

DOI:10.14048/j.issn.1671-2579.2023.05.017

# 现浇预应力混凝土箱梁相邻节段间水化热效应的测试及分析

洪金圣<sup>1</sup>,刘路明<sup>1</sup>,裴炳志<sup>2</sup>,朱祖煌<sup>2</sup>,黄宁<sup>2</sup>,方志<sup>1</sup>

(1.湖南大学 土木工程学院,湖南 长沙 410082;2.湖北省交通投资集团有限公司,湖北 武汉 430070)

**摘要:**为明确节段现浇预应力混凝土箱梁施工过程中后浇节段水化热对自身节段及相邻已浇筑节段的影响,以武穴长江公路大桥为背景,现场实测其南边跨混凝土箱梁N13节段早龄期混凝土力学性能、水化热温度场及应变场;建立N13节段及先浇相邻节段的有限元模型,分析混凝土箱梁相邻节段间的水化热温度场和应力场的发展规律。结果表明:在后浇节段早龄期水化热作用下,受先浇相邻节段横桥向约束作用,后浇箱梁节段内混凝土无法自由移动而产生压应力;而先浇相邻节段在距结合面约1.0 m处的内腹板和顶板内产生较大的温致拉应力,最大拉应力分别为3.93 MPa和4.54 MPa,超过相应时刻节段混凝土的抗拉强度而可能导致箱梁开裂。降低后浇节段混凝土的水化热温升、后浇节段浇筑前张拉既有相邻节段内的横向与竖向预应力是防止混凝土开裂的有效措施。

**关键词:**预应力混凝土;箱梁;水化热;温度效应;现场测试

**中图分类号:**U441

**文献标志码:**A

## 0 引言

预应力混凝土箱梁在大跨桥梁中应用普遍且广泛采用节段现浇工艺施工。大跨预应力混凝土箱梁截面细部尺寸基本达到大体积混凝土标准<sup>[1-2]</sup>,且一般采用高强混凝土,使得箱梁混凝土硬化过程中因水化热导致的温升会较高,易导致在浇节段箱梁因内外温差过大而产生温度应力裂缝<sup>[3-8]</sup>。此外,在浇节段箱梁水化热温升导致的体积变形会被先浇相邻节段箱梁约束,使得先浇相邻节段箱梁内亦会产生较大的约束拉应力而存在开裂风险<sup>[9-12]</sup>。因此,现浇混凝土箱梁自身及相邻节段间水化热效应的研究,对施工过程中混凝土箱梁早期开裂的有效控制极具价值。

国内外学者对预应力混凝土箱梁自身节段的水化热效应研究较多。Zia等<sup>[13]</sup>对大跨度预应力混凝土AASHTO梁生产过程中水化热进行了研究,结果表明:混凝土夜间降温时内外温差过大是导致箱梁产

生裂缝的主要原因;Myers等<sup>[14]</sup>对预制高性能混凝土梁水化热效应进行了研究,结果表明:混凝土水化热温度越高,微裂缝发展越广泛、越宽,从而导致力学性能降低;汪建群<sup>[15]</sup>对荆岳长江公路大桥混凝土箱梁水化热及其温致效应进行了现场测试和分析,结果表明:降低混凝土水化热、避免过早拆模以减小水化热导致的内外温差,可有效降低箱梁早龄期混凝土的开裂风险;李浩<sup>[16]</sup>对嘉鱼长江公路大桥北边跨混凝土箱梁施工过程中的水化热进行了现场测试和分析,结果表明:大跨PC宽箱梁混凝土在浇筑后1~2 d会经历较快的升温过程,1 d左右达到峰值温度。模板的纵、横向约束刚度对箱梁顶、底板温致应力的影响较大;陈常松等<sup>[17]</sup>对宽幅箱梁水化热温度场进行了测试和有限元分析,结果表明:早期水化热和温度骤降的共同作用,在箱梁外腹板内侧面和横隔板表面会出现较大的温致拉应力而存在开裂风险。

综上,虽然对大型箱梁混凝土的水化热及其所致效应已有一定的相关研究,但主要针对在浇混凝土箱梁节段自身的水化热效应,而对节段现浇混

收稿日期:2022-12-30(修改稿)

基金项目:国家自然科学基金资助项目(编号:51938012)

作者简介:洪金圣,男,博士研究生.E-mail:hongjs@hnu.edu.cn

土箱梁施工过程中相邻节段间水化热效应的研究却鲜见报道。基于此,为明确相邻节段间水化热效应的影响,以武穴长江公路大桥为背景,对其南边跨现浇混凝土箱梁N13节段进行温度场及应变场实测,并采用有限元法对N13节段及相邻先浇节段N12的水化热效应进行分析。基于实测与分析结果对节段现浇预应力混凝土箱梁的施工及开裂控制提出建议。

## 1 工程概况

### 1.1 主桥概况

湖北武穴长江公路大桥主桥采用主跨808 m的双塔单侧混合梁斜拉桥方案,桥跨布置为:(80+290)m(北边跨)+808 m(主跨)+(75+75+75)m(南边跨),全长1 403 m。钢混结合面位于南塔附近主跨内且距南塔中心线11.4 m;南边跨采用混凝土箱梁,长度为236.4 m,中跨和北边跨采用钢主梁,全长1 166.6 m。大桥立面布置如图1所示。

