

DOI: 10.11779/CJGE202210021

# 考虑非荷载变形的冻土区灌注桩轴力失真纠偏计算方法

施 瑞<sup>1,2,3</sup>, 温 智<sup>\*1,3</sup>, 高 樯<sup>1,2</sup>, 魏彦京<sup>1,2</sup>

(1. 中国科学院西北生态环境资源研究院冻土工程国家重点实验室, 甘肃 兰州 730100; 2. 中国科学院大学, 北京 100049;

3. 兰州交通大学土木工程学院, 甘肃 兰州 730100)

**摘 要:** 以预埋钢筋计测值间接获取桩体轴力与桩侧摩阻力是桩基监测中的常用手段。然而, 钢筋应力计测值不仅包括施加于桩基的荷载产生的应力, 还包括各种非荷载因素造成的附加应力。因而, 简单地以钢筋和混凝土弹性模量比值来估算混凝土应力, 其结果值得商榷, 多年冻土区尤甚。根据钢筋混凝土桩的实际材料特性, 按相容条件建立计算方程, 考虑混凝土温度变形、冻胀变形、干湿胀缩变形、自生体积变形、徐变变形以及钢筋温度变形, 得出考虑非荷载变形的多年冻土区桩基础混凝土、钢筋实际荷载应力, 最终得到实际荷载引起的桩身轴力、桩侧摩阻力。结果表明: 该计算方法具有其合理性及有效性, 可避免传统方法因非荷载变形带来的轴力失真与无法合理解释的测试结果, 对桩基承载性能分析具有实际意义。

**关键词:** 多年冻土区; 灌注桩; 非荷载变形; 荷载应力; 轴力失真; 纠偏计算方法

中图分类号: TU470

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2022)10-1942-09

**作者简介:** 施 瑞(1991—), 男, 博士研究生, 主要从事寒区岩土工程方面的研究。E-mail: 1113300427@hit.edu.cn

## Correction calculation method for axial force distortion of cast-in-place piles in permafrost regions considering non-load deformation

SHI Rui<sup>1,2,3</sup>, WEN Zhi<sup>\*1,3</sup>, GAO Qiang<sup>1,2</sup>, WEI Yan-jing<sup>1,2</sup>

(1. Northwest Institute of Eco-Environment and Resource, Chinese Academy of Science, Lanzhou 730100, China; 2. University of Chinese

Academy of Sciences, Beijing 100049, China; 3. School of Civil Engineering, Lanzhou Jiaotong University, Lanzhou 730100, China)

**Abstract:** It is a conventional method for pile monitoring to calculate axial force and shaft resistance indirectly according to the values measured by the rebar strain meters which are embedded in piles. However, the measured values from the rebar strain meter include the stress caused by the load applied to the pile foundation and the additional stress caused by various non-load factors. Therefore, it is rather questionable to estimate the concrete stress according to the ratio of elastic moduli between steel bars and concrete, especially in permafrost regions. Based on the actual material properties of reinforced concrete piles and consistency conditions, several equations are established considering the temperature-induced deformation, frost-heave deformation, dry shrinkage and wet-swelling deformation, autogenous deformation, creep deformation of pile concrete, and temperature-induced deformation of steel bars. Considering the non-load deformation, the load-induced stresses of concrete and steel bars of the cast-in-situ piles in permafrost regions are obtained. Finally, the axial force and shaft resistance caused by the actual load are calculated. The results show that the proposed method is reasonable and effective. The new method can avoid axial force distortion and the unreasonable results caused by the traditional method due to non-load deformation. Hence, the proposed method is of practical significance for the bearing performance analysis of pile foundations.

**Key words:** permafrost region; cast-in-situ pile; non-load deformation; load-induced stress; axial force distortion; correction calculation method

## 0 引 言

将应力计(应变计)安装于钢筋笼主筋, 或在主筋表面黏贴应变片来测量钢筋应变、应力, 进而得到桩身轴力与桩侧摩阻力, 是绝大多数原位、模型试验所采取的一种监测测试手段<sup>[1-2]</sup>。其核心思想即为假定钢筋与混凝土在外荷载作用下产生的应变完全一致。

在对多年冻土区钻孔灌注桩的相关试验研究中, 很多

**基金项目:** 国家自然科学基金项目(41771073, 41871061, 41971087); 国家自然科学基金国际交流合作项目(42011530084); 甘肃省国际科技合作专项项目(20YF8WA007)及中国科学院重点部署项目(ZDRW-ZS-2020-1)共同资助项目

