向为 400 mm, 环向为 3 220 mm (弧长为 4.5°)。DOKA 模板的厚度只有 18 mm, 因此在模板厚度方向只划分为 1 个单元。

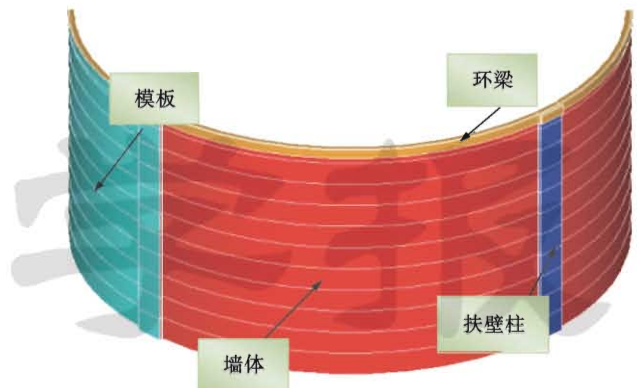


图 2 有限元分析模型

Fig. 2 Finite element analysis model

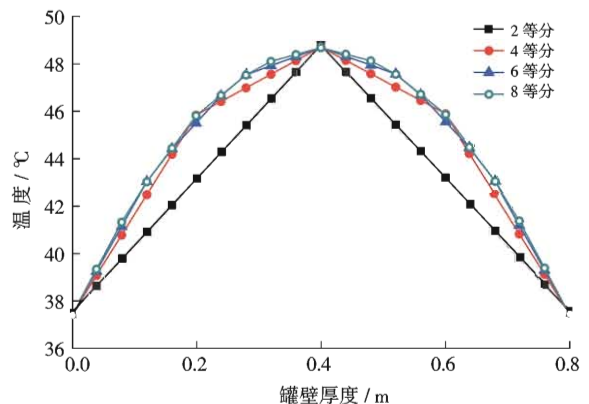


图 3 不同单元尺寸时沿罐壁厚度的温度分布

Fig. 3 Temperature distribution for varying element size

3 温度场分布的计算

LNG 外罐混凝土施工阶段, 每个浇筑段浇筑间隔时间是 10 d, 模板在第 11 天拆除。受混凝土水化产生的内热源影响, 混凝土温度随时间变化。笔者采用瞬态分析方法, 运用 ANSYS 软件中的单元生死功能模拟混凝土的浇筑顺序以及模板的拆除。具体模拟过程如下: 先杀死所有的单元, 然后根据施工顺序, 逐段激活混凝土及模板, 并将已杀死单元的节点进行自由度约束(当需要拆除模板时, 将模板单元杀死, 并将死单元的节点自由度进行约束), 再后在激活单元的边界上施加边界条件, 在激活的单元节点上施加生热率节点体荷载^[9]。

3.1 热学参数的确定

温度场分析中需要的热学参数主要包括混凝土密度、比热容、导热系数、水化热发展曲线及表面放热系数等, 这些参数与原材料特性、混凝土配合比有关。本研究采用 C40 混凝土, 混凝土的质量配合比:

水泥:水:砂:碎石为432:168:558:1242,密度为2400 kg/m³,425普通硅酸盐水泥;混凝土比热容取0.96 kJ/(kg·°C),导热系数取10.6 kJ/(m·h·°C)^[10],对流系数取83 kJ/(m²·h·°C)^[9,11]。

混凝土水化热的发展曲线表达式为^[12]

$$Q_{\tau} = Q_0(1 - e^{-m\tau}) \quad (1)$$

式中: τ 为龄期,d; Q_{τ} 为龄期 τ 时累积的水化热,kJ/kg; Q_0 为龄期 τ 趋于 ∞ 时的最终水化热,文中取330 kJ/kg; m 为水泥水化速度系数(随水泥品种、比表面积及浇筑温度的不同而不同),文中取0.384 d⁻¹。

边界温度的模拟考虑到一天内气温的变化以及一年中日平均气温的变化。一天内气温的变化用余弦函数表示为

$$T_a = \frac{T_{\max} + T_{\min}}{2} + \frac{T_{\max} - T_{\min}}{2} \cos\left[\frac{\pi}{12}(t_1 - t_0)\right] \quad (2)$$

