第 54 卷第 2 期
2026 年 2 月

硅 酸 盐 学 报
JOURNAL OF THE CHINESE CERAMIC SOCIETY

Vol. 54，No. 2
February，2026

http://jccsoc.cbpt.cnki.net

**DOI**：10.14062/j.issn.0454-5648.20250552

# 高原复杂环境下缩尺梁混凝土长期变形试验与模拟

马 刚[1]，龙广成[1]，谢友均[1]，唐 卓[1]，王力兴[1]，王海旭[1,2]

(1. 中南大学土木工程学院，长沙 410075；2. 沈阳建筑大学材料科学与工程学院，沈阳 110168)

**摘 要**：高原复杂环境下铁路桥梁梁体混凝土材料的徐变控制面临严峻挑战，通过开展为期 1 a 的高原现场原位试验，掌握了不同配合比和养护条件下缩尺梁混凝土收缩徐变与其挠度发展规律。结合 B4 模型与高原环境特征参数，建立了湿–热–力多场耦合作用下缩尺梁混凝土长期变形数值模拟程序，并通过试验结果验证了模拟结果的可靠性。结果表明：掺入以硅灰–硫酸钙晶须为主要成分的密实改性材料(质量分数 3%)和减缩剂(质量分数 0.5%)制备的蒸汽养护混凝土能够有效降低高原复杂环境下缩尺梁混凝土收缩徐变及其挠度变形；高原复杂环境会导致缩尺梁混凝土内部产生温–湿度梯度，加剧梁纵向截面上应力重分布，导致混凝土收缩徐变增大。研究结果可为高原环境下铁路梁体混凝土长期变形分析和线形控制提供参考。

**关键词**：缩尺梁；混凝土；收缩徐变；数值模拟；湿–热–力多场耦合
**中图分类号**：TU528　　**文献标志码**：A　　**文章编号**：0454–5648(2026)02–0781–12
**网络出版时间**：2025–12–18

高原地区存在低气压、昼夜温差大且变化频繁、年辐照量高以及大风干燥等复杂环境特征[1, 2]，铁路桥梁梁体的混凝土收缩徐变及梁体线形控制面临严峻挑战。工程实践表明，高原地区的铁路预制预应力简支梁体的徐变上拱度显著增加，严重影响线路平顺性和行车安全[3]。因此，亟须掌握高原复杂环境下梁体混凝土材料长期变形演变规律，为相关铁路混凝土简支箱梁设计、制备提供技术支撑。

混凝土收缩徐变对其结构的长期受力和变形具有重要影响，如：在预应力混凝土结构中，混凝土收缩徐变将引起预应力损失，致使结构过早开裂；在桥梁结构中，混凝土收缩徐变会逐步增加其挠度或上拱变形，影响其使用性能[4]。鉴于此，已有大量学者对混凝土及其结构的收缩徐变展开研究。例如，Havlásek 等[5]通过长达 5 a 的 21 根不同尺寸和密封状态的缩尺梁混凝土收缩及挠度测试，分析了环境湿度变化与收缩徐变之间的关联性，并认为混凝土的收缩徐变特性与环境相对湿度的采样或平滑处理高度相关。Kim 等[6]分析钢筋混凝土梁的收缩徐变效应及其对梁体挠度变形的影响，发现混凝土收缩徐变对梁体挠度变形产生不可忽略的影响。虽然已有众多学者在梁体混凝土长期变形预测方面取得了重要进展，但现有预测模型多是基于正常服役环境下的工程经验，已滞后于高原地区的工程实践。如果直接套用常规研究结果，将难以准确掌握高原复杂服役条件下梁体混凝土材料的长期变形特征，进而限制了高原地区桥梁梁体混凝土收缩徐变效应抑制措施的可靠性。

目前，各界学者普遍认为混凝土收缩徐变与其内部水分状态紧密相关。例如，混凝土失水会产生干缩变形；内部相对湿度下降或者水分散失越多，混凝土干燥徐变会显著增大[7]。现有研究表明，高原大温差、大风干燥以及强辐照等复杂环境均会加剧混凝土的水分迁移。An 等[8]指出环境气温剧烈变化会导致混凝土内部形成温度应力，导致混凝土内外形成湿度差。Segawa 等[9]发现环境湿度越低，水泥浆体的干燥收缩变形和水分迁移量越大。Wang 等[10]指出强紫外辐照环境会加剧硬化浆体的加剧干缩变形，并将其作用机制归纳为对内部水分迁移的加速效应。因此，针对高原复杂环境下梁体混凝土材料长期变形的研究显得尤为重要。

本工作依托川藏铁路澜沧江特大桥工点，开展为期 1 a 的高原现场原位试验，并建立了湿–热–力

收稿日期：2025–07–14。　修订日期：2025–08–13。
基金项目：国家自然科学基金资助项目(52208300)。
第一作者：马 刚(1994—)，男，博士。
通信作者：龙广成(1973—)，男，博士，教授。

**Received date:** 2025–07–14.　**Revised date:** 2025–08–13.
**First author:** MA Gang (1994–), male, Ph.D.
**E-mail:** magcsu@163.com.
**Correspondent author:** LONG Guangcheng (1973–), male, Ph.D., Professor.
**E-mail:** longguangcheng@csu.edu.cn.

多场耦合作用下缩尺梁混凝土长期变形数值模拟程序，旨在掌握不同配合比和养护方式下缩尺梁混凝土收缩徐变及梁体跨中挠度演变规律，分析混凝土长期变形的高原复杂环境效应，助力高原地区铁路工程“高起点、高标准、高质量”建设。

# 1 实验

## 1.1 原材料

混凝土制备采用西藏八宿海螺水泥厂生产的普通硅酸盐水泥(P·O 42.5)、贵州兴义电力发展有限公司生产的I级粉煤灰(FA)、四川埃文德新材料有限公司生产的硅灰(SF)以及高纯度单晶生长而成的高性能硫酸钙晶须(CSW)。所用水泥、FA 和 SF 的化学组成如表 1 所示，CSW 平均长度为 10~100 μm，长径比为 5~40，堆积密度为 0.42 g/cm$^3$。减缩剂(SRA)和减水剂(SP)均由江苏苏博特新材料股份有限公司提供，其中 SRA 为兼具减水减缩双减特性的基体减缩材料，可以等量替换减水剂，含固率≥50%，减缩率 10.1%，减水剂减水率为 28.2%。

## 1.2 试验地点

澜沧江特大桥工点位于西藏昌都经开区(32°52’53.9” N，97°06’34.6” E)，海拔约为 3800 m。实测环境特征参数表明，该工点具有鲜明的大温差、大风干燥、强辐照的高原环境特征，其年平均辐照强度为 105.5×10$^3$ μW/cm$^2$，年平均气温为 7.8 ℃，日最高温差为 21.4 ℃，极端最高气温和最低气温分别为 33.4 ℃和–20.7 ℃。相对湿度在 10.6%~ 65.0%之间，最高风速为 11.5 m/s。

## 1.3 试验设计与缩尺梁制备

采用 2 种配合比与 2 种养护方式，设计了 3 组对比工况，混凝土设计强度等级为 C55，如表 2 所示，其中：#JZ-NC 为澜沧江特大桥简支箱梁现场施工配合比，养护方式采用标准养护(NC)；#JZ-SC 配合比与施工配合比一致，养护方式采用蒸汽养护(SC)。根据混凝土收缩徐变机理，从混凝土基体微结构密实、孔溶液表面张力降低等原理[11–12]出发，结合前期工作基础[13–14]，在施工配合比的基础上掺入以硅灰–硫酸钙晶须为主要成分的密实改性材料(质量分数 3%)和减缩剂(质量分数 0.5%)制备混凝土以期降低混凝土收缩徐变，配合比编号为#LSLC-SC，养护方式采用蒸汽养护。每组工况各制备 4 根缩尺梁混凝土试件，其中徐变和收缩测试各用 2 根。混凝土由现场拌合站大机制备，浇筑于模版后振捣，分别进行标准养护和蒸汽养护。

缩尺梁的截面尺寸为 100 mm×150 mm，混凝土保护层厚度为 20 mm，梁体长度为 1700 mm，计算跨径为 1500 mm。采用的钢筋均来自澜沧江特大桥工点，与现场施工保持一致，其中：受拉区、受压区均采用直径为 12 mm 的 HRB400 带肋钢筋，弹性模量为 198 GPa，屈服强度为 418 MPa；箍筋采用直径为 6 mm 的 HPB300 光圆钢筋，间隔为 50 mm，弹性模量为 215 GPa，屈服强度为 386 MPa。

## 1.4 测试方法

徐变荷载选用四点弯进行加载，其中上、下跨径分别为 500 mm 和 1500 mm，如图 1 所示。根据混凝土 C55 强度等级和钢筋强度，计算确定混凝土的徐变荷载为2 kN；结合工程梁体预应力张拉工艺，确定加载龄期为 14 d；试验周期为 1 a，从 2023 年 5 月 1 日开始，2024 年 5 月 1 日结束。