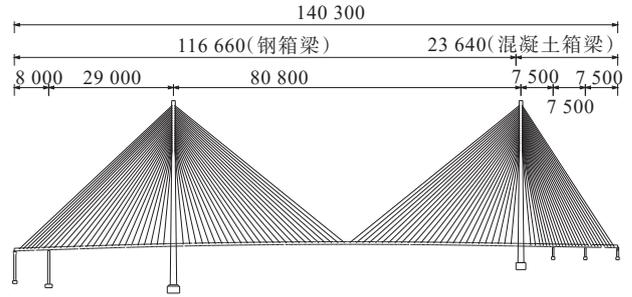


图1 武穴长江大桥立面布置(单位:cm)

南边跨混凝土箱梁采用分离式双边箱构造,如图2所示。标准节段箱梁长15 m、宽38.5 m,中心线处梁高3.822 m,顶板厚35 cm,底板厚40 cm,斜底板厚35 cm,内腹板厚55 cm,顺桥向设两道横隔板,标准间距为7.5 m。箱梁采用三向预应力体系,顶板横向预应力采用 $4\phi^{15.2}$  mm钢绞线,底板横向预应力采用 $3\phi^{15.2}$  mm钢绞线,皆沿桥轴线按0.5 m等间距布置。每道横隔板布置有4束 $19\phi^{15.2}$  mm钢绞线。竖向预应力采用JL-32精轧螺纹钢筋,沿桥轴线按0.5 m等间距布置。箱梁混凝土设计强度等级为C55。

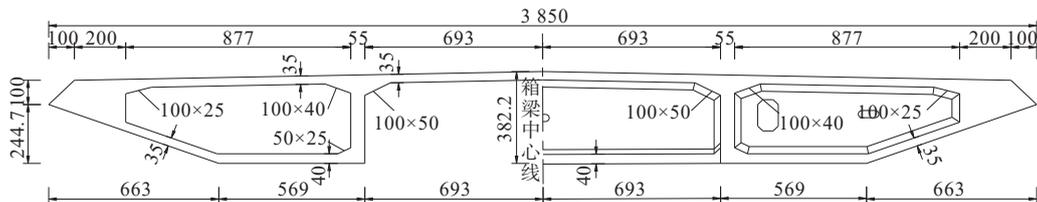


图2 南边跨混凝土箱梁标准断面(单位:cm)

混凝土箱梁采用分段分节支架现浇工艺施工。自边跨梁端开始分成4个施工段、两个合龙段(湿接缝),每个施工段分若干节浇筑。N13节段附近箱梁施工顺序如图3所示。

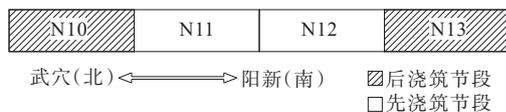


图3 N13节段附近混凝土箱梁施工顺序

### 1.2 测试对象及测点布置

取标准梁段N13节段为测试节段,N13节段混凝土于N12节段施工完成后28 d浇筑。采用可同时采集混凝土温度与应变的智能弦式应变计进行监测,共布置如图4所示的10个测点。其中顶板布置5个

横向测点,两道横隔板底部各布置1个横向测点,两道内腹板中心各布置1个竖向测点,另外在大体积混凝土风嘴内布置1个横向测点。

N13节段混凝土浇筑于夏季的19:00开始,次日06:00完成浇筑,历时11 h。浇筑完成后箱梁顶面即覆盖塑料薄膜以减少水分蒸发,混凝土初凝后再加盖土工布保湿养护;箱梁侧面与箱室内混凝土带模养护;风嘴大体积混凝土处布置冷却水管进行内部降温。

为防止箱梁混凝土早期的收缩开裂,N13节段于浇筑后76 h时张拉50%横隔板预应力,82 h时张拉50%顶板横向预应力,107 h时张拉剩余50%顶板横向预应力。剩余50%横隔板预应力在南边跨混凝土箱梁整体浇筑后张拉。