**收稿日期:** 2021-08-31

**\*通信作者** (E-mail: wenzhi@lzb.ac.cn)

学者也采用了上述方法<sup>[3-4]</sup>。但值得注意的是, 混凝土在硬化过程中会发生自由体积变形, 该变形属于非荷载变形, 在外荷载未施加前就已经形成、发展。因而钢筋也会在混凝土硬化过程中产生相应的非荷载应变, 导致对桩体受力状态的监测出现误差。相关研究已观测到即使在测试桩埋设初期, 桩体未承受明显外力的情况下, 各测点也存在应变变化, 推断此现象应由混凝土收缩等引起, 但未深入研究<sup>[5]</sup>。

混凝土在非荷载作用下产生的自由体积变形会使钢筋产生非荷载应变, 进而导致混凝土与钢筋产生不一致的应力状态, 若将其忽略, 将引起显著误差。赵志仁<sup>[6]</sup>指出, 仅忽略自生变形, 计算所得的弹性应力最大误差高达 2.79 MPa。鉴于此, 大批学者就如何从实测的钢筋应力得到混凝土的荷载应力开展了大量研究。邵乃辰<sup>[7]</sup>提出荷载应力与非荷载应力的概念, 并指出非荷载应力是引起钢筋应力测值混乱的根本原因。赵志仁等<sup>[8]</sup>、冯兴常<sup>[9]</sup>、储海宁<sup>[10]</sup>根据钢筋混凝土的受力特性及影响因素, 得到了由钢筋应力推算混凝土荷载应变的关系式。对于其中的混凝土徐变, 朱伯芳<sup>[11]</sup>提出了精度、效率更高的隐式解法。冯波等<sup>[12]</sup>对混凝土应力计算中的变形法进行了误差分析, 并提出应力在各时段内线性变化的假定对其进行改进。然而, 上述研究均围绕混凝土大坝坝体应力应变开展, 纵观桩基室内试验及原位监测, 考虑非荷载变形影响的桩基承载性能研究, 尚未见报道。

非荷载作用对多年冻土区桩基应力监测存在尤为显著的影响。不同于一般地区, 多年冻土区灌注桩存在两个温度变化阶段: I 水泥水化放热升温阶段; II 地基回冻阶段。放热升温阶段, 桩基温度升高, 钢筋受热膨胀, 与此同时, 混凝土逐渐开始硬化, 钢筋附近的握裹混凝土强度逐渐形成, 钢筋-混凝土间存在一定程度的黏结强度。地基回冻阶段, 桩基温度降低, 桩体混凝土与钢筋发生降温收缩, 由于二者热膨胀系数存在不一致性<sup>[13]</sup>, 且钢筋-握裹混凝土间已存在一定黏结力, 因而钢筋-握裹混凝土间会产生不容忽视的相互作用内应力, 使得钢筋因该非荷载作用而处于受拉状态, 最终导致根据钢筋应力得到的桩身计算轴力失真。加之桩身混凝土存在自生变形、干缩和湿胀变形、冻胀变形及徐变变形等, 使得钢筋受到多种非荷载效应的叠加作用, 钢筋-混凝土间相互作用错综复杂。在各类非荷载变形的耦合作用下, 钢筋非荷载应力不容忽视, 是钢筋混凝土桩基原位监测、室内试验, 尤其多年冻土条件下, 亟需认识、厘清, 并考虑的关键科学问题。

依托中国科学院青藏高原北麓河冻土工程与环境综合观测研究站(以下简称“北麓河冻土站”)改扩

建工程, 自 2016 年 9 月起, 对站房钢筋混凝土桩基承载性能进行了长期监测, 利用 3 a 内的监测数据, 本文分析了桩基自灌注后的地温、轴力变化, 考虑了桩基自灌注后因混凝土自生变形、温度变形、干缩和湿胀变形、冻胀变形及徐变变形等而产生的非荷载作用, 提出钢筋混凝土灌注桩桩体计算轴力纠偏计算方法, 以避免各类非荷载变形耦合作用下引起的计算轴力失真问题。

## 1 原位试验概况与计算方法

### 1.1 工程概况

北麓河冻土站位于青藏高原连续多年冻土区腹地风火山北麓的山前盆地(34°49.747' N, 92°56.109' W, 海拔 4628 m)。浅层地层主要为黏性土, 厚度 1~6 m<sup>[14]</sup>; 活动层厚度 2.5~3.0 m, 监测点冻土上限深度约 3.05 m; 上限以下普遍存在含土冰层, 厚度 1~4 m, 体积含冰量逾 50%, 多为悬浮状构造<sup>[15]</sup>; 以下为强—全风化沉积泥岩, 局部夹有强风化砂岩。该地区属青藏高原高原山地半干旱气候, 年平均降水量 290 mm, 年平均蒸发量 1316.9 mm<sup>[16-17]</sup>; 年平均气温-3.8℃, 年平均地温-2.0℃至-0.5℃<sup>[18]</sup>, 图 1 为监测场地年内地温曲线。