采用长沙金码 JMZX-212HAT 型号面贴振弦式应变计监测缩尺梁受压区和受拉区的混凝土徐变，同时监测缩尺梁混凝土收缩变形，并连接无线采集仪以便数据实时采集；采用 LVDT 位移传感器监测缩尺梁的挠度变形，同步连接无线采集仪。为了避免高原地区大风、雨雪等恶劣天气的影响，采用金属保护罩、塑料薄膜围挡分别对振弦式应变计和 LVDT 位移传感器进行保护，以保障现场试验测试结果的稳定性和可靠性。此外，每组工况的 2 个试件的均值记为测试结果。

# 2 结果与讨论

## 2.1 缩尺梁混凝土收缩变形

图 2 为不同工况缩尺梁混凝土的收缩变形发展规律，各组收缩变形均随暴露龄期的延长而增加。在最初的 14 d 内收缩变形发展迅速，约占 365 d 总收缩变形的 50%，随后收缩变形的增幅逐渐减小。受高原强辐照、大温差、极干燥的环境的驱动作用，早期混凝土内的水分散失较快，导致收缩变形增速较快。

**表 1 水泥、粉煤灰和硅灰的化学成分**

**Table 1 Chemical composition of cement, fly ash and silica fume** *w*/%

| Composition | MgO | $Al_2O_3$ | $SiO_2$ | $P_2O_5$ | $SO_3$ | $K_2O$ | CaO | $Fe_2O_3$ | $Na_2O$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Cement | 3.56 | 3.95 | 20.84 | 0.07 | 3.36 | 0.82 | 59.62 | 3.19 | 0.18 |
| FA | 1.36 | 20.94 | 40.72 | 0.21 | 1.59 | 1.58 | 5.52 | 5.24 | 1.09 |
| SF | 0.29 | 0.92 | 96.32 | 0.13 | 1.50 | 0.18 | 0.24 | 0.11 | 0.16 |

*w* is mass fraction.

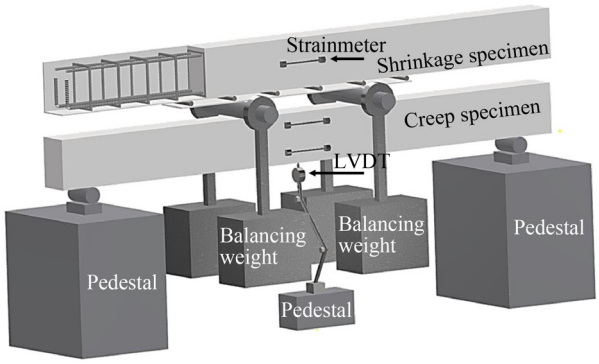



图 1　缩尺梁混凝土试件徐变加载示意图

Fig. 1　Schematic diagram of creep loading of scale-beam concrete

#JZ-NC、#JZ-SC 和#LSLC-SC 在 90 d 时收缩变形分别为 216.9、198.7 με 和 172.7 με，365 d 时分别为 234.7、220.2 με 和 193.1 με。对比发现，相较于标准养护，采用蒸汽养护的缩尺梁混凝土在 90 d 和 365 d 的收缩变形分别降低了 8.4%和 6.2%，说明蒸汽养护可以降低高原环境下混凝土的收缩变形。蒸汽养护促进了混凝土内水化产物快速积累，密实混凝土结构，减少了早期水分散失通道，从而降低了早期收缩变形的增长速率[15]。同时，同等养护条件下，掺入密实改性材料和 SRA 能够有效降低混凝土的收缩变形，90 d 和 365 d 的收缩变形分别降低了 13.1%和 13.2%。一方面，SRA 降低了混凝土内部孔隙溶液的表面张力，减少因水分蒸发产生的毛细管压力，从而有效抑制收缩变形[16]；另一方面，密实改性材料中的 SF 不仅具有很高的火山灰活性，还可以作为填料填充混凝土内部的孔隙和为水泥水化提供成核位点，有效改善了混凝土基体的微观结构，进一步减少水分散失，降低收缩变形[17]。

**表 2　混凝土配合比**

**Table 2　Mix proportions of investigated concrete**　　kg/m$^3$

| Samples | Cement | FA | River sand | Coarse aggregate | Water | SP | SRA | SF | CSW |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| #JZ-NC | 393 | 86 | 710 | 1111 | 135 | 4.79 | 0 | 0 | 0 |
| #JZ-SC | 393 | 86 | 710 | 1111 | 135 | 4.79 | 0 | 0 | 0 |
| #LSLC-SC | 379 | 86 | 710 | 1111 | 135 | 2.40 | 2.40 | 12.0 | 2.40 |

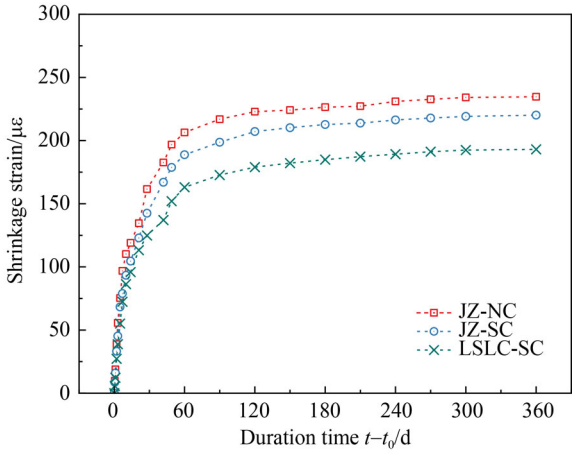



图 2　缩尺梁混凝土收缩变形

Fig. 2　Shrinkage deformation of scale-beam concrete

## 2.2　缩尺梁混凝土徐变变形

图 3 为高原现场环境下缩尺梁混凝土的徐变应变，即梁体上、下边缘减去相应位置收缩变形后的结果。就经时演变历程来说，3 组试件均在 60 d 后徐变速率明显降低，100 d 后进一步降低。#JZ-NC、#JZ-SC 和#LSLC-SC 缩尺梁受压区、受拉区的混凝土徐变变形均呈现依次减小的趋势。持荷至 365 d 时，#JZ-NC、#JZ-SC 和#LSLC-SC 缩尺梁受压区混凝土的徐变应变为 294.5、273.6 με 和 242.4 με，受拉区混凝土的徐变应变为 252.3、237.2 με 和 191.9 με。同等条件下，#LSLC -SC 缩尺梁受压区和受拉区混凝土徐变分别减低了 11.4%和 19.1%。此外，#JZ-NC、#JZ-SC 和#LSLC-SC 缩尺梁受压区与受拉区混凝土徐变应变的比值分别为 1.17、1.15 和 1.26，且该比值在整个测试周期内较为稳定，表明#JZ-NC 和#JZ-SC 缩尺梁受拉区混凝土徐变发展程度大于#LSLC-SC 梁体，这与密实改性材料增加混凝土的弹性模量有关。上述结果有效验证了密实改性材料和 SRA 对高原复杂环境下混凝土徐变具有较好的调控作用。

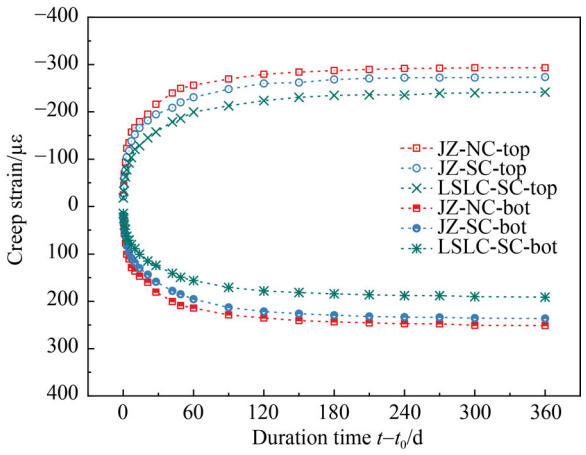



图 3　缩尺梁混凝土徐变变形

Fig. 3　Creep deformation of scale-beam concrete

### 2.3 缩尺梁跨中挠度变形

图 4 为高原现场缩尺梁混凝土梁跨中挠度变形，缩尺梁体加载后，前 30 d 内跨中挠度变形增长最为显著，其中#JZ-NC 缩尺梁增幅最为明显，30 d 时跨中挠度变形值为 0.309 mm，而#JZ-SC 和#LSLC-SC 缩尺梁的 30 d 跨中挠度变形值分别为 0.293 mm 和 0.253 mm。以 365 d 变形值为基准，#JZ-NC、#JZ-SC 和#LSLC-SC 缩尺梁前 30 d 变形分别占 365 d 的 62.4%、64.4%和 64.5%。持荷至 365 d 时，#JZ-NC、#JZ-SC 和#LSLC-SC 缩尺梁的跨中挠度变形分别为 0.495、0.455 mm 和 0.392 mm。同等条件下，#LSLC-SC 缩尺梁跨中挠度降低了 13.8%，与前述缩尺梁混凝土徐变变形规律一致，进一步验证了密实改性材料与减缩剂的调控效果。