式中: T_a 为第 t_1 小时的气温,°C; T_{\max} 为日最高气温,°C; T_{\min} 为日最低气温,°C; t_0 为日气温最高的时刻。

一年中日平均气温变化的模拟,用余弦函数表示为^[13]

$$T'_a = \frac{T'_{\max} + T'_{\min}}{2} + 1 + \frac{T'_{\max} - T'_{\min}}{2} \cos\left[\frac{\pi}{182.5}(t' - t'_0)\right] \quad (3)$$

式中: T'_a 为第 t' 天的日平均气温,°C; T'_{\max} 为最高日平均气温,°C; T'_{\min} 为最低日平均气温,°C; t'_0 为日平均气温最高的日期。

3.2 非预应力钢筋对传热影响的等效处理

钢材的导热系数约为混凝土的数十倍^[14],钢筋的配置可以提高混凝土的导热性能,进而影响混凝土结构的温度场和温度应力。为在有限元模型中合理体现非预应力钢筋的影响,笔者对素混凝土和7种配筋率的钢筋混凝土构件进行温度场分析,用以比较导热系数的改变对混凝土温度场的影响。构件为1个长度为1000 mm、截面为100 mm×100 mm的棱柱体,沿构件长度方向配置纵筋,配筋率分别为0.1%、0.2%、0.3%、0.4%、0.5%、1%、4%。四周绝热,两端截面设置对流边界条件,外界气温及初始温度取15°C,对流系数取83 kJ/(m²·h·°C)。混凝土的导热系数取10.6 kJ/(m·h·°C),钢筋的导热系数取为258 kJ/(m·h·°C)^[14]。

每种配筋率下分别按两种计算模型建模计算。方案1是用LINK33单元模拟钢筋,SOLID70单元模拟混凝土建立模型。方案2是将钢筋和混凝土的导热系数在配筋方向按截面面积加权平均后,用SOLID70单元建立模型,其导热系数计算式为

$$\lambda = \rho\lambda_s + (1 - \rho)\lambda_c \quad (4)$$

式中: λ 为等效导热系数,kJ/(m·h·°C); λ_s 为钢筋的

导热系数,kJ/(m·h·°C); λ_c 为混凝土的导热系数,kJ/(m·h·°C); ρ 为配筋率。

由图4可见,钢筋的配置可以提高混凝土的导热性能,配筋率越高,作用越明显;不同配筋率下两种有限元建模方法获得的温度场相近,但第2种建模方法相对简单,因此笔者采用第2种建模方式。

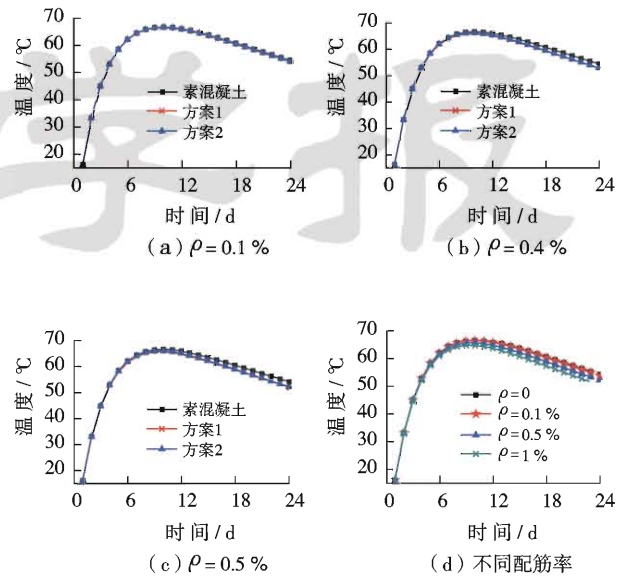


图4 不同配筋率对传热影响的对比

Fig. 4 The influence of reinforcement ratio on heat conduction

3.3 温度分布结果

利用有限元法模拟了历时150 d的LNG混凝土外罐的施工过程(包括罐壁12个连续施工浇筑段及30d的养护期),最低日平均气温是20.055°C,最高日平均气温是28.85°C;同时日温差设定为10°C。