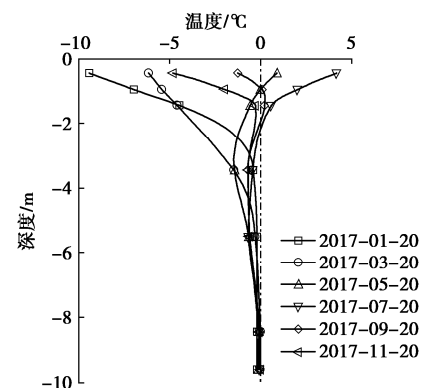


图 1 北麓河站 2017 年内地温曲线

Fig. 1 Curves of ground temperature at Beiluhe Station in 2017

北麓河冻土站站房基础采用钻孔灌注桩基础形式, 桩径 0.8 m, 桩长 10 m。水泥采用祁连 42.5, 防冻剂采用 WN-D; 选用 C30 混凝土, 主筋采用 20 $\Phi$ 16。灌注桩浇筑于 2016 年 9 月 26 至 29 日, 2017 年 7 月开始上部结构施工, 同年 8 月完工。

### 1.2 监测方案

钢筋应力监测采用 VWR-16 钢筋计, 量程为 -200~300 MPa, 精度 0.1 kPa。该钢筋计可同时监测温度, 量程为 -40~150℃, 精度 0.1℃。桩基布置与测桩位置及传感器布置见图 2 (a), (b)。灌注桩浇筑完成 12 h 后传感器开始自动采集。

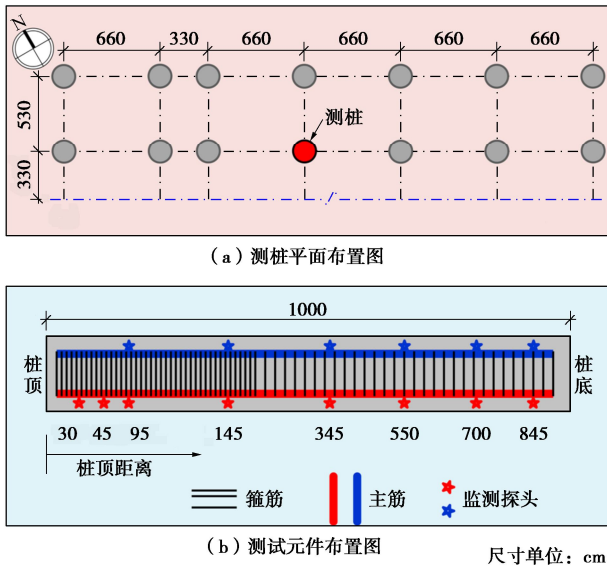


图2 测桩平面及测试元件布置图

Fig. 2 Arrangement of piles and sensors

### 1.3 钢筋混凝土灌注桩轴力计算

假定钢筋与混凝土间存在足够的黏结强度，二者间不存在相对滑移，则钢筋混凝土轴向受压构件截面轴力  $F_N$  由混凝土及钢筋共同承担，可表示为

$$F_N = \sigma_n A_c + \sigma_F A_s \quad (1)$$

式中， $A_s$ 、 $A_c$ 、 $\sigma_F$  及  $\sigma_n$  分别为钢筋与混凝土横截面积、因外荷载作用引起的荷载应力。

考虑混凝土温度应变  $\varepsilon_{c-\Delta T}$ 、冻胀应变  $\varepsilon_f$ 、干湿胀缩应变  $\varepsilon_w$ 、自生应变  $\varepsilon_g$ 、徐变应变  $\varepsilon_{\tau,n}$  及钢筋温度应变  $\varepsilon_{s-\Delta T}$ ，混凝土荷载应变  $\varepsilon_c$  应满足相容条件：

$$\frac{\sigma_s}{E_s} + \varepsilon_{s-\Delta T} = \varepsilon_c + \varepsilon_g + \varepsilon_{c-\Delta T} + \varepsilon_w - \varepsilon_f + \varepsilon_{\tau,n} \quad (2)$$