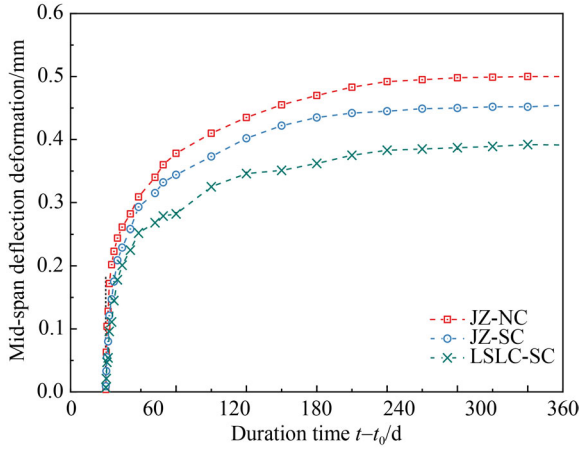



图 4 缩尺梁跨中挠度曲线

Fig. 4 Mid-span deflection curve of scale-beam

## 3 数值模拟方法

### 3.1 高原复杂环境下混凝土温–湿度响应

高原复杂环境对混凝土湿–热场的影响主要为环境与混凝土内部的湿–热交换以及混凝土内部空间的湿–热传输[18]，其中：作用在梁体混凝土结构的热源主要有太阳辐射、界面传热和长波，因此需要考虑辐射换热[19]。

$$q_r = \varepsilon_r(I_{a\beta} + I_{g\beta}) - I_s \tag{1}$$

式中：$\varepsilon_r$ 表示混凝土长波表面吸收率；$q_r$ 表示辐照换热热流密度，W/m$^2$；$I_{a\beta}$ 和 $I_{g\beta}$ 分别表示大气辐照量和地表环境辐照量，$I_s$ 为混凝土表面反射量，W/m$^2$，可按式(2)计算[19, 20]。

$$\begin{cases} I_{a\beta} = \varepsilon_a \times S_0 \times T_a^4 \times \dfrac{1+\sin(\beta_n)}{2} \\ I_{g\beta} = S_0 \times T_a^4 \times \dfrac{1-\sin(\beta_n)}{2} \\ I_s = \varepsilon_s \times S_0 \times T_a^4 \end{cases} \tag{2}$$

式中：$\varepsilon_a$ 表示大气辐照系数；$S_0$ 表示 Stefan-Boltzmann 常数，W/(m$^2$·K$^4$)；$T_a$ 表示环境温度，℃；$\beta_n$ 表示混凝土结构的倾角；$\varepsilon_s$ 为混凝土表面发射率。

混凝土内部的湿–热场与其水化反应密切相关，其中水化反应需要消耗水分、释放热量，进而影响混凝土内部的湿–热场响应，可以表达为式(3)和式(4)[21]。

$$\frac{\partial H}{\partial t} = D(H) \times \nabla^2 H - \gamma_{HT} \times \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial \psi}{\partial t} \tag{3}$$

$$\rho \times c_p \times \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \times \nabla^2 T + \rho \times k \times r_{lv} \times h_{lv} \times \frac{\partial H}{\partial t} + \frac{\partial \zeta}{\partial t} \tag{4}$$

式中：$H$ 为混凝土内部湿度，%；$t$ 为混凝土龄期，d；$T$ 为混凝土内部温度，℃；$D(H)$表示混凝土湿度传输系数；$\nabla^2 H$ 为湿度梯度；$\nabla^2 T$ 为温度梯度；$\gamma_{HT}$ 为湿热系数；$\psi$为混凝土水化消耗水的质量，kg；$\rho$ 为混凝土密度，kg/m$^3$；$c_p$ 为混凝土比热，kJ/(kg·K)；$\lambda$为混凝土的导热系数，kJ/(m·s·K)；$\zeta$为混凝土水化产生的热量，kJ；$\rho \times k \times r_{lv} \times h_{lv} \times \partial H/\partial t$ 为气液转换引起的温度变化，其中 $h_{lv}$ 为相变热，取值 2500 kJ/kg，$r_{lv}$ 为状态转化系数，取值 0.08；$k$ 为等温吸附–解吸曲线斜率。相关系数的求解，详见文献[21]。

### 3.2 徐变本构模型

Bažant 等[22]提出的 B4 模型引入了混凝土内部温–湿度耦合效应，并能够预测不同配合比混凝土的徐变变形。因此，本工作基于试验周期内的环境监测参数，结合混凝土配合比参数，对 B4 模型进行修正，建立适用于高原复杂环境下的混凝土长期变形本构模型。

将缩尺梁混凝土的长期变形分为弹性变形、干燥收缩、徐变以及由温度变化引起的变形。

$$\varepsilon_{all} = \varepsilon_e + \varepsilon_{sh} + \varepsilon_{creep} + \varepsilon_T \tag{5}$$

式中：$\varepsilon_{all}$ 为混凝土总应变，με；$\varepsilon_e$ 为混凝土加载后的弹性应变，με；$\varepsilon_{sh}$ 为混凝土干燥收缩应变，με；$\varepsilon_{creep}$ 为混凝土徐变应变，με；$\varepsilon_T$ 为混凝土温度应变，με。

3.2.1 混凝土收缩应变 在 B4 模型中，混凝土干燥收缩应变表达为式(6)[22]。

$$\varepsilon_{sh} = \varepsilon_{sh\infty}(\tilde{t}_0) \times k_h \times S(\tilde{t}) \tag{6}$$

式中：$\varepsilon_{sh\infty}$表示极限收缩应变值，με；$\tilde{t}$ 为考虑温度修正后的龄期 d；$\tilde{t}_0$ 为考虑温度修正后的暴露于环境中开始干燥的龄期，d；$S(\tilde{t}) = \tanh\sqrt{(\tilde{t}/\tau_{sh})}$ 为时间曲线；$\tau_{sh}$ 为干燥收缩半衰期，d；$k_h$=1–$H_{plateau}^3$ 为湿度依赖性参数，$H_{plateau}$=$H_{std}$[1–0.015($h$/1000)]为

考虑高原地区现场海拔高度的混凝土内部湿度，$H_{\text{std}}$为常压、常温条件下混凝土内部湿度，$h$ 为海拔高度。

因此，干燥收缩应变值可以表示为式(7)[23]。

$$\varepsilon_{\text{sh}\infty}(\tilde{t}_0)= -\varepsilon_{\text{cem}}\times\left(\frac{\text{a/c}}{6}\right)^{p_{\varepsilon\text{a}}}\times\left(\frac{\text{w/c}}{0.38}\right)^{p_{\varepsilon\text{w}}}\times\left(\frac{6.5m}{\rho}\right)^{p_{\varepsilon\text{c}}} \tag{7}$$

式中：$\varepsilon_{\text{cem}}$、$p_{\varepsilon\text{a}}$、$p_{\varepsilon\text{w}}$和 $p_{\varepsilon\text{c}}$为水泥类型影响参数，采用普通硅酸盐水泥时其值分别取 $360\times10^{-6}$、–0.80、1.10 和 0.11[23]；$a$/c 为骨料–水泥的质量比；w/c 为水灰比；$m$ 为 1 m$^3$ 中水泥含量，kg；$\rho$ 为混凝土密度，kg/m$^3$。

干燥收缩半衰期为式(8)。

$$\tau_{\text{sh}}= k_{\tau\text{a}}\left(\frac{2V}{S}\right)^2\times\tau_{\text{cem}}\times\left(\frac{\text{a/c}}{6}\right)^{p_{\tau\text{a}}}\times\left(\frac{\text{w/c}}{0.38}\right)^{p_{\tau\text{w}}}\times\left(\frac{6.5m}{\rho}\right)^{p_{\tau\text{c}}} \tag{8}$$

式中：$k_{\tau\text{a}}$为与骨料相关的参数，当骨料为砂石时取 2.3；$V$ 为试件体积，mm$^3$；$S$ 为试件的表面积，mm$^2$；$\tau_{\text{cem}}$、$p_{\tau\text{a}}$、$p_{\tau\text{w}}$和 $p_{\tau\text{c}}$为水泥类型影响参数，其中：$p_{\tau\text{a}}$、$p_{\tau\text{w}}$和 $p_{\tau\text{c}}$分别取–0.33、1.0 和–1.0[23]。

3.2.2　混凝土徐变应变　　总徐变应变可分解为式(9)。

$$\begin{aligned}\varepsilon_{\text{creep}}&=J(\hat{t},\hat{t}')\times\sigma(t)\\&=[q_1+R_T\times C_0(\hat{t},\hat{t}')+C_d(\hat{t},\hat{t}',\tilde{t}_0)]\times\sigma(t)\end{aligned} \tag{9}$$