有限元分析表明,每一段浇筑施工完成时,新完成浇筑段温度最高,向下各浇筑段温度逐渐降低至与外界气温变化一致,且扶壁柱处温度较墙体温度略高。第6浇筑段刚完成时的温度场分布见图5。

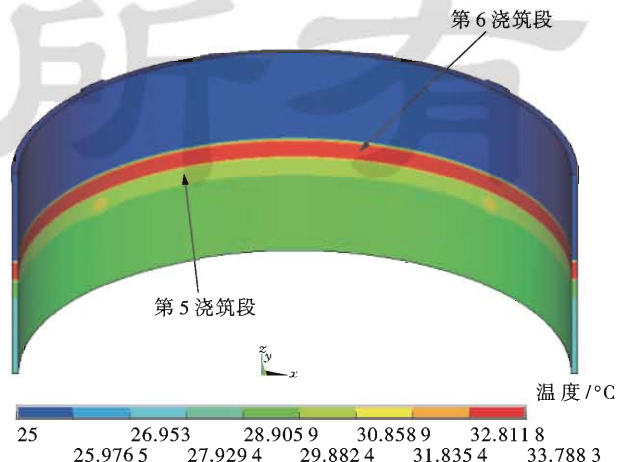


图5 施工1210 h时的温度分布

Fig. 5 Temperature distribution at 1210 h

从图 6 可以看出,每个施工段混凝土在浇筑约 50 h 后(第 3 天—第 4 天)出现最高温,最大温升值约 32℃。由于前 10 个浇筑段的高度都为 3.6 m,各段相同位置点(各施工段罐壁厚度中心点、扶壁柱厚度中心点以及罐壁外侧某点)的温度变化曲线相似。比较特殊的是第 11 浇筑段的温度变化。由于第 11 段只有 0.989 m 高,所以其最高温度值较其他段低。也是因为这个原因致使在浇筑完第 12 浇筑段混凝土后,第 11 浇筑段罐壁厚度中心点和扶壁柱厚度中心点受新浇混凝土的传热影响较大,其温度值在下降段中有小幅温度波动。