式中  $\sigma_s$ 、 $E_s$  为钢筋的综合应力和弹性模量； $\varepsilon_{s-\Delta T}$ 、 $\varepsilon_{c-\Delta T}$  为钢筋、混凝土热膨胀系数及温差； $\varepsilon_w$ 、 $\varepsilon_g$ 、 $\varepsilon_f$ 、 $\varepsilon_{\tau,n}$  为混凝土湿胀应变、自生应变、冻胀应变及徐变应变。

令  $\varepsilon_0$  为混凝土非荷载应变：

$$\varepsilon_0 = \varepsilon_g + \varepsilon_w + \varepsilon_{\tau,n} - \varepsilon_f + \varepsilon_{c-\Delta T} \quad (3)$$

则由式 (2) 可得混凝土荷载应变：

$$\varepsilon_c = \frac{\sigma_s}{E_s} + \varepsilon_{s-\Delta T} - \varepsilon_0 \quad (4)$$

### 1.4 变形法计算混凝土徐变应变与荷载应力

由式 (4) 得到的荷载应变  $\varepsilon_c$  是由各种因素引起的接触钢筋的混凝土的应变（故而亦称接触应变），由该应变无法直接得出混凝土应力。本文采用变形法，分时段对混凝土构件截面正应力增量进行求算。

记  $\tau$  为混凝土龄期， $t$  为持荷时长。在混凝土构件龄期为  $\tau$  时对其施加轴向单位力，则其后任意  $t$  时刻，荷载应变  $\delta$  应包括瞬时弹性应变及徐变应变：

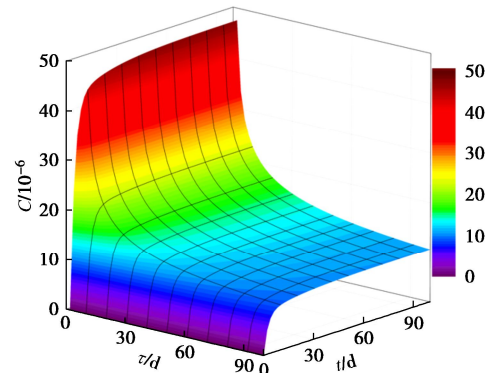
$$\delta(\tau, t) = \frac{1}{E_c(\tau)} + C(\tau, t) \quad (5)$$

式中， $E_c(\tau)$  为龄期混凝土弹性模量， $C(\tau, t)$  为徐变度。

根据张洋<sup>[19]</sup>混凝土试件抗压弹性模量的试验资料，对  $E_c(\tau)$  进行拟合（本文从龄期 12 h，亦即  $\tau \geq 12$  h 后采用该数据），可得 ( $R^2=0.995$ )

$$E_c(\tau) = 43.84 - 33.51e^{-0.38\tau} - 11.22e^{-0.02\tau} \quad (6)$$

徐变度采用张雄等<sup>[20]</sup>的研究结果，加荷龄期、持荷时长与徐变度的关系见图 3。

图3 徐变度与加荷龄期及持荷时长关系图<sup>[20]</sup>Fig. 3 Variation of creep degree by loading age and load-holding duration<sup>[20]</sup>

当混凝土构件应力水平较低（低于其强度极限的 1/2）时，可认为徐变应变与初应力成正比<sup>[21]</sup>，可采用叠加原理计算徐变应变。则于  $\tau$  时刻施加变化荷载，产生正应力为  $\sigma_c(\tau)$ ，相应任意时刻  $t$  时的荷载应变为

$$\varepsilon_c(\tau, t) = \sigma_c(\tau) \delta(\tau, t) \quad (7)$$

假设  $d\tau$  为微小时间增量，相应应力增量为  $d\sigma(\tau)$ ，该应力增量在随后任意时刻产生的荷载应变增量为

$$d\varepsilon_c(\tau, t) = \delta(\tau, t) d\sigma_c(\tau) \quad (8)$$

在持荷时长  $t$  内对荷载应变增量进行积分，同时将式 (7) 一并计入，即可得到于  $\tau$  时施加且持荷时长为  $t$  的变荷载（变应力）作用下考虑徐变的荷载应变为

$$\varepsilon_c(\tau_0, t) = \frac{\sigma_c(\tau, t)}{E_c(\tau, t)} - \int_{\tau}^t \sigma_c(\tau) \frac{\partial \delta(\tau, t)}{\partial \tau} d\tau \quad (9)$$

式中， $\sigma(\tau)$  为初应力， $\sigma(\tau+t)$ ， $E_c(\tau+t)$  为荷载持续作用时长为  $t$ ，亦即荷载作用至  $\tau+t$  时刻的混凝土构件截面正应力与弹性模量。