式中：$J(\hat{t},\hat{t}')$为徐变柔度，其中，$\hat{t}$ 为考虑温度修正后的混凝土徐变计算龄期，$\hat{t}'$为考虑温度修正后的加载龄期，d；$\sigma(t)$为施加的徐变荷载，MPa；$C_0(\hat{t},\hat{t}')$为基本徐变柔度(即混凝土中含水率恒定和无水分运动时的徐变)；$C_d(\hat{t},\hat{t}',\tilde{t}_0)$为干燥徐变柔度；$q_1$=$p_1$/$E_{28}$为瞬时弹性模量，其中，$E_{28}$为混凝土 28 d 龄期时的弹性模量，MPa；$p_1$ 为水泥水泥类型影响参数，取 0.7[23]。$R_T$ 为温度修正系数，通过该系数可修正高原环境下温度对混凝土徐变的影响。

$$R_T=\exp\left[\frac{U_c'}{R}\times\left(\frac{1}{293}-\frac{1}{T+273}\right)\right] \tag{10}$$

式中：$U_c$'为徐变有效活化能，KJ/mol；$R$ 为气体常数，$U_c'/R$=4000 K；$T$ 为混凝土内部温度，℃。

基本徐变柔度表达为式(11)。

$$C_0(\hat{t},\hat{t}')=q_2\times Q(\hat{t},\hat{t}')+q_3\times\ln[1+(\hat{t}-\hat{t}')^{0.1}]+q_4\times\ln(\hat{t}/\hat{t}') \tag{11}$$

式中：$q_2$ 为老化黏弹性徐变相关参数；$q_3$ 为非老化黏弹性徐变相关参数；$q_4$ 为黏性流变相关参数；$Q(\hat{t},\hat{t}')$是与持荷时间二项式积分，量化在时间$\tilde{t}'$施加的荷载对混凝土后续时间$\tilde{t}$响应的权重，不能解析表示，以式(12)~式(16)显示近似计算[22]。

$$Q(\hat{t},\hat{t}')=Q_f(\hat{t}')\times\left(1+\left(\frac{Q_f(\hat{t}')}{Z(\hat{t},\hat{t}')}\right)^{r(\hat{t}')}\right)^{-\frac{1}{r(\hat{t}')}} \tag{12}$$

$$Q_f(\hat{t}')=(0.086\hat{t}'^{2/9}+1.21\hat{t}'^{4/9})^{-1} \tag{13}$$

$$Z(\hat{t},\hat{t}')=\hat{t}'^{-0.5}\times\ln[1+(\hat{t}-\hat{t}')^{0.1}] \tag{14}$$

$$r(\hat{t}')=1.7(\hat{t}')^{0.12}+8 \tag{15}$$

式中：$Q_f(\hat{t}')$为应力响应函数，表征有效应力随时间的变化；$Z(\hat{t},\hat{t}')$为衰减因子函数，表征单位应力下徐变总量逐渐减小并趋于稳定；$r(\hat{t}')$为非线性调节参数，体现混凝土徐变早期非线性、后期接近线性的特征。

干燥徐变柔度表达为式(16)[21]。

$$C_d(\hat{t},\hat{t}',\tilde{t}_0)=q_5\begin{bmatrix}\exp(-p_{5H}\times H(\hat{t},\tilde{t}_0))\\-\exp(-p_{5H}\times H_c(\hat{t}_0,\tilde{t}_0))\end{bmatrix}^{0.5} \tag{16}$$

式中：$q_5$ 为干燥徐变相关参数；$P_{5H}$ 为水泥类型对湿度影响参数；如果$\hat{t}\geqslant\hat{t}_0'$，则$\tilde{t}_0=\max(\hat{t},\tilde{t}_0)$，否则$C_{\text{d}}(\hat{t},\hat{t}',\tilde{t}_0)$=0；$H(\hat{t},\tilde{t}_0)=1-(1-h)\times\tanh\sqrt{((\hat{t}-\tilde{t}_0)/\tau_{\text{sh}})}$；$H_c(\hat{t}_0,\tilde{t}_0)=1-(1-h)\times\tanh\sqrt{((\tilde{t}_0'-\tilde{t}_0)/\tau_{\text{sh}})}$。

3.2.3　模型参数　　由于对混凝土成分和强度影响收缩徐变机理的理论十分有限，因此，通过各种收缩徐变参数得到半经验关系。B4 模型中，半经验关系总结如以式(17)–式(20)[22]。

$$q_2=p_2\times\left(\frac{\text{w/c}}{0.38}\right)^{p_{2\text{w}}} \tag{17}$$

$$q_3=p_3\times q_2\times\left(\frac{\text{a/c}}{6}\right)^{p_{3\text{a}}}\times\left(\frac{\text{w/c}}{0.38}\right)^{p_{3\text{w}}} \tag{18}$$

$$q_4=p_4\times\left(\frac{\text{a/c}}{6}\right)^{p_{4\text{a}}}\times\left(\frac{\text{w/c}}{0.38}\right)^{p_{4\text{w}}} \tag{19}$$

$$q_5=p_5\times\left(\frac{\text{a/c}}{6}\right)^{p_{5\text{a}}}\times\left(\frac{\text{w/c}}{0.38}\right)^{p_{5\text{w}}}\times\left|k_{\text{h}}\varepsilon_{\text{sh}\infty}(\tilde{t}_0)\right|^{p_{5\text{m}}} \tag{20}$$

式中：$p_2$、$p_3$、$p_4$和 $p_5$为混凝土所添加的外加剂影响参数，$p_{2\text{w}}$、$p_{3\text{a}}$、$p_{3\text{w}}$、$p_{4\text{a}}$、$p_{4\text{w}}$、$p_{5\text{a}}$、$p_{5\text{w}}$、$p_{5\text{m}}$则是水泥类型影响参数[22]。根据本工作试验中所采用的外加剂类型、水泥类型以及相关文献[21]，确定相关参数如表 3 所示。

表 3 水泥类型影响参数

Table 3 Parameters affecting cement type

| Parameters | $p_2\times10^3$ | $p_3\times10^3$ | $p_4\times10^3$ | $p_5\times10^3$ | $p_{5H}$ | $p_{2w}$ | $p_{3a}$ | $p_{3w}$ | $p_{4a}$ | $p_{4w}$ | $p_{5a}$ | $p_{5w}$ | $p_{5m}$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Value | 58.6 | 39.3 | 3.4 | 777.0 | 8.0 | 3.0 | –1.1 | 0.4 | –0.9 | 2.45 | –1.0 | 0.78 | –0.85 |

### 3.3 数值模型建立与材料参数

使用 ABAQUS 软件并结合二次开发功能，对缩尺梁混凝土进行长期变形模拟。首先，建立梁体温–湿度场模型，考虑混凝土表面湿热交换和内部湿热传递，计算出混凝土内部的温湿度场，通过乘积项处理温–湿度耦合效应。其次，复制温–湿度场模型，将模型参数改为应变场计算所需的力学参数，利用 USDFLD 子程序定义温–湿度场为状态变量，通过 UEXPAN 子程序模拟混凝土的收缩和徐变变形。2 种模型的节点数量和节点数一致，在模型应变计算时，分别调用对应节点的温–湿度值即可计算应变，通过子程序编写可进一步分离应变分量，以输出混凝土各个方向的弹性应变、收缩、徐变和热变形。

根据上述建模方法，建立了缩尺梁混凝土温湿度场模型，使用 ABAQUS 软件约束模块将钢筋内置于混凝土中，混凝土和钢筋的网格类型分别为 DC3D8 和 DC1D2，如图 5 所示。钢筋和混凝土主要传热和传湿参数如表 4 所示。根据试验过程中监测的环境温–湿度数据，设置模型表面温–湿度幅值如图 6 所示，梁体的初始温、湿度值指定为 20 ℃和 95%。

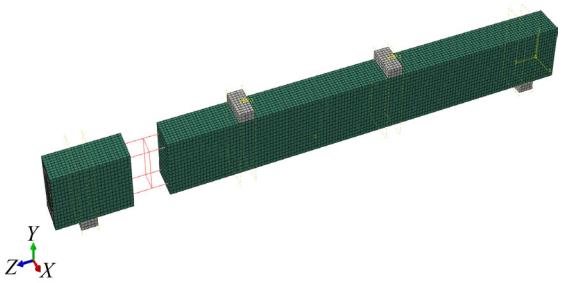



图 5 缩尺梁混凝土有限元模型

Fig. 5 Finite element model of scale-beam concrete

表 4 材料湿热传递主要参数

Table 4 Main parameters of material moisture and heat transfer

| Samples | Thermal conductivity $\lambda$/(W·m$^{-1}$·℃$^{-1}$) | Specific heat $C$/(kJ·kg$^{-1}$·℃$^{-1}$) | Density $\rho$/(kg·m$^{-3}$) | Humidity diffusion coefficient $D(T)$/(m$^2$·s$^{-1}$)[19] |
|---|---|---|---|---|
| #JZ-NC | 2.9 | 0.96 | 2640 | $2.1\times10^{-10}\times e^{(0.0235T-2850/(T+273))}$ |
| #JZ-SC | 2.98 | 0.96 | 2645 | |
| #LSLC-SC | 3.44 | 0.96 | 2635 | |
| Steel bar | 45 | 0.47 | 7850 | 0 |

*T* represents the internal temperature of the concrete in ℃.