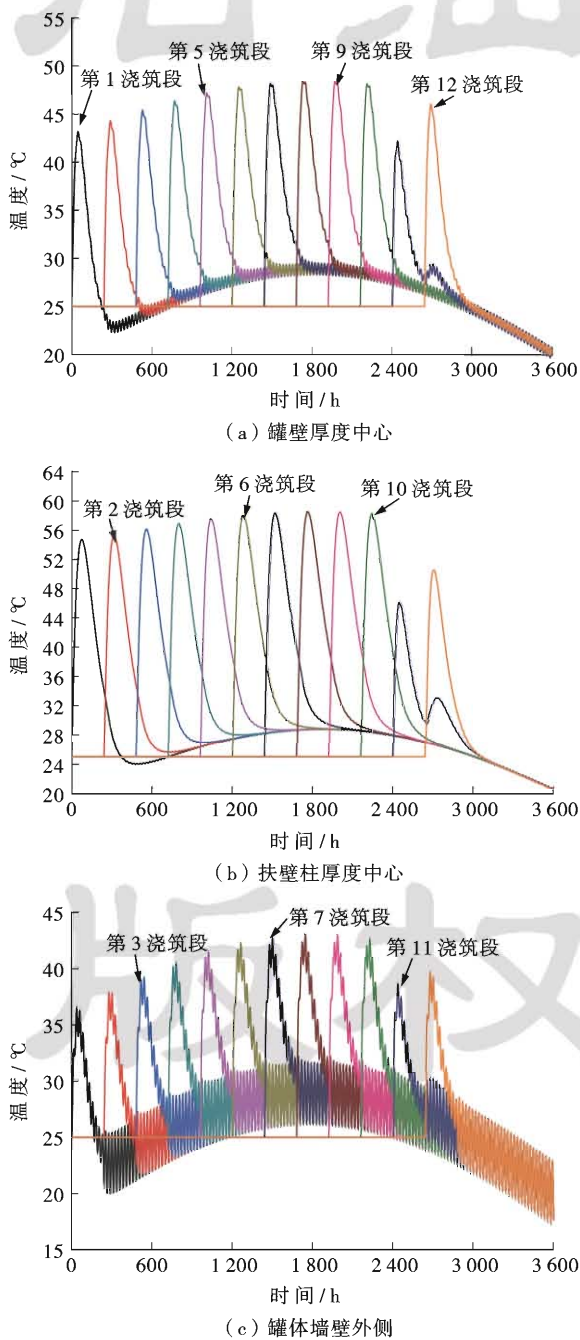


图 6 不同部位的温度变化曲线

Fig. 6 The temperature curves for different location

同时,各浇筑段升降温过程均是升温快降温慢,这种升降温速度不一致以及材料的弹性模量变化是产生温度应力的主要原因。由于外界气温是变化的,这导致混凝土的温度存在波动,罐壁厚度中心点的温度波动幅度是 1℃[图 6(a)];扶壁柱厚度中心点的温度波动幅度是 0.2~0.3℃[图 6(b)];罐壁最外侧的温度波动最大,为 5℃[图 6(c)]。

4 混凝土浇筑早期应力的计算

在 ANSYS 平台下,通常采用间接法^[15]来计算温度应力,但是利用间接法计算出的结构温度应力,只与 t 时刻的状态参数有关。对 LNG 混凝土外罐进行施工阶段分析表明,其早期混凝土的状态参数是随时间变化的,即结构在某一时刻 t 的温度应力不仅与 t 时刻的温度状态有关,还与 $0 \sim t$ 各个时刻的温度状态、混凝土的凝结状态等有关,因此 t 时刻的温度应力应为 $0 \sim t$ 时刻应力的累加^[15]。为此,笔者在 ANSYS 平台下,采用增量法^[16]并考虑混凝土的松弛系数来求解大体积混凝土的早期温度应力。

4.1 混凝土力学参数的确定

在有限元分析时,混凝土的线膨胀系数 α 取 $1 \times 10^{-5} / ^\circ\text{C}$ ^[10],泊松比取 0.18,密度取 2400 kg/m^3 。混凝土的弹性模量采用复合指数式表示为^[17]

$$E_t = E_{c0} (1 - e^{-at^b}) \quad (5)$$

式中: a, b 为常数, $a = 0.40, b = 0.34$; E_{c0} 为 τ 趋于 ∞ 时混凝土的弹性模量, MPa。

考虑到非预应力钢筋影响,则混凝土的弹性模量 E'_t 为

$$E'_t = \rho E_s + (1 - \rho) E_t \quad (6)$$

式中: E_s 为非预应力钢筋的弹性模量, MPa。

混凝土的收缩可表示为^[18]

$$\epsilon_y^t = \epsilon_y^0 \cdot M_1 \cdot M_2 \cdots M_n (1 - e^{-ct}) \quad (7)$$

式中: ϵ_y^t 为龄期 t 时的收缩值; c 为经验系数,一般取 0.01; ϵ_y^0 为标准状态下的极限收缩值,文中取 3.24×10^{-4} ; M_1, M_2, \dots, M_n 为考虑各种非标准条件的修正系数,文中取 $\sum_1^n M_i = 1$ 。

按当量温差来考虑混凝土的收缩^[18],即

$$T_y^t = -\frac{\epsilon_y^t}{\alpha} \quad (8)$$

由于 LNG 混凝土外罐的配筋率不到 1%, 因此在进行有限元分析时忽略了钢筋对混凝土收缩应力的影响。

同时,采用应力松弛系数来表征混凝土的徐变^[19],应力松弛系数可表示为

$$K_r(\tau, \tau_1) = 1 - (0.2125 + 0.3786\tau_1^{-0.4158}) \times \{1 - \exp[-0.5464(\tau - \tau_1)]\} - (0.0495 + 0.2558\tau_1^{-0.0727}) \times \{1 - \exp[-0.0156(\tau - \tau_1)]\} \quad (9)$$

式中: τ_1 为混凝土受荷时的龄期, d。

4.2 应力计算结果

在 ANSYS 后处理模块中, 将应力增量乘以松弛系数, 并将 $0 \sim t$ 时刻的各增量叠加起来, 即得到 t 时刻温度应力结果(时间增量取 1 h)。

混凝土在浇筑早期升温阶段体积膨胀, 但底部约束限制了体积的变化, 因此环向将产生压应力; 而在降温阶段, 墙体的外表面比内部降温快, 致使墙体表面产生环向拉应力。图 7 是在不考虑混凝土收缩、且外界恒温条件下(25℃)的各浇筑段罐壁外表面底部某点的环向应力时程结果。