将扣除非荷载应变的混凝土荷载应变曲线分为若干  $n$  个时段，各时段的起、止时刻依次为  $\tau_0$ ， $\tau_1$ ； $\tau_1$ ， $\tau_2$ ； $\cdots$ ； $\tau_{i-1}$ ， $\tau_i$ ； $\cdots$ ； $\tau_{n-1}$ ， $\tau_n$ ，并将时段  $i$  的中值时刻  $(\tau_{i-1} \sim \tau_i)/2$  记为  $\bar{\tau}_i$ 。若时段  $i$  内应力由  $\tau_{i-1}$  时的  $\sigma_i$  增至  $\tau_i$  时的  $\sigma_i + \Delta\sigma_i$ ，则该时段终止时的荷载应变增量可分为 3 部分：①  $\Delta\sigma_i$  产生的瞬时弹性应变；②  $\Delta\sigma_i$

在时段  $i$  内产生的徐变; ③1 至  $i-1$  所有时段内应力的变化对  $\tau_i$  时刻荷载应变的总影响, 称为承前应变, 记为  $\varepsilon_h$ 。

将每个时段因起始时刻的应力而引起的徐变进行叠加, 即可得到至时段  $n$  起始时刻之前所有徐变应变, 若已知有效模量  $E(\tau_i, \bar{\tau}_i)$ , 则  $i$  时段的终止时刻  $\tau_i$  时的混凝土荷载应变  $\varepsilon_c(\tau_i)$  可由式 (4) 得到。

根据式 (9) 及上述时间段划分, 可得  $\tau_{n-1} \sim \tau_n$  时段的承前应变  $\varepsilon_h$ :

$$\varepsilon_h = \sum_{i=0}^{n-1} \Delta\sigma_i \left[ \frac{1}{E_c(\tau_i)} + C(\tau_i, \bar{\tau}_n) \right] \quad (10)$$

式 (10) 表示时段  $\tau_{n-1} \sim \tau_n$  之前的承前应变, 式中  $\bar{\tau}_n$  为时段  $\tau_{n-1} \sim \tau_n$  的中值, 可表示为  $(\tau_{n-1} \sim \tau_n)/2$ 。则该时段应力增量可表示为

$$\Delta\sigma_n = E'_c(\tau_{n-1}, \bar{\tau}_n) \{ \varepsilon_c(\bar{\tau}_n) - \varepsilon_h \} \quad (11)$$

式中,  $E'_c(\tau_{n-1}, \bar{\tau}_n)$  在数值上等于  $\tau_{n-1}$  龄期加荷单位应力且持续作用至  $\bar{\tau}_n$  的轴向总变形的倒数, 亦即  $\bar{\tau}_n$  时刻的有效弹性模量。继而,  $\bar{\tau}_n$  时刻混凝土的实际应力为

$$\sigma_n = \Delta\sigma_n + \sum_{i=0}^{n-1} \Delta\sigma_i = \sum_{i=0}^n \Delta\sigma_i \quad (12)$$

## 1.5 非荷载应变计算

荷载应力是外荷载在构件内引起的应力, 其特点是混凝土和钢筋应力方向 (拉、压) 一致, 且与弹性模量成正比, 工程上常用的计算方法也是基于该原理。非荷载应力 (也称附加应力) 是因钢筋与混凝土本身力学性能差异而产生的构件内应力, 其特点是钢筋与混凝土中应力等大反向。该非荷载应力是造成钢筋计测值混乱的根本原因。而引起非荷载应力的原因主要有: ①混凝土的自生应变; ②因温度变化产生的应变; ③混凝土的干缩和湿胀; ④混凝土冻胀应变; ⑤混凝土的徐变应变。现对上述各应变逐一进行求算。

### (1) 混凝土自生应变 $\varepsilon_g$

混凝土构件的自生变形是由混凝土物理、化学因素所引起的<sup>[22]</sup>。混凝土自生变形一般表现为初期逐渐膨胀, 龄期 1 个月达终值的 1/3, 0.5~1.0 a 基本稳定<sup>[6]</sup>。对李维维等<sup>[23]</sup>的试验结果进行拟合, 可得混凝土自生应变随其龄期的表达式 ( $R^2=0.954$ ):

$$\varepsilon_g(\tau) = 48.16(e^{-0.036\tau} - 1) \times 10^{-6} \quad (13)$$

### (2) 构件温度应变

温度变化导致的混凝土、钢筋应变按下式计算:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{c-\Delta T} &= \alpha_c \Delta T \\ \varepsilon_{s-\Delta T} &= \alpha_s \Delta T \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