温–湿度场计算完成后复制模型，将钢筋和混凝土网格类型改为 C3D8R 和 T3D2，同时将湿热参数改为力学参数，如表 5 所示，得到长期变形模拟模型。编写 USDFLD 子程序的逻辑是分别把各个节点单元的温–湿度定义为一组随分析步时间变化的字段变量以实现混凝土实时更新温–湿度场数据。编写 UEXPAN 子程序的逻辑是分别对本构模型中的考虑温–湿度影响的徐变柔度公式和收缩应变公式进行编写，实现混凝土长期变形模拟。

根据试验所采用的混凝土配合比，参考文献[17]，在混凝土中掺入补充胶凝材料(如 FA、SF 等)，或者掺入外加剂(如减水剂和 SRA)后，通过对水泥类型影响参数乘以相应的系数，得到本工作中 3 组工况混凝土长期变形本构的相关参数取值如下：

#JZ-NC 混凝土，$p_2=15.24\times10^{-3}$，$p_3=64.06\times10^{-3}$，$p_4=1.50\times10^{-3}$，$p_5=1243.20\times10^{-3}$，$\tau_{cem}=2.88\times10^{-3}$。

#JZ-SC 混凝土，$p_2=15.24\times10^{-3}$，$p_3=64.06\times10^{-3}$，$p_4=1.50\times10^{-3}$，$p_5=1\,243.20\times10^{-3}$，$\tau_{cem}=1.44\times10^{-3}$。

#LSLC-SC 混凝土，$p_2=16.99\times10^{-3}$，$p_3=199.25\times10^{-3}$，$p_4=0.75\times10^{-3}$，$p_5=761.46\times10^{-3}$，$\tau_{cem}=1.28\times10^{-3}$。

表 5 混凝土力学参数

Table 5 Mechanical parameters of concrete

| Samples | Compressive strength/MPa | Elastic modulus/GPa |
|---|---|---|
| #JZ-NC | 62.2 | 36.5 |
| #JZ-SC | 68.9 | 36.9 |
| #LSLC-SC | 76.2 | 39.2 |

## 4 模拟结果分析

### 4.1 长期变形特征

将模拟计算的收缩应变、徐变应变以及跨中挠度变形与高原现场试验的实测值进行对比，如图 7 所示。各缩尺梁混凝土收缩和徐变模拟计算结果与实测值基本吻合，如图 7a 和图 7b 所示，但是缩尺梁的挠度变形和实测值有一定差异，其中收缩应变最大误差不超过 3%，徐变最大误差不超过 1%，如图 7d 所示，表明所建立的数值模型可以较好的复现高原复杂环境下缩尺梁混凝土的长期变形行为。

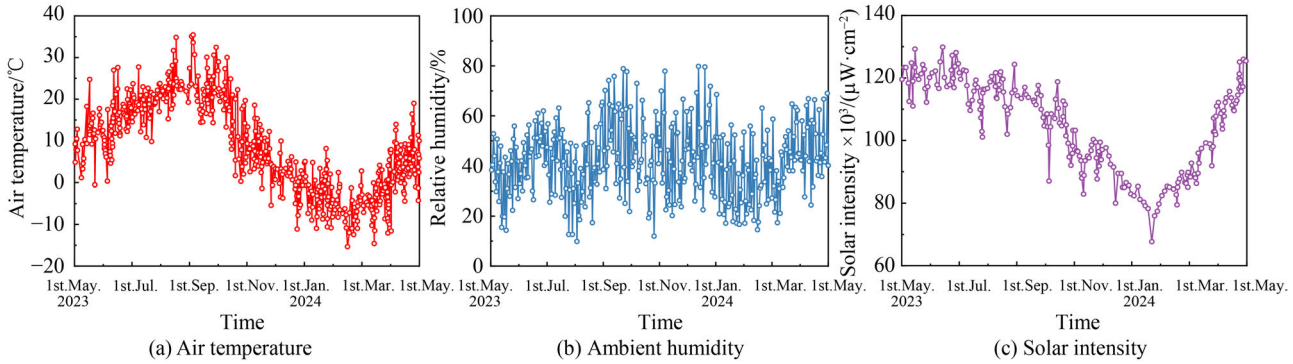
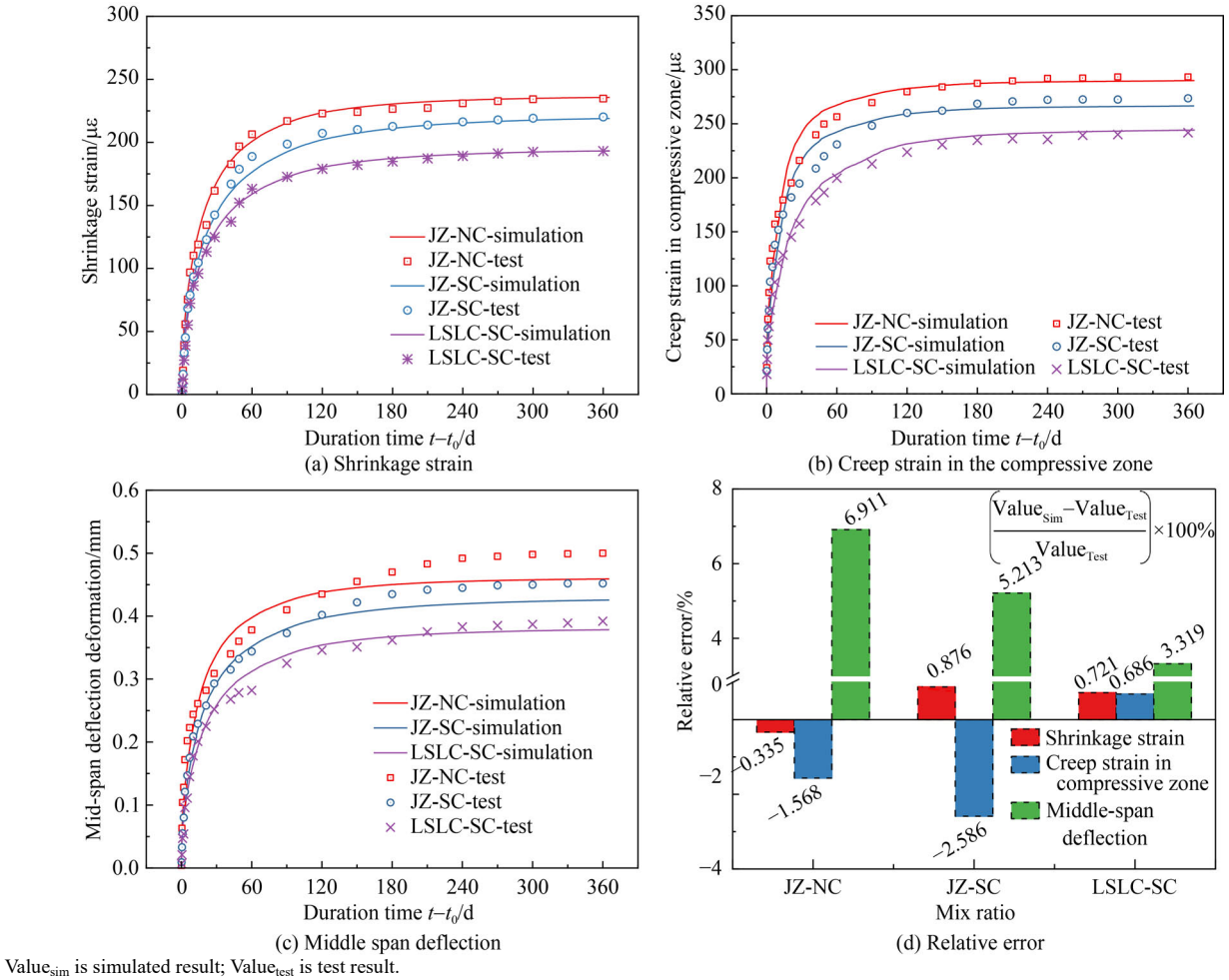



图 6　试验周期内现场环境特征参数

Fig. 6　On-site environmental characteristic parameters during the test period




$Value_{sim}$ is simulated result; $Value_{test}$ is test result.