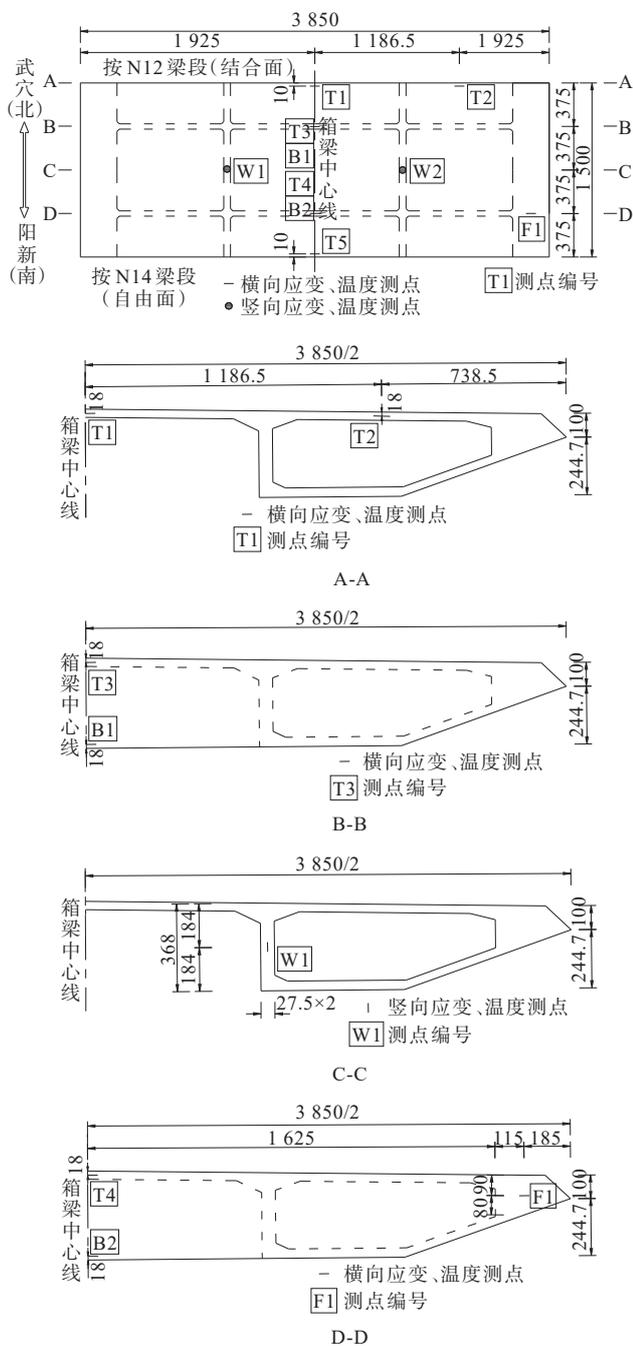


图4 箱梁应变计测点布置(单位:cm)

表1 N13节段C55混凝土配合比

C55混凝土配合比/(kg·m <sup>-3</sup> )								砂率/ %
水泥 (P·II 52.5)	粉煤灰 (F类 I级)	矿渣粉 (S95级)	细集料 (II类)	粗集料 (5~20 mm)	水(湖水)	减水剂 (CP-J)	水胶比	
307	104	69	724	1 132	144	5.28	0.30	39

## 2.2 箱梁水化热及结构反应测试

### 2.2.1 水化热测试结果

箱梁混凝土浇筑后连续记录各测点温度值,结

## 2 试验研究

### 2.1 箱梁混凝土力学性能

对早龄期混凝土力学性能的发展规律进行了测试,以期为结构的受力分析提供材料性能参数。

N13节段C55混凝土配合比如表1所示。N13节段浇筑时同步浇筑立方体和棱柱体试块,并分别进行标准养护和现场养护。标养试件脱模后放至标准养护室进行养护[温度(20±2)℃,湿度>95%];现养试件脱模之后放在N13节段顶板进行同条件养护(日平均气温29.8℃,日平均相对湿度71%),测试结果如表2所示。

测试结果表明:由于现场养护温度较高,促进了大掺量矿物掺合料混凝土的早期强度发展<sup>[18-21]</sup>,使得同龄期现养试件的抗压强度高于标养试件。但两种养护条件下,仅1d龄期混凝土的弹性模量相差较大,3~28d龄期时混凝土的弹性模量相近。

根据现场同养试件的实测结果,拟合得到混凝土强度和弹性模量的发展规律曲线,如式(1)~(3)及图5、6所示:

$$f_{cu}(t) = (1.05 - \frac{1.69}{t + 1.61}) \times 64 (R^2 = 0.992) \quad (1)$$

$$f_c(t) = (1.04 - \frac{1.67}{t + 1.61}) \times 56.9 (R^2 = 0.981) \quad (2)$$

$$E_c(t) = 0.65 \sqrt{f_c(t)} (R^2 = 0.990) \quad (3)$$

混凝土抗拉强度参考文献[9]按照式(4)由实测立方体抗压强度进行推算:

$$f_t(t) = 0.21 [f_{cu}(t)]^{2/3} \quad (4)$$

式中: $f_t(t)$ 与 $f_{cu}(t)$ 分别为同养条件下 $t$ 时刻混凝土的轴心抗拉强度与立方体抗压强度。

果如图7所示。

由图6、7实测结果可知:

(1) N13节段混凝土入模温度较高,平均38℃。

表2 混凝土力学性能测试结果

组别	加载龄期/d	立方体抗压强度			轴心抗压强度			弹性模量		
		标准养护/MPa	现场养护/MPa	标养/现养/%	标准养护/MPa	现场养护/MPa	标养/现养/%	标准养护/MPa	现场养护/MPa	标养/现养/%
1	1	23.2	27.6	84.1	20.8	25.4	81.9	30.41	33.91	89.7
2	3	37.4	42.4	88.2	33.7	36.9	91.3	40.55	41.28	98.2
3	5	40.4	48.2	83.8	35.5	40.9	86.8	42.14	42.90	98.2
4	7	45.7	56.6	80.7	40.0	50.6	79.1	43.11	43.10	100.0
5	28	59.0	64.0	92.2	53.3	56.9	93.7	47.05	47.50	99.1