式中,  $\alpha_s$ ,  $\alpha_c$  为钢筋、混凝土热膨胀系数,  $\Delta T$  为温差。

$\alpha_s$  约  $12 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ <sup>[24]</sup>; 混凝土为砂浆、骨料组成

的二相复合材料, 其热膨胀系数应由二分量的热力学参数及相对含量决定。假定骨料体积占比为  $c$ , 且各相材料空间分布均匀, 则  $\alpha_c$  可表示为

$$\alpha_c = c \cdot \alpha_a + (1-c) \cdot \alpha_{cm} \quad (15)$$

式中,  $\alpha_a$ ,  $\alpha_{cm}$  为骨料与水泥砂浆的热膨胀系数 (分别取  $9 \times 10^{-6}$ ,  $15 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ )。

根据姚武等<sup>[25]</sup>关于配合比对  $\alpha_c$  影响的研究, C30 混凝土热膨胀系数取  $9.5 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ 。则式 (14) 变为

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{c-\Delta T} &= 9.5 \Delta T \times 10^{-6} \\ \varepsilon_{s-\Delta T} &= 12 \Delta T \times 10^{-6} \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

### (3) 混凝土干缩湿胀应变 $\varepsilon_w$

多年冻土地区钻孔灌注桩灌注成桩时, 为保证桩体混凝土强度形成, 入模温度一般较高 (相关规范规定不得低于  $5^\circ\text{C}$ <sup>[26-27]</sup>); 加之混凝土水化放热 (普通 42.5 硅酸盐水泥水化放热量高达  $330 \text{ kJ/kg}$ <sup>[28]</sup>), 导致桩周一定范围内冻土融化形成富水环境, 使得混凝土在水化初期吸湿膨胀, 后期发生体积干缩。

湿胀干缩应变可按式计算<sup>[6]</sup>:

$$\varepsilon_w = \alpha_w \cdot \Delta w \quad (17)$$

式中,  $\alpha_w$  为湿胀干缩系数,  $\Delta w$  为含水率的改变量。

根据全苏水工科学研究所的试验结果<sup>[6]</sup>, 混凝土湿胀干缩系数变化范围在  $(3.24 \sim 3.58) \times 10^{-3}$  之间, 平均值为  $3.38 \times 10^{-3}$ 。另据李惠明等<sup>[29]</sup>C40 混凝土湿胀干缩应变试验资料, 对其进行拟合可得 ( $R^2=0.979$ )

$$\varepsilon_w(\tau) = (392.29e^{-0.096\tau} - 410.28) \times 10^{-6} \quad (18)$$

对照式 (17), (18), 考虑北麓河冻土站冻土含冰量, 参考全苏水工科学研究所的研究结果, 最终确定混凝土湿胀应变计算式为

$$\varepsilon_w(\tau) = -3.38 \times 10^{-3} \times 0.0225(e^{-0.096\tau} - 1.04) \quad (19)$$

### (4) 混凝土冻胀应变 $\varepsilon_f$

关于混凝土的冻胀应变研究较少, 根据马德群<sup>[30]</sup>的试验研究资料, 饱水程度为 50%, 80% 及完全饱水的混凝土试件, 在第 49~50 次冻融循环过程中, 其中心点处的应变与该点处温度均存在负相关性。考虑混凝土因冻融循环次数  $n$  的增加而导致的冻胀应变增大, 将混凝土冻胀应变进行简化拟合如下:

$$\varepsilon_f = -10T \cdot 0.05n \times 10^{-6} \quad (20)$$

### (5) 混凝土徐变 $\varepsilon_\tau$

混凝土某时刻的徐变等于前序应力增量所引起的徐变之和, 可由承前应变中扣除弹性应变得得到, 亦即

$$\varepsilon_{\tau,n} = \sum_{i=1}^n [\Delta\sigma_i \cdot C(\bar{\tau}_n, \tau_i)] \quad (21)$$

## 1.6 钢筋荷载应力计算

设钢筋为弹性体、混凝土为弹性徐变体, 且满足应变相容条件, 并引入  $k$  为约束系数, 以表征钢筋与

混凝土间的相互约束作用, 则计算钢筋荷载应力  $\sigma_F$ :

$$\sigma_F = \sigma_s + k \cdot E_s (\varepsilon_{s-\Delta T} - \varepsilon_0) \quad (22)$$

式中,  $k$  值一般取值  $0.6 \sim 0.8$  [31], 本文取  $0.7$ 。

混凝土与钢筋的荷载应力  $\sigma_n$ ,  $\sigma_F$  已知后, 即可获得考虑混凝土非荷载作用的钢筋混凝土灌注桩桩截面轴力, 并根据轴力获得桩身侧摩阻力。