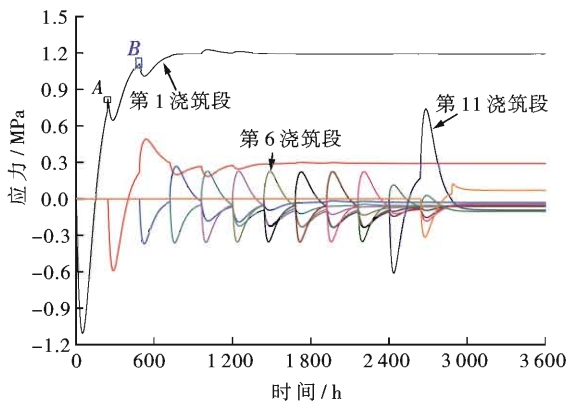


图 7 罐壁外表面底部某点处的环向应力时程结果

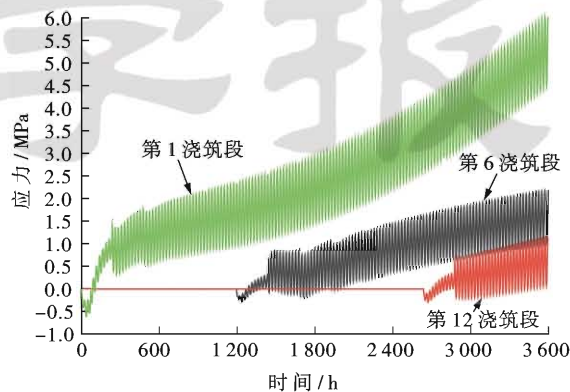
Fig. 7 Toroidal stress time-history results

由图 7 可见, 第 1 浇筑段的温度应力要远大于上面浇筑段的温度应力。这是由于第 1 浇筑段底部固接, 当受到变形作用时, 产生的约束应力就比其他浇筑段大; 同时, 储罐上部结构的膨胀与收缩变形对于下部结构是外荷载作用, 那么下部结构就如同一个悬臂结构, 其约束端(第 1 浇筑段)所受到的作用力最大。另外, 第 1 浇筑段的环向应力时程曲线中的两个局部极值(A、B 处)是受第 2 和第 3 浇筑段混凝土浇筑的影响而产生的环向应力波动。

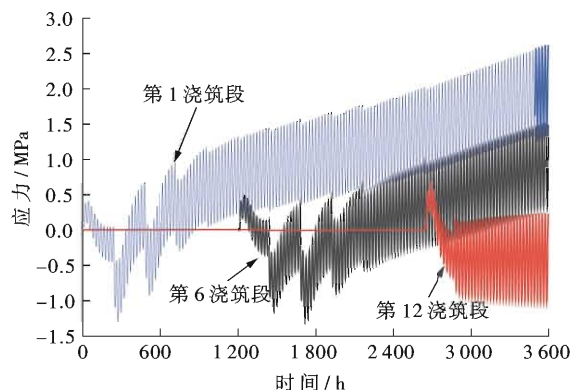
图 8 为变温条件下, 即一天内存在日温差及一年中日平均气温存在变化(施工期设定在 5—9 月份), 且考虑混凝土收缩时第 1、第 6 和第 12 浇筑段罐壁外侧的环向及竖向应力时程曲线。结果显示第 1 浇筑段的应力显著大于其他浇筑段; 后期环向温度应力要大于相应竖向温度应力。

对比图 8 与图 7 可见, 混凝土收缩对温度应力的影响很大, 导致拉应力继续增长, 其中第 1、第 6 和第 12 浇

筑段在第 3600 小时由于收缩的影响, 其环向应力较图 7 的结果分别增大了 4.1 MPa、1.6 MPa 和 0.6 MPa。由于混凝土的收缩是逐渐衰减的[式(7)], 其带来的应力增长趋势也应该是逐渐趋缓, 但由于文中计算时间只有 150 d, 混凝土的收缩增长趋势还比较明显; 同时本文计算过程的后期是 7、8、9 月份, 这段时间日平均气温逐渐降低, 导致墙体收缩, 而收缩变形受到约束, 加大了拉应力, 因此图 8 中应力时程在后期增长趋势没有趋缓。