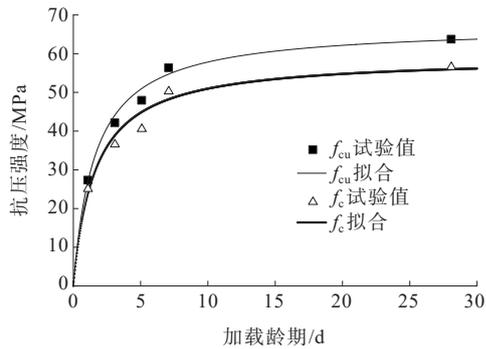


图5 混凝土抗压强度

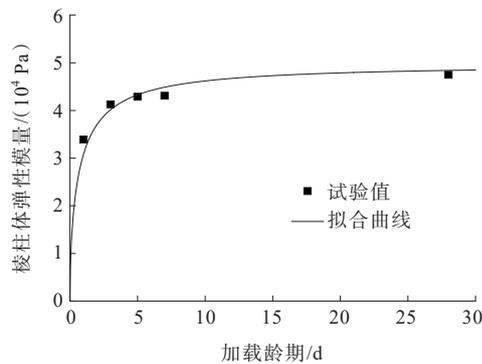
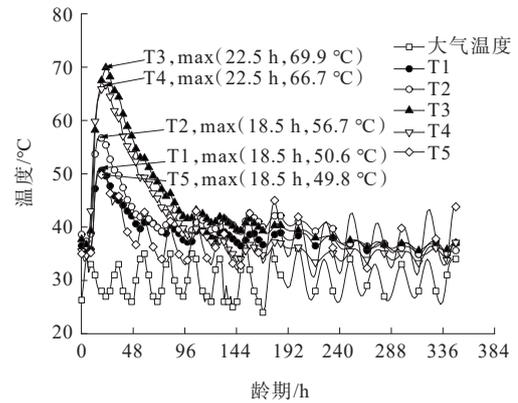


图6 混凝土弹性模量

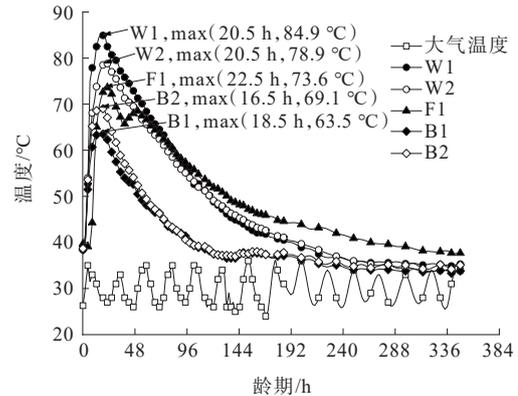
水化热在24 h内达到峰值温度,并在浇筑完成后3 d内保持较高的温度。

(2) 同一截面的顶板T1、T2测点,因T2测点位于边箱室顶板,散热速率较慢,其峰值温度56.7 °C高于T1测点的50.6 °C。沿箱梁中心线布置的顶板T1、T3、T4与T5测点,因T3、T4测点分别位于两道横隔板顶面位置,其峰值温度分别为69.9 °C和66.7 °C,高于其他顶板测点;T5测点峰值温度为49.8 °C,前期48 h水化热发展规律与T1测点相近,但T5测点接近自由面,其后期温度变化受环境温度影响比T1测点大。

(3) 横隔板底部B1、B2测点的峰值温度分别为



(a) 顶板位置



(b) 内腹板、横隔板及风嘴位置

图7 N13节段混凝土水化热测试结果

63.5 °C和69.1 °C,与顶板T3、T4测点相近。风嘴F1测点峰值温度为73.6 °C,内腹板W1、W2测点峰值温度分别为84.9 °C和78.9 °C。

(4) 顶板与横隔板底部散热较快,因此混凝土温度下降较快,在浇筑完成7 d后温度基本稳定;腹板及风嘴混凝土温度下降缓慢,分别在浇筑完成后12 d和14 d后温度基本稳定。

### 2.2.2 结构反应测试结果

混凝土浇筑后连续记录各测点应变值,结果如图8所示。

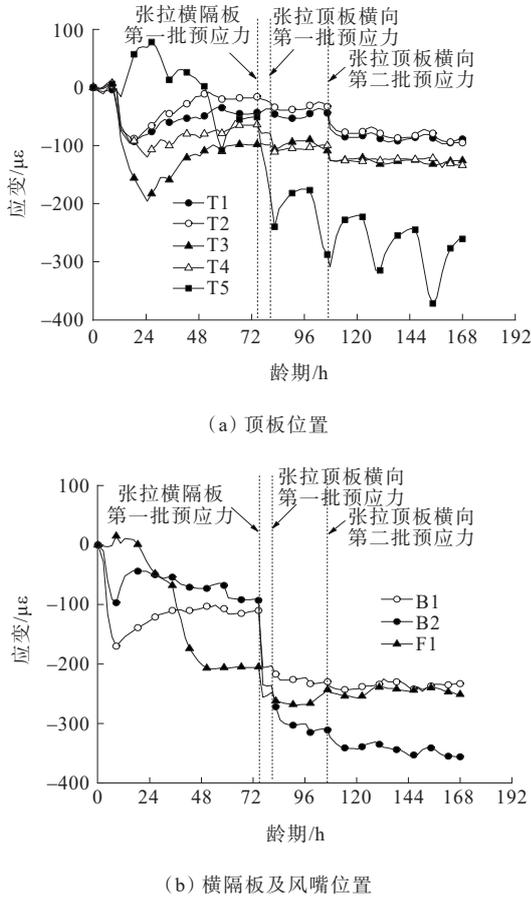


图8 N13节段混凝土横向应变测试结果

由图8实测结果可知:

(1) 早龄期水化热作用下混凝土体积发生变化,靠近自由面的顶板T5测点横向为拉应变,最大为78  $\mu\epsilon$ ;而顶板T1、T2测点处混凝土因受先浇相邻节段N12的约束无法自由移动而产生横向压应变,最大分别为-93  $\mu\epsilon$ 和-96  $\mu\epsilon$ ;顶板T3、T4测点处混凝土除受N12节段约束影响外,加之横隔板的约束影响,以致产生更大的横向压应变,最大分别为-196  $\mu\epsilon$ 和-120  $\mu\epsilon$ 。

(2) 随着水化热温度下降,顶板T5测点混凝土横向拉应变逐渐降低并转变为压应变,在预应力张拉前为-51  $\mu\epsilon$ ;顶板T1~T4测点混凝土的横向压应变亦降低,在预应力张拉前分别为-43  $\mu\epsilon$ 、-16  $\mu\epsilon$ 、-98  $\mu\epsilon$ 和-64  $\mu\epsilon$ 。

(3) 受相邻N12节段约束的影响,张拉预应力后各测点位置所获预压应力不同,离N12节段愈近,预应力效率越低。张拉50%横隔板预应力与100%顶板预应力后,顶板T1~T5测点所获预压应变分别为-34  $\mu\epsilon$ 、-39  $\mu\epsilon$ 、-19  $\mu\epsilon$ 、-52  $\mu\epsilon$ 和-65  $\mu\epsilon$ 。横隔

板底部B1、B2测点所获预压应变分别为-110  $\mu\epsilon$ 、-168  $\mu\epsilon$ ;风嘴F1测点所获预压应变为-78  $\mu\epsilon$ 。

由于N13节段箱梁混凝土各测点位置存在体积和浇筑时区的区别,使得各测点位置的温度发展不一致,加之约束条件不同,导致各测点位置前期应变发展也不相同。为明确各测点应变发展规律的成因,分别取顶板T4、T5测点与横隔板底部B1、B2测点温度与应变时程曲线进行分析,如图9所示。

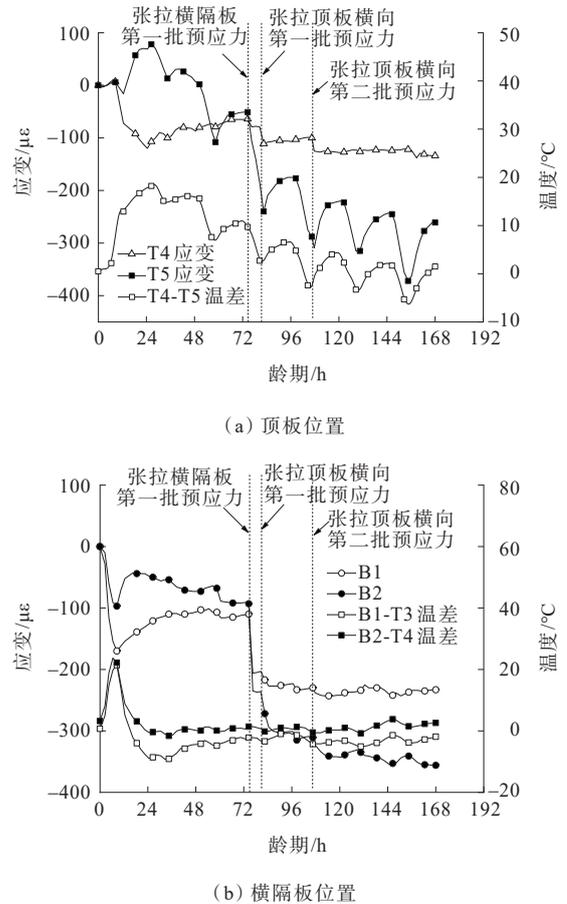


图9 N13节段混凝土温度与应变时程曲线

由图9可知:

(1) 顶板T4测点位于横隔板顶部,水化热温升高于顶板T5测点。前24 h两测点位置温差持续扩大,T4测点体积膨胀大于T5测点,导致T5测点产生横向拉应变。24 h后随着温差逐渐缩小,T5测点横向拉应变逐渐降低,当横向预应力张拉后T5测点变为横向压应变。

(2) 横隔板底部B1、B2测点处混凝土先于顶板T3、T4测点浇筑,因此B1、B2测点水化热温升早于顶板T3、T4测点。前12 h,B1、B2测点混凝土膨胀受顶板与边箱室约束而产生横向压应变,12 h后温差