图 7　数值模拟结果与实测值对比

Fig. 7　Comparison of numerical simulation results with measured values

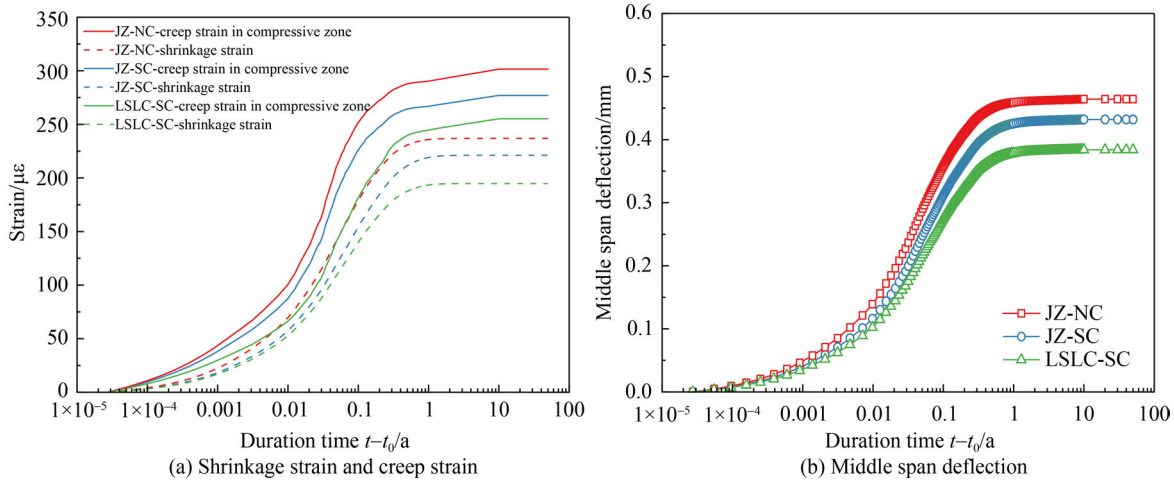
#LSLC-SC 缩尺梁跨中挠度模拟值与实测值相当，而#JZ-NC 和#JZ-SC 的模拟结果均低于实测值，如图 7c 所示。高原复杂环境下梁体底部受拉区混凝土会产生微裂纹，而模拟计算并未考虑损伤，导致#JZ-NC 和#JZ-SC 模拟结果低于实测值[24]，如图 7d 所示，相对误差分别为 6.9%和 5.2%。而#LSLC-SC 缩尺梁混凝土中掺入密实改性材料和 SRA 提高了混凝土基体的弹性模量，抑制了梁体受拉区微裂纹的扩展，降低混凝土损伤，使得模拟结果与实测值较为相近，相对误差仅为 3.3%。

在此基础上，对缩尺梁混凝土的长期变形进行长达 50 a 的模拟计算。#JZ-NC、#JZ-SC 和#LSLC-SC 缩尺梁混凝土 50 a 后的收缩应变分别为 236.9、221.2 με 和 194.8 με，受压区混凝土徐变应变分别为 301.1、277.1 με 和 255.2 με，如图 8a 所示；梁体跨中挠度变形分别为 0.464、0.432 mm 和 0.384 mm，如图 8b

所示。掺入密实改性材料和 SRA 使混凝土 50 a 收缩应变、跨中挠度变形分别降低了 17.76%和 17.24%，说明本工作中掺入密实改性材料和 SRA 的混凝土在高原复杂环境下具有显著低徐变低收缩特征。

### 4.2 温–湿度响应特征

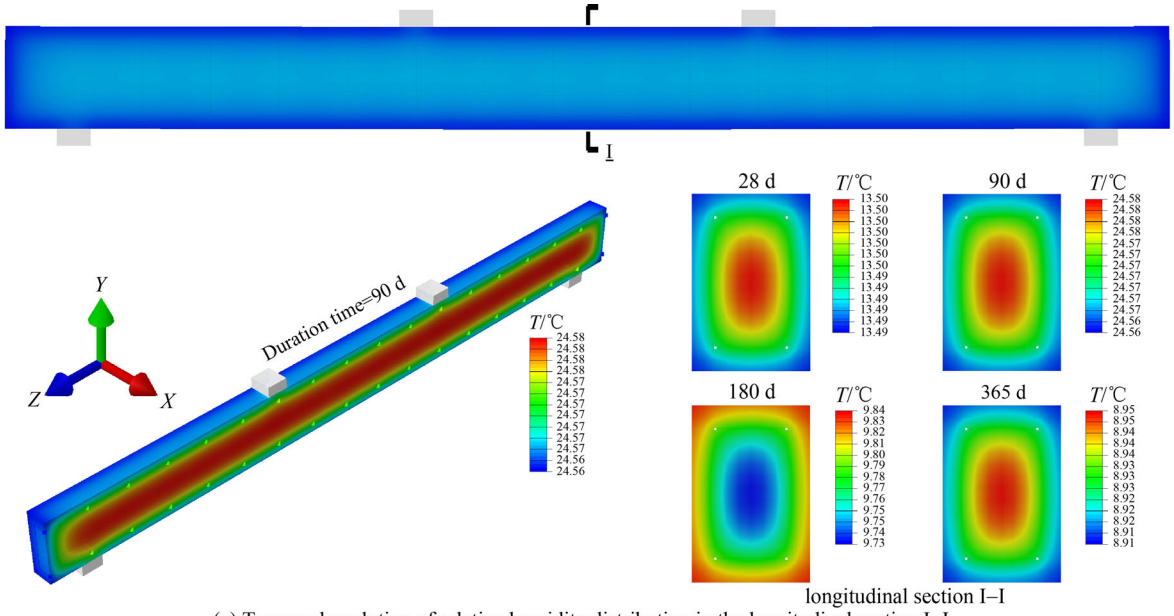
图 9a 为缩尺梁混凝土长期变形过程中内部温度




(a) Shrinkage strain and creep strain (b) Middle span deflection

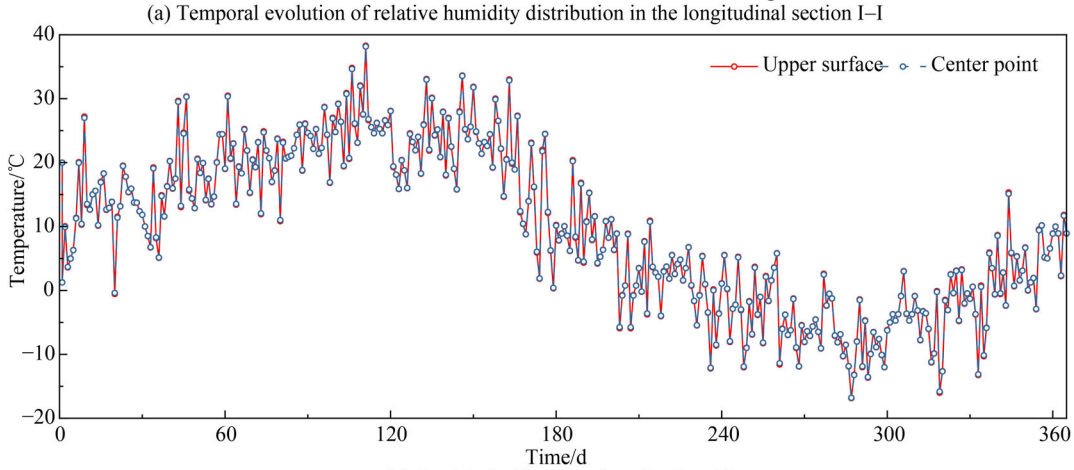
图 8 长达 50 a 的缩尺梁混凝土收缩徐变计算结果

Fig. 8 Simulation results of scale-beam creep for 50 a




longitudinal section I–I

(a) Temporal evolution of relative humidity distribution in the longitudinal section I–I




(b) Spatial distribution of relative humidity

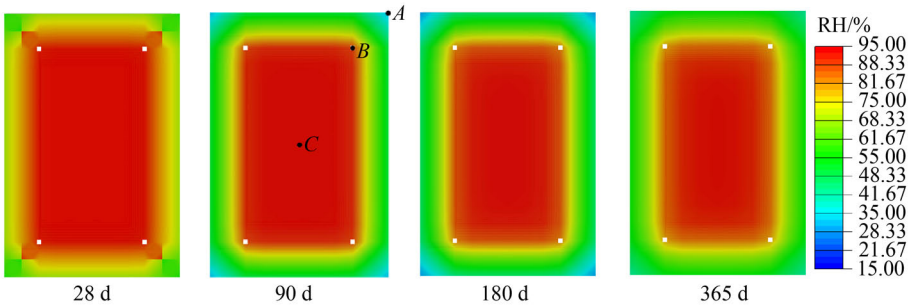
图 9 缩尺梁混凝土温度响应特征

Fig. 9 Temperature response of scale-beam concrete

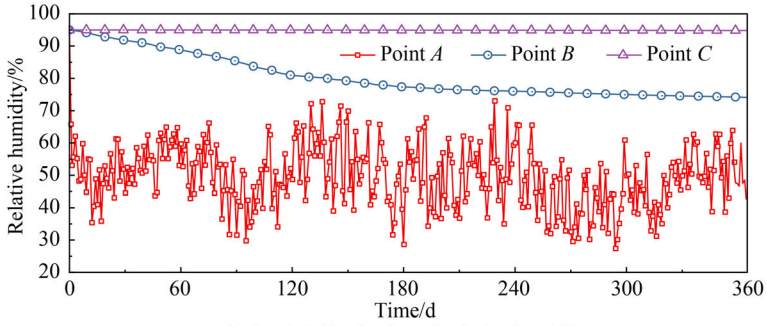
分布，缩尺梁内部温度呈现梯度分布。提取内部中心点和表面温度经时演变特征，如图 9b 所示。缩尺梁温度随环境温度而波动，中心点温度波动小于表面温度，且内外温差很小，这可能与梁体截面面积较小有关，但能说明缩尺梁混凝土对环境气温的变化较为敏感，即混凝土内部的温度会随环境气温的变化而变化。此外，环境温度变化并未导致缩尺梁混凝土产生不均匀变形，不会产生梁体翘曲[25]。说明温度场主要影响了梁体的纵向应力分布，环境温度变化加剧纵向截面上应力重分布，混凝土收缩徐变增大。