## 2 结果与讨论

钢筋与混凝土间黏结强度达到一定量值, 二者不发生相对滑移是本研究的重要前提条件。图 4 (a) 为灌注桩后桩体温度变化曲线, 可见因入模温度为  $10^\circ\text{C}$  且水泥水化放热, 灌注桩初期养护温度为正, 有利于混凝土强度形成发展。其次, 徐有邻等 [32] 指出, 钢筋与混凝土间黏结强度与混凝土抗压强度存在如下关系:

$$\tau_s = 0.1919 f_{cu}^{3/4} \quad (23)$$

另据段运 [33] 的试验结果,  $5^\circ\text{C}$  养护 12 h 后混凝土抗压强度可达  $2.8 \sim 4.6 \text{ MPa}$ , 据式 (23) 可得黏结强度将逾  $400 \text{ kPa}$ 。本研究中灌注桩初期未加载, 故钢筋与混凝土间黏结力较小 (图 4 (b)), 数值均小于  $10 \text{ kPa}$ , 远小于该龄期下的黏结强度。故而灌注桩 12 h 后, 钢筋与混凝土间已形成足够的黏结强度, 二者间不会发生相对滑移, 满足前述计算假定, 可作为分析起始时刻。

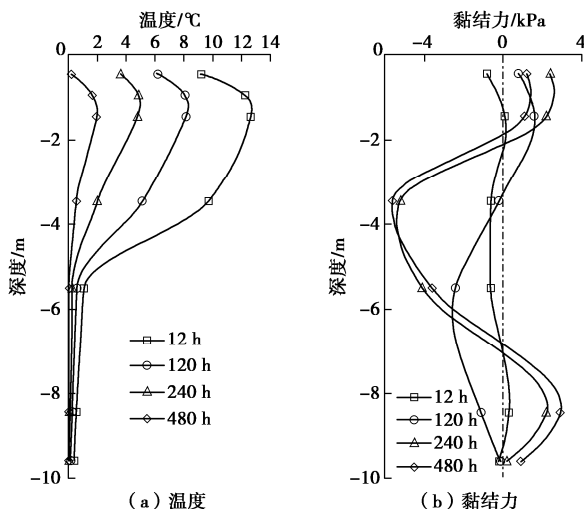


图 4 灌注桩后不同时刻桩体温度曲线与黏结力曲线

Fig. 4 Curves of temperature and bond strength at different moments after pile cast

### 2.1 非荷载应变及其对桩体承载分析的影响

图 5 (a), (b) 分别为非荷载总应变与荷载应变的计算结果。由图 5 可知, 多年冻土区非荷载应变受温度影响较大, 体现为浅层为压应变而随地温波动, 深层为拉应变而后期平缓。对于荷载应变 (图 5 (b)), 因地温变化会引起桩-土接触面强度、刚度变化, 进而影响桩体荷载传递程度, 故荷载应变也存在波动变化, 总体呈深度越大应变越小的趋势。

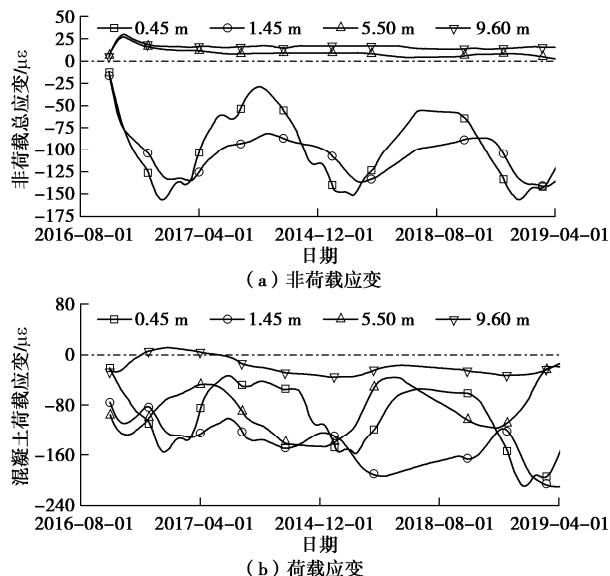


图 5 不同深度处非荷载应变与荷载应变时程曲线

Fig. 5 Time-history curves of non-load strain and load strain at different depths