迅速缩小,B1、B2测点横向压应变减小。其中,20~48 h期间,顶板T3测点温度高于底部B1测点,使得B1测点横向应变继续减小。

### 3 箱梁水化热温度场分析

#### 3.1 模型建立及验证

采用有限元分析软件 Midas FEA 建立 N12 与 N13 节段组合模型,对箱梁混凝土水化热进行分析。不同时刻混凝土的力学性能参数由式(1)~(4)确定;混凝土热工系数参考文献[18]取值:比热为 0.93 kJ/(kg·°C)、热传导率为 9.03 kJ/(m·h·°C);N12 与后 N13 节段的龄期差为 28 d;箱梁与空气接触面的对流边界采用第三类边界,环境温度采用实测值。参考模板设计刚度,将模板的作用简化成节点弹性支撑约束<sup>[22-24]</sup>,其平均刚度为 450 kN/m。模型共 129 973 个节点,141 898 个单元,如图 10 所示。

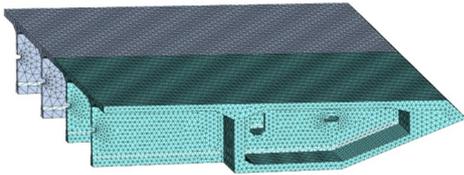


图 10 箱梁有限元模型

取 N13 节段顶板测点 T1、内腹板测点 W2、底板测点 B2 和风嘴测点 F1 的分析结果与实测结果进行对比,如图 11 所示。

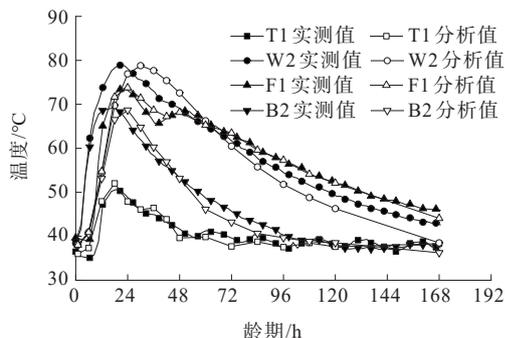


图 11 箱梁不同测点温度分析结果与实测结果对比

T1、W2、F1 和 B2 测点的实测峰值温度分别为 50.6 °C、78.9 °C、73.6 °C 和 69.1 °C,对应的分析值分别为 52.2 °C、78.8 °C、73.8 °C 和 68.7 °C。预测温度场与实测值吻合较好且发展规律基本一致,可较好地反映箱梁温度场的变化规律。

由于有限元分析时节段混凝土采用一次整体同时投放,而 N13 节段实际浇筑历时 11 h,导致部分测点的峰值温度到达时间预测值与实测值有所偏差。

#### 3.2 相邻节段间箱梁的水化热效应分析

经现场试验与数值分析可知,先浇 N12 节段对后浇 N13 节段混凝土热膨胀约束作用方向主要为横桥向。因此,后浇 N13 节段受水化热作用下混凝土体积膨胀,导致相邻的 N12 节段内会产生约束拉应力。N13 节段浇筑后 24 h 时到达峰值温度,此时 N12 节段内的应力分析结果如图 12 所示。

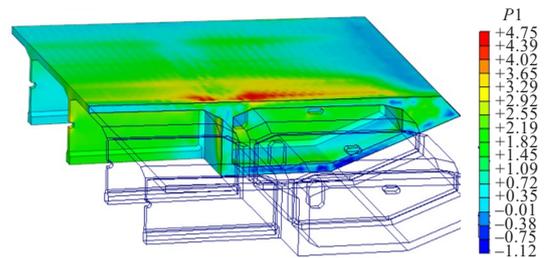


图 12 24 h 龄期时 N12 节段第一主应力分析结果(单位:MPa)

由图 12 可知:N12 节段从结合面至其第一道横隔板范围内的顶板、内腹板与风嘴位置均存在拉应力。N12 节段结合面处顶板的拉应力为 0~3.21 MPa,但最大拉应力则位于距结合面 1 m 处的顶板位置,为 4.54 MPa。其原因是 N12 节段可对 N13 节段的水化热进行热传导,而混凝土导热性能较差,使得 N12 节段结合面后 1 m 处温度梯度更大,相应的拉应力也会更大。

N12 节段结合面和距结合面 1 m 处顶板、内腹板与风嘴混凝土的中心温度以及结合面与距结合面 1 m 相应位置的温差如图 13 所示。

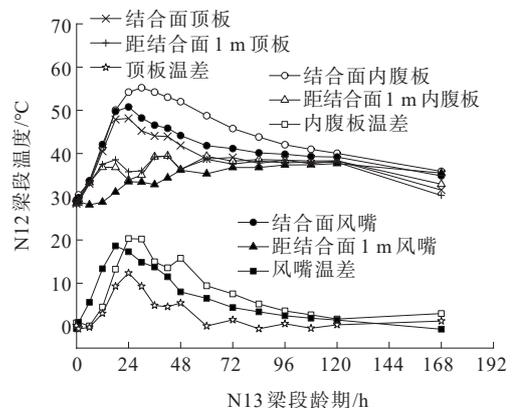


图 13 N12 节段温度时程曲线分析结果

由图 13 可知: N12 节段对 N13 节段水化热进行热传导的程度有限, N12 节段距结合面 1 m 处各点的温度已与环境温度趋于一致, 结合面内顶板、内腹板和风嘴中心最高温度分别为 48.1 °C、55.2 °C 和 50.8 °C, 与距结合面 1 m 相应位置的最大温差分别为 12.4 °C、20.3 °C 和 18.6 °C。N12 节段混凝土最高温度和最大温差出现在龄期 24 h 左右, 与 N13 节段水化热发展规律一致。