(a) 外侧底部环向应力



(b) 外侧顶部竖向应力

图 8 环向和竖向应力时程结果

Fig. 8 Toroidal and vertical stress time-history results

拆模后由于外界气温的变化, 各浇筑段储罐外侧墙壁上有幅值为 1 MPa 的应力波动, 波动周期为 1d, 与气温变化的周期吻合。其原因是当外界气温有 10℃ 日温差时, 墙体外侧的温度波动幅度为 5℃, 由于本文混凝土的线膨胀系数取为 $1 \times 10^{-5} / ^\circ\text{C}$, 早期混凝土的弹性模量按式(5)计算为 20~30 GPa, 因此, 储罐外侧墙壁上有 1 MPa 的应力波动是合理的。另外, 在竖向应力曲线中有阶梯状的突变, 这是由混凝土的重力引起的, 这些突变发生的时间就是上部浇筑段新混凝土浇筑时刻。

5 混凝土抗拉强度的确定及开裂判断

5.1 钢筋作用下的混凝土抗拉强度

钢筋对抗裂能力的贡献可理解为提高了混凝土的

极限拉伸,可采用如下经验公式表述^[14]:

$$\epsilon_{pa} = 0.5R_f \left(1 + \frac{100\rho}{d}\right) \times 10^{-4} \quad (10)$$

式中: ϵ_{pa} 为配筋后混凝土的极限拉应变; R_f 为混凝土抗裂设计强度,MPa; d 为钢筋直径,cm。

其中,混凝土抗裂设计强度 R_f 表达式为^[20]

$$R_f = 0.88\alpha_{c2} \times 0.395R_c^{0.55} (1 - 1.645\delta)^{0.45} / 1.4 \quad (11)$$

式中: α_{c2} 为考虑混凝土脆性的折减系数,对C40混凝土取为1.0; R_c 为混凝土的立方体抗压强度标准值,MPa; δ 为混凝土的变异系数,对C40混凝土取为0.12。

混凝土的抗压强度随龄期增加而增大,按下式计算^[12]:

$$R_c = R_{c28} \left[1 + k \ln\left(\frac{t}{28}\right)\right] \quad (12)$$

式中: R_{c28} 为龄期为28d的立方体抗压强度标准值,MPa; k 为系数,与水泥的品种有关,本文按普通硅酸

盐水泥取值为0.1727。

5.2 开裂判断

抗裂验算公式为

$$\sigma_t \leq \sigma_{pr} \quad (13)$$

其中

$$\sigma_{pr} = E'_t \epsilon_{pa}$$

式中: σ_t 为混凝土的温度应力,MPa; σ_{pr} 为混凝土的极限拉应力,MPa。

判断开裂与否应该用结构的主拉应力与极限拉应力进行比较。而混凝土储罐早期温度应力的第一主应力方向就是环向或竖向,因此将变温下考虑混凝土收缩、徐变以及重力作用的环向和竖向应力结果与混凝土极限拉应力比较即可判断开裂与否。由图9可以看出,储罐外侧底部在混凝土浇筑后期会产生竖向裂缝,而储罐内侧底部扶壁柱处在浇筑早期会产生环向裂缝。