图 10a 为缩尺梁混凝土梁体长期变形过程中内部湿度分布，内部湿度随时间逐渐降低且呈现明显的湿度梯度，梁体边缘湿度低，中心湿度高。持荷初期，梁体内部的湿度梯度较小，但受环境低湿度的影响，边缘部位的湿度显著下降，此时水分散失速率较快，导致混凝土早期徐变增长速率较高。持荷至 90 d 时，边缘处湿度已接近于外部环境的湿度。在湿度梯度作用下，试件中心湿度也逐步降低，说明高原复杂环境影响了混凝土水分迁移速率。

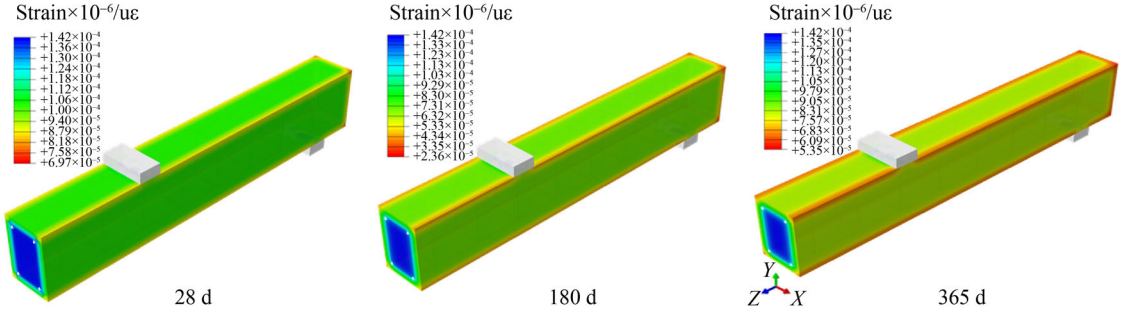
提取跨中截面不同位置的湿度演化曲线如图 10b 所示(*A* 点位于边缘处，*B* 点位于钢筋附近，*C* 点位于跨中截面中心处)。*A* 点处湿度从初始湿度 95%迅速降低至环境湿度，随后随环境湿度波动而波动；*B* 点处湿度相较于点 *A* 降低速率明显缓慢，且不受环境湿度波动影响，前 180 d 降低速率较快，随后缓慢降低至 70%左右；*C* 点湿度在模拟阶段内几乎不降低，365 d 时湿度为 94.8%，说明梁体表面混凝土内的水分最先散失，这一现象能够解释在高原复杂环境下，部分梁体混凝土表面出现微裂纹且裂纹深度仅为 5 mm 左右的原因。




(a) Temporal evolution of relative humidity distribution in the longitudinal section I–I




(b) Spatial distribution of relative humidity




(c) Deformation caused by relative humidity

图 10　缩尺梁混凝土湿度响应特征

Fig. 10　Relative humidity response of scale-beam concrete

根据相对湿度引起的微应变分布特征，湿度变化并未导致梁体发生翘曲，如图 10c 所示，说明湿度场只影响了梁体纵向应力分布。变形协调性使得应力在各截面之间重新分布，影响混凝土内的水分迁移和应力平衡，加剧缩尺梁混凝土的收缩徐变[26]。

## 5 结论

本工作开展了高原复杂环境下缩尺梁混凝土的收缩徐变试验，基于 B4 模型构建考虑高原复杂环境作用的湿–热–力多场耦合缩尺梁混凝土长期变形本构模型。所得结论如下：

1) 高原复杂环境下，掺入以硅灰–硫酸钙晶须为主要成分的密实改性材料(质量分数 3%)和减缩剂(质量分数 0.5%)制备的蒸汽养护混凝土能够有效抑制高原复杂环境下缩尺梁混凝土收缩徐变及梁体挠度变形，其 1 a 收缩、受压徐变及挠度降幅达 13.2%、11.4%和 13.8%。

2) 编写 ABAQUS 子程序，搭建考虑高原复杂环境温–湿度效应的缩尺梁混凝土长期变形数值计算框架，收缩徐变模拟结果与实测值误差低于 3%。

3) 高原复杂环境的温–湿度效应加剧了纵向截面上应力重分布，导致缩尺梁混凝土收缩徐变和梁体跨中挠度变形均呈现增大的趋势。

4) 通过对缩尺梁混凝土开展长达 50 a 的长期变形模拟计算，进一步验证了采用蒸汽养护工艺、掺入以硅灰–硫酸钙晶须为主要成分的密实改性材料和减缩剂有助于抑制高原复杂环境下混凝土收缩徐变，降低幅度超过 17%。

后续研究中将考虑复杂环境对水分迁移的驱动作用，增加混凝土微裂纹发展对钢筋混凝土构件长期变形性能的影响，实现高原复杂环境下铁路桥梁结构长期变形的精准调控与预测。

**参考文献**:


[1] 张明, 邹笃建, 刘铁军, 等. 高原地区混凝土特殊服役环境时空特性分析与区划[J]. 硅酸盐学报, 2024, 52(11): 3444–3459.
ZHANG Ming, ZOU Dujian, LIU Tiejun, et al. J Chin Ceram Soc, 2024, 52(11): 3444–3459.

[2] 董昊良, 李化建, 石贺男, 等. 高原大温差环境桥墩混凝土开裂机理[J]. 硅酸盐学报, 2024, 52(11): 3394–3407.
DONG Haoliang, LI Huajian, SHI Henan, et al. J Chin Ceram Soc, 2024, 52(11): 3394–3407.

[3] HUI Q X, YAN L, ZHANG Z Q, et al. Shrinkage and creep effect analysis of beam-arch composite bridge based on field test[J]. Structures, 2024, 62: 106187.

[4] 赵煜, 杨冰晨, 药天运, 等. 变荷载作用下 PC 梁徐变理论计算模型研究[J/OL]. 工程力学, 2024: 1–18. (2024-10-21). https://kns.cnki.net/KCMS/detail/detail.aspx filename=GCLX2024101800F&dbname=CJFD&dbcode=CJFQ.
ZHAO Yu, YANG Bingchen, YAO Tianyun, et al. Eng Mech, 2024: 1–18. (2024-10-21). https://kns.cnki.net/KCMS/detail/detail.aspx filename=GCLX2024101800F&dbname=CJFD&dbcode=CJFQ.

[5] HAVLÁSEK P, ŠMILAUER V, NEŽERKA V. Drying-induced deformation in concrete: Insights from a 5-Year study[J]. Constr Build Mater, 2025, 469: 140385.

[6] KIM S G, LEE Y H. Effects of shrinkage variation within beam depth and bending creep on flexural behavior of RC members[J]. Eng Struct, 2021, 249: 113315.

[7] PODHAJECKY A L, ONESCHKOW N, KERN B, et al. Influence of initial moisture content on creep and shrinkage of concrete at constant and cyclic ambient humidity[J]. Mater Struct, 2023, 56(9): 170.

[8] AN M Z, HUANG H F, WANG Y, et al. Effect of thermal cycling on the properties of high-performance concrete: Microstructure and mechanism[J]. Constr Build Mater, 2020, 243: 118310.

[9] SEGAWA M, AILI A, MARUYAMA I. Comparison of shrinkage and mass change of hardened cement paste under gradual drying and rapid drying[J]. CEMENT, 2022, 10: 100047.

[10] WANG H X, LONG G C, XIE Y J, et al. Effects of intense ultraviolet irradiation on drying shrinkage and microstructural characteristics of cement mortar[J]. Constr Build Mater, 2022, 347: 128513.

[11] ZHANG Y R, ZHANG X S, LU Z C, et al. New insight into the effects of silane-modified silica fume on the performance of cement pastes[J]. Cem Concr Res, 2025, 190: 107818.

[12] 孙艺嘉, 贾雅丽, 何征峰, 等. 收缩徐变反向设计提升混凝土早龄期抗裂性能[J]. 硅酸盐学报, 2024, 52(11): 3408–3417.
SUN Yijia, JIA Yali, HE Zhengfeng, et al. J Chin Ceram Soc, 2024, 52(11): 3408–3417.