按照式 (4), 由实测立方体抗压强度可推算得 N12 节段混凝土的抗拉强度为 3.36 MPa。N12 节段结合面和距结合面 1 m 处顶板、内腹板与风嘴混凝土的第一主应力计算结果如图 14 所示。

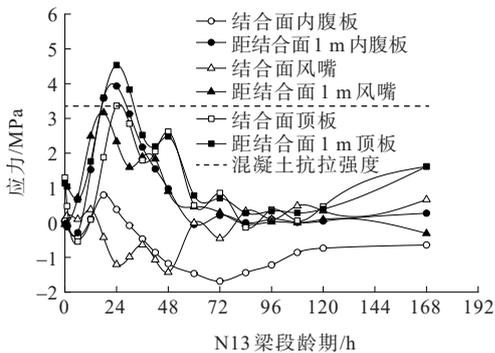


图 14 N12 梁段应力时程曲线分析结果

由图 14 可知: N13 节段浇筑后, N12 节段结合面及距结合面 1 m 处顶板、内腹板和风嘴内的主拉应力迅速增大, 24 h 时达到最大值, 分别为 4.54 MPa、3.93 MPa 和 3.17 MPa。18~30 h 期间, 内腹板和顶板的主拉应力均超过混凝土的抗拉强度 3.36 MPa; 距结合面 1 m 处风嘴和结合面顶板的最大主拉应力分别为 3.17 MPa 和 3.36 MPa, 也已接近混凝土抗拉强度。箱梁混凝土存在开裂风险。

参考文献 [15-16, 25] 提出的水化热控制建议, 提出以下降低先浇节段混凝土开裂风险的措施:

(1) 若在 N12 节段的横向和竖向预应力张拉后再浇筑 N13 节段, 经分析, N12 节段顶板、内腹板和风嘴正应力分别由 3.93 MPa、3.50 MPa 和 2.52 MPa 降低至 0.53 MPa、2.15 MPa 和 1.55 MPa, 分别下降了 86.6%、38.6% 和 38.5%。均小于相应时刻混凝土的抗拉强度, 可有效防止混凝土开裂。

(2) N13 节段浇筑时混凝土平均入模温度为 38 °C, 若分别降低混凝土入模温度至 30 °C 和 20 °C, 则 N13 节段的 W2 测点峰值温度以及 N12 节段距结

合面 1 m 处顶板、内腹板的第一主应力如图 15 所示。结果表明: ① 当降低 N13 节段混凝土入模温度至 30 °C 时, N13 节段内腹板 W2 测点峰值温度降低 1.8 °C, 为 77.1 °C; 顶板、内腹板的主拉应力分别由 4.54 MPa、3.93 MPa 降低至 3.83 MPa、3.19 MPa, 分别降低了 15.6%、18.8%; ② 当降低 N13 节段混凝土入模温度至 20 °C 时, N13 节段内腹板 W2 测点峰值温度降低 13.4 °C, 为 65.5 °C; 顶板、内腹板的主拉应力分别由 4.54 MPa、3.93 MPa 降低至 3.24 MPa、2.42 MPa, 分别降低了 28.6%、38.4%。

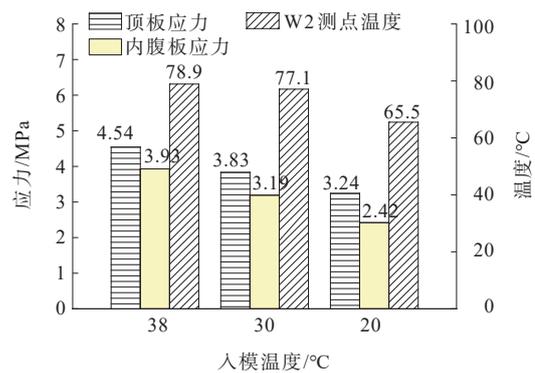


图 15 不同入模温度分析结果

因此, 采取控制混凝土入模温度、采用低水化热混凝土配合比降低在浇节段水化热温升, 降低相邻节段之间的温差亦是减小温致应力、降低开裂风险的有效措施。

## 4 结论

对武穴长江公路大桥南边跨节段后浇预应力混凝土箱梁进行水化热及结构反应测试, 并建立有限元模型, 分析相邻节段间水化热温度场及温致应力, 得到如下结论:

(1) 相邻节段结合面附近混凝土受后浇节段水化热作用, 导致从结合面至其第一道横隔板范围内的顶板、内腹板与风嘴内均存在较大的拉应力。内腹板与顶板混凝土在 18~30 h 期间拉应力超过混凝土抗拉强度, 箱梁混凝土存在开裂风险。

(2) 在后浇节段浇筑前, 应张拉相邻节段的横向与竖向预应力以防止相邻节段的混凝土开裂。此外, 可采取控制混凝土入模温度等措施以降低后浇节段水化热温度, 降低与相邻节段间的温差, 从而减

小相邻节段的温致应力、降低开裂风险。

(3) N13节段箱梁混凝土在前24 h内达到峰值温度,并在3 d内保持较高温度。由于箱梁内不同位置存在体积和浇筑时差区别,因此不同位置的温度发展不一致,加之约束条件不同导致各测点前期应变发展也不相同。

#### 参考文献:

- [1] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 大体积混凝土施工标准:GB 50496—2018[S]. 北京:中国建筑工业出版社, 2018.
- [2] 中交一公局集团有限公司. 公路桥涵施工技术规范: JTG/T 3650—2020[S]. 北京:人民交通出版社股份有限公司, 2020.
- [3] PODOLNY W. The cause of cracking in post-tensioned concrete box girder bridges and retrofit procedures[J]. PCI Journal, 1985, 30(2): 82-139.
- [4] ACI Committee 224. 224R-01(08): Control of cracking in concrete structures[M]. American Concrete Institute, 2001.
- [5] 吴云鹏,陈经纬,周天应. 矮塔斜拉桥宽幅无索区箱梁底板裂缝成因分析[J]. 中外公路, 2022, 42(3): 131-135.
- [6] 林志斌. 连续刚构箱形梁腹板早龄期裂缝成因及防裂措施仿真分析[J]. 中外公路, 2022, 42(5): 124-131.
- [7] 卢江波,方鸿,戴小冬. 倒箱形截面门式框架斜桥顶板底面斜向裂缝成因分析[J]. 中外公路, 2019, 39(5): 165-167.
- [8] 张莉. 高速公路预应力混凝土组合箱梁裂缝加固技术[J]. 山西建筑, 2019, 45(12): 131-133.
- [9] 毛建平,唐赓,蒙方成,等. 预应力混凝土连续桁梁刚构桥裂缝分析及加固[J]. 中外公路, 2020, 40(3): 168-173.
- [10] 王建强,吕忠达,赵卓,等. 预应力混凝土连续箱梁顶板早期裂缝控制研究[J]. 铁道工程学报, 2019, 36(9): 43-48.
- [11] 袁军峰,张建东,刘朵,等. 大跨连续箱梁桥0#块高强混凝土水化热及温控措施分析[J]. 中外公路, 2019, 39(5): 97-101.
- [12] 史雨安,方吕,周世军,等. 大体积混凝土承台水化热与早期温控措施研究分析[J]. 水利与建筑工程学报, 2022, 20(3): 192-199.
- [13] ZIA P, CANER A. Cracking in large-sized long-span prestressed concrete AASHTO girders[Z]. Construction Management, 1993.
- [14] MYERS J J, CARRASQUILLO R L. Influence of hydration temperature on durability and mechanical property performance of prestressed and precast high-performance concrete beams[J]. Journal of the Transportation Research Board, 2000, 1696(1): 131-142.
- [15] 汪建群. 大跨预应力混凝土箱梁桥早期开裂和远期下挠控制[D]. 长沙:湖南大学, 2011.
- [16] 李浩. 混合梁斜拉桥PC宽箱梁施工过程受力分析[D]. 长沙:湖南大学, 2019.
- [17] 陈常松,杜潇. 基于温致效应的宽幅PC箱梁早期裂纹成因分析[J]. 交通科学与工程, 2019, 35(1): 44-49.
- [18] 蔡绍怀,左怀西. 高强混凝土的抗裂强度[J]. 土木工程学报, 1992, 25(2): 23-31.
- [19] 朱伯芳. 大体积混凝土温度应力与温度控制[M]. 北京:中国电力出版社, 1999.
- [20] 钟翔,李北星. 温度匹配养护对大掺量矿物掺合料混凝土抗压强度及早期水化性能的影响[J]. 硅酸盐通报, 2019, 38(10): 3080-3086.
- [21] 张斌. 石首长江公路大桥南塔承台超大体积混凝土施工温控研究[J]. 中外公路, 2021, 41(2): 233-236.
- [22] 中交武汉港湾工程设计研究院有限公司. 水运工程大体积混凝土温度裂缝控制技术规程: JTS 202-1—2010[S]. 北京:人民交通出版社, 2010.
- [23] 杨文. 主跨钢箱梁混合架设的大跨混合梁斜拉桥施工控制研究[D]. 长沙:湖南大学, 2017.
- [24] 刘佳桐,朱伟庆,丁雪英,等. EPS内模预应力混凝土小箱梁温度特性分析[J]. 中外公路, 2020, 40(4): 124-130.
- [25] 陈雄,张建东,刘朵,等. 预制拼装混凝土节段梁的弓形变形研究[J]. 中外公路, 2018, 38(2): 98-102.