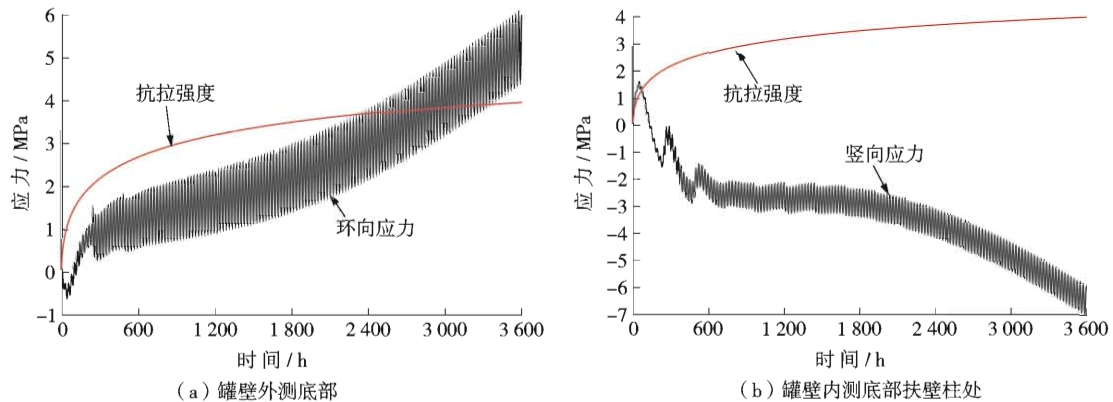


图9 应力与极限拉应力比较

Fig. 9 Comparison of stress and tensile strength

另外,由各位置主拉应力结果与抗拉强度对比得出:在第1浇筑段的内外罐壁处,其环向应力都较大,在浇筑混凝土后第150d时内壁应力值达到4.3~4.5 MPa,外壁应力值达到4.6~6.0 MPa,皆超过混凝土抗拉强度而导致开裂,其裂缝为竖直方向。而竖直方向的应力只有扶壁柱内侧在早期(浇筑后第46h混凝土应力值达到1.6 MPa)以及外侧在晚期(浇筑混凝土后第150d时应力值达到5 MPa)会超过相应时刻的混凝土抗拉强度,产生局部环向裂缝。

6 结论

(1) 钢筋的配置可以提高混凝土的导热性能,配筋率越高,作用越明显。

(2) 在外界变温条件下,LNG储罐混凝土罐壁厚度中心位置最大温升为21℃,高温峰值在各施工段完成的第3天出现;扶壁柱处的最大温升达到32℃,高温峰

值在各施工段完成的第4天出现。外界气温日温差的存在使得结构在拆模后存在0.2~5℃的温度波动。

(3) 混凝土收缩对温度应力的影响很大,在本文的模拟时间段内(150d)导致结构的温度应力呈现持续增长状态;在10℃的外界日温差条件下,墙体表面产生幅度为1 MPa的应力波动,波动周期为1d,与气温变化的周期相吻合。

(4) 第1浇筑段的温度应力显著大于其他浇筑段的温度应力。在150d的施工及养护期内,LNG混凝土储罐第1浇筑段的罐壁将产生竖向裂缝,扶壁柱处会产生局部环向裂缝。

参考文献

- [1] 程旭东,朱兴吉. LNG储罐外墙温度应力分析及预应力筋设计[J]. 石油学报,2012,33(3):499-505.
Cheng Xudong, Zhu Xingji. Thermal stress analyses on external wall of LNG storage tank and the design of prestressed reinforce-