[13] 何娘者, 李永亮, 曾晓辉, 等. 高原无砟道床混凝土减缩阻裂措施研究[J]. 铁道工程学报, 2022, 39(10): 94–99.
HE Niangzhe, LI Yongliang, ZENG Xiaohui, et al. J Railw Eng Soc, 2022, 39(10): 94–99.

[14] WANG H, ZENG X H, LIU Z R, et al. Effect of nano-$SiO_2$/$CaSO_4$ whisker–silica fume on the strength, drying shrinkage, and capillary water absorption of cement mortar[J]. Arch Civ Mech Eng, 2023, 24(1): 13.

[15] MA G, XIE Y J, TAN Q Q, et al. Effect of steam curing regime on the mechanical properties, drying shrinkage, and microstructure of mortar in high-altitude areas with low air pressure[J]. Constr Build Mater, 2024, 452: 138975.

[16] 张志宾, 徐玲玲, 唐明述, 等. 减缩剂对水泥基材料水化和孔结构的影响[J]. 硅酸盐学报, 2009, 37(7): 1244–1248.
ZHANG Zhibin, XU Lingling, TANG Mingshu, et al. J Chin Ceram Soc, 2009, 37(7): 1244–1248.

[17] ROSSEN J E, LOTHENBACH B, SCRIVENER K L. Composition of C–S–H in pastes with increasing levels of silica fume addition[J]. Cem Concr Res, 2015, 75: 14–22.

[18] ZHANG K, LEI J S, ZUO S H, et al. Early-age thermo-hydro-mechanical properties of reinforced concrete bridge piers on the plateau[J]. Eng Struct, 2024, 310: 118142.

[19] ZHU J S, WANG C, YANG Y B, et al. Hygro-thermal–mechanical coupling analysis for early shrinkage of cast *in situ* concrete slabs of composite beams: Theory and experiment[J]. Constr Build Mater, 2023, 372: 130774.

[20] ZHANG K, LEI J S, WANG Z Y, et al. A numerical algorithm for

damage progression of reinforced concrete bridge piers during air temperature and solar radiation cycles[J]. Eng Struct, 2024, 319: 118876.

[21] 朱劲松, 王彦磊, 张源. 环境温湿度及荷载耦合作用下预应力混凝土梁长期变形分析方法研究[J/OL]. 土木工程学报, 2024: 1–13. (2024-09-24). https://link.cnki.net/doi/10.15951/j.tmgcxb.24060495.
ZHU Jinsong, WANG Yanlei, ZHANG Yuan. China Civ Eng J, 2024: 1–13. (2024-09-24). https://link.cnki.net/doi/10.15951/j.tmgcxb.24060495.

[22] BAŽANT Z P, JIRASEK M, HUBLER M, et al. RILEM draft recommendation: TC-242-MDC multi-decade creep and shrinkage of concrete: Material model and structural analysis: Model B4 for creep, drying shrinkage and autogenous shrinkage of normal and high-strength concretes with multi-decade applicability[J]. Mater Struct, 2015, 48(4): 753–770.

[23] WANG Y L, ZHU J S, SUN Y D. Multi-scale modeling and simulation of bidirectional coupled moisture and heat transfer in concrete[J]. J Build Eng, 2023, 74: 106856.

[24] GONG F Y, YANG Y P, LI P F, et al. Multi-physical analysis of saturation-dependent creep behavior for RC beam under sustained load and wet-dry cycles[J]. Eng Struct, 2024, 309: 117976.

[25] HAVLÁSEK P, ŠMILAUER V, DOHNALOVÁ L, et al. Shrinkage-induced deformations and creep of structural concrete: 1-year measurements and numerical prediction[J]. Cem Concr Res, 2021, 144: 106402.

[26] ZHAN Y L, FAN Z H, HUANG Y Y, et al. Study on shrinkage and creep effect of steel truss-stiffened continuous rigid frame bridge considering variable temperature and relative humidity[J]. Structures, 2024, 61: 106120.

# Long-term Deformation of Scale-Beam Concrete in Complex Plateau Environment

*MA Gang*[1], *LONG Guangcheng*[1], *XIE Youjun*[1], *TANG Zhuo*[1], *WANG Lixing*[1], *WANG Haixu*[1,2]
(1. School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China;
2. School of Materials Science and Engineering, Shenyang Jianzhu University, Shenyang 110168, China)

## Extended Abstract

**Introduction** The plateau region is characterized by low air pressure, diurnal temperature, high annual irradiation, strong dry winds, and other complex environmental factors. These conditions have severe challenges to the shrinkage and creep of railway bridge girders, as well as to the control of their alignment. According to the engineering practice, the creep camber of precast prestressed simply supported girders in the plateau region increases significantly, adversely affecting track smoothness and train safety. It is thus crucial for providing a technical support for the design and construction of railway concrete simply supported box girders to clarify the long-term deformation behavior of beam concrete in this complex environment.

**Methods** Two mix ratios and two curing methods were employed to create three sets of comparative working conditions. The JZ-NC was used for constructing simply supported box girders in Langcangjiang Special Bridge, China, with standard curing (NC). The JZ-SC shared the same composition but utilized steam curing (SC). The LSLC-SC incorporated a densifying modifier, primarily silica fume and calcium sulfate whiskers (3% by mass), along with a shrinkage-reducing agent (0.5% by mass), and also used steam curing. For each group, four scale-beam concrete specimens were prepared, *i.e.*, two for creep testing and two for shrinkage testing. The scale-beam underwent a four-point bending loading mode, with upper and lower spans of 500 mm and 1500 mm, respectively, at a creep load of 2 kN. Strain gauges were installed in the compression and tension zones to monitor strain, while the LVDT displacement sensors measured beam deflection. The specimens were subjected to shrinkage and creep tests in a high-altitude exposure environment at 14 d.

A constitutive model for the long-term deformation of scale-beam concrete under the combined action of wet, heat and force fields was proposed using a software named ABAQUS and the secondary development function, and the long-term deformation of the model beam concrete was simulated.

**Results and discussion** Compared with standard curing, the scale-beam concrete subjected to steam curing shows a reduction of 6.2%, 7.1%, and 6.0% in shrinkage strain, compression zone creep strain, and tension zone creep strain for 365 d, respectively. Under the same curing conditions, the incorporation of dense modified materials and SRA effectively reduces the shrinkage strain of the concrete. The 365-d shrinkage strain, compression zone creep strain, and tension zone creep strain are decreased by 13.2%, 11.4%, and 19.1%, respectively, and the mid-span deflection of the scale-beam is decreased by 13.8%, further verifying the regulatory effects of dense modified materials and shrinkage reducing agent.

The simulation results of the shrinkage and creep of the scale-beam concrete are in a reasonable agreement with the experimental results. The maximum error of the shrinkage strain is no more than 3%, and the maximum error of the creep is no more than 1%. This indicates that the established simulation method can well reproduce the long-term deformation behavior of the scale-beam concrete under the complex plateau environment.

The change in environmental temperature does not cause a uneven deformation in the scale-beam concrete, nor does it result in the warping of the scale-beam body, indicating that the temperature field mainly affects the longitudinal stress distribution of the scale-beam. The change in environmental temperature intensifies the redistribution of stress in the longitudinal section, and increases the shrinkage and creep of the concrete. Based on the micro-strain distribution characteristics caused by relative humidity, the

humidity change does not lead to the warping of the scale-beam, indicating that the humidity field only affects the longitudinal stress distribution of the scale-beam, while the deformation coordination causes the stress to be redistributed between different sections, affecting the water migration and stress balance within the concrete, and exacerbating the shrinkage and creep of the scale-beam concrete.

**Conclusions** Steam-cured concrete was prepared *via* incorporating a dense modified material (*i.e.*, mainly composed of silica fume and calcium sulfate whiskers, with a mass fraction of 3%) and a shrinkage reducer (with a mass fraction of 0.5%) could effectively inhibit the shrinkage, creep and deflection deformation of scale-beam concrete in the complex plateau environment, and its 1-year shrinkage, compression creep and deflection reduction rates could reach 13.2%, 11.4% and 13.8%, respectively.

ABAQUS subroutine was written, and a numerical calculation framework for the long-term deformation of scale-beam concrete considering the temperature-humidity effects of the complex plateau environment was established, and the error between the simulation data and the measured results was less than 3%.

The temperature and humidity changes could mainly affect the longitudinal stress distribution of the scale-beam concrete, and the temperature-humidity effects in the complex plateau environment could intensify the stress redistribution on the longitudinal section, thus increasing shrinkage and creep.

The long-term deformation simulation of the scale-beam concrete at 50 a further verified that using the steam curing process, incorporating the dense modified material mainly composed of silica fume and calcium sulfate whiskers, and the shrinkage reducer could inhibit the shrinkage and creep of the scale-beam concrete in the complex plateau environment with the reduction amplitude of >17%.

**Keywords** scale-beam; concrete; shrinkage and creep; numerical simulation; multi-field coupling of moisture-heat-mechanical