- ment[J]. *Acta Petrolei Sinica*, 2012, 33(3): 499-505.
- [2] Brooks J J, Al-kaisi A F. Early strength development of portland and slag cement concrete cured at elevated temperatures[J]. *Materials Journal*, 1990, 87(5): 503-507.
- [3] Emborg M, Bernander S. Assessment of risk thermal cracking in hardening concrete[J]. *Journal of Structural Engineering*, 1994, 120(10): 2893-2911.
- [4] Cervera M, Oliver J, Prato C. Thermo-chemo-mechanical model for concrete. I: hydration and aging[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 1999, 125(9): 1018-1027.
- [5] 肖明. 温变效应对大体积混凝土结构的损伤开裂分析[J]. *水力发电学报*, 1997, 57(2): 8-18.
Xiao Ming. Analysis of damage fracture concerning temperature effect on rock and concrete[J]. *Journal of Hydroelectric Engineering*, 1997, 57(2): 8-18.
- [6] 朱伯芳. 不稳定温度场数值分析的分层异步长解法[J]. *水利学报*, 1995, 26(8): 46-52.
Zhu Bofang. A method using different time increments in different regions for solving unsteady temperature field by numerical method[J]. *Journal of Hydraulic Engineering*, 1995, 26(8): 46-52.
- [7] 王春. LNG 储罐混凝土外罐早期温度裂缝分析[J]. *低温建筑技术*, 2009, 31(11): 119-120.
Wang Chun. Early temperature crack analysis on concrete outer tank of LNG tank[J]. *Low Temperature Architecture Technology*, 2009, 31(11): 119-120.
- [8] 严跃兰, 姚德新. 广东天然液化气接收站 DOKA 模板施工技术[J]. *工程质量*, 2005, 11(5): 27-29.
Yan Yuelan, Yao Dexin. Construction of Guangdong LNG receiving station with technique of DOKA form[J]. *Engineering Quality*, 2005, 11(5): 27-29.
- [9] 王新刚, 高洪生, 闻宝联. ANSYS 计算大体积混凝土温度场的关键技术[J]. *中国港湾建设*, 2009, 1(1): 41-44.
Wang Xingang, Gao Hongsheng, Wen Baolian. Key technologies for calculation of the mass concrete temperature field with ANSYS[J]. *China Harbour Engineering*, 2009, 1(1): 41-44.
- [10] 中华人民共和国住房和城乡建设部. GB 50010—2010 混凝土结构设计规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010.
Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. GB 50010—2010 Code for design of concrete structures [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2010.
- [11] 黄潇, 庞培培, 刘艳, 等. 混凝土结构中水化热产生温度应力的仿真分析[J]. *安徽建筑工业学院学报: 自然科学版*, 2010, 18(3): 23-26.
Huang Xiao, Pang Peipei, Liu Yan, et al. The simulated analysis of temperature stress produced by hydration heat generated in the concrete structure[J]. *Journal of Anhui Institute of Architecture & Industry: Natural Science*, 2010, 18(3): 23-26.
- [12] 刘芳. 高层建筑基础大体积混凝土温度场及应力场有限元分析[D]. 天津: 天津大学, 2009.
Liu Fang. Finite element analysis of temperature field and thermal stress field of mass concrete foundation of tall building[D]. Tianjin: Tianjin University, 2009.
- [13] 张松涛, 李民. ANSYS 在分析混凝土结构温度场及温度应力中的应用[J]. *中国水运: 理论版*, 2006, 4(5): 54-56.
Zhang Songtao, Li Min. Application of ANSYS in the analysis of temperature field and thermal stress of concrete structure [J]. *China Water Transport: Theory Edition*, 2006, 4(5): 54-56.
- [14] 陈长华. 考虑钢筋作用的水工结构施工期温度场与温度应力分析[D]. 南京: 河海大学, 2006.
Chen Changhua. Analysis of temperature field and thermal stress in construction, considering the influence of reinforcement[D]. Nanjing: Hohai University, 2006.
- [15] 关战伟. 基于 Ansys 平台增量法求解大体积混凝土早期弹性徐变温度应力[J]. *水科学与工程学报*, 2008, 15(S2): 83-85.
Guan Zhanwei. The addition method based on ANSYS to analyse the elastic creep thermal stress of big size concrete building[J]. *Water Sciences and Engineering Technology*, 2008, 15(S2): 83-85.
- [16] 孙蔚. 大体积混凝土温度场及温度应力有限元分析[J]. *工程建设与设计*, 2005, 6(10): 25-27.
Sun Wei. Finite element analysis of temperature field & thermal stress of massive concrete[J]. *Construction & Design for Project*, 2005, 6(10): 25-27.
- [17] 朱伯芳. 大体积混凝土温度应力与温度控制[M]. 北京: 中国水力水电出版社, 1999.
Zhu Bofang. Thermal stress of mass concrete and temperature control[M]. Beijing: China Water & Power Press, 1999.
- [18] 王铁梦. 工程结构裂缝控制[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1997.
Wang Tiemeng. Crack control in engineering structure[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 1997.
- [19] 吴胜兴, 周氏. 大体积混凝土温度应力松弛系数的优化确定[J]. *河海大学学报*, 1993, 21(2): 47-53.
Wu Shengxing, Zhou Di. Optimal determination of stress relaxation coefficients of thermal stress in massive concrete[J]. *Journal of Hohai University*, 1993, 21(2): 47-53.
- [20] 哈尔滨工业大学, 大连理工大学, 北京建筑工程学院, 等. 混凝土及砌体结构[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2002.
Harbin University of Technology, Dalian University of Technology, Beijing Institute of Civil Engineering and Architecture, et al. Concrete and masonry structure[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2002.

(收稿日期 2012-12-24 改回日期 2013-03-23 责任编辑 王秀)