多年冻土地基冻胀是其区别于一般地区而特有的非荷载作用形式, 图 6 显示了冻胀应变与非荷载应变及荷载应变之比的变化情况。从图 6 (a) 可以看出, 冻胀应变与非荷载应变之比在浅层 (如  $0.45 \text{ m}$ ) 为负值而深部 (如  $5.50 \text{ m}$ ) 为正值, 但总体波动较弱, 这与非荷载应变的构成 (冻胀应变为其分量, 二者波动存在一致性) 及地温沿桩体深度波动衰减有关。从图 6 (b) 可见, 浅层冻胀应变荷载应变之比为负且绝对值最大可达  $20\%$  左右, 说明荷载应变与冻胀应变拉、压状态相反, 且绝对值相当。因深部荷载应变较小, 冻胀应变与荷载应变之比在深部桩体较大, 接近  $70\%$ 。

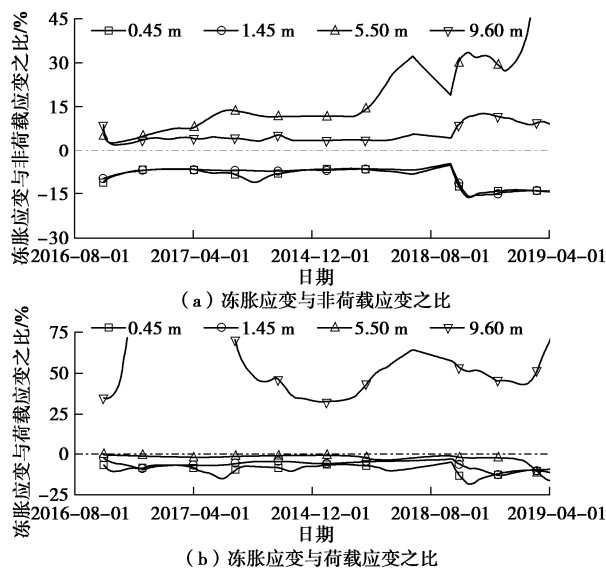


图 6 不同深度处冻胀应变与非荷载应变及荷载应变之比

Fig. 6 Proportion of frost-heave strain to non-load strain and load strain at different depths

采用前述钢筋混凝土灌注桩桩体轴力计算新方法, 可获得考虑非荷载作用的钢筋混凝土灌注桩桩典

型截面轴力 (图 7 (a)) 及桩侧摩阻力 (图 7 (b)), 图中将传统方法所得结果一并给出, 以作比较。

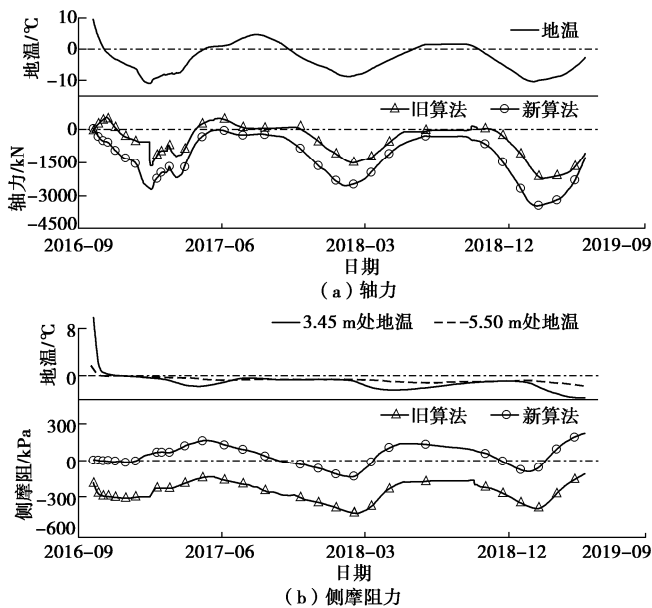


图 7 两种方法所得典型轴力、侧摩阻时程曲线对比

Fig. 7 Comparison between time-history curves of typical axial force and shaft resistance calculated by two methods

## 2.2 新方法的合理性分析

根据传统方法, 由钢筋计测值直接计算桩截面轴力, 部分所得结果无法得到合理解释。如图 7 (a), 传统方法所得结果显示, 监测初期 0.45 m 深度处桩截面呈受拉状态, 无法对其进行合理解释。在考虑混凝土与钢筋间非荷载相互作用后, 计算得到的桩体轴力消除了上述数据处理中因非荷载因素造成的轴力异常, 所得轴力结果更符合常规受力状况。

图 7 (b) 中, 对于桩身侧摩阻力, 传统方法显示, 3.45~5.50 m 桩身侧摩阻力初始值即为负值, 且持续为负, 亦即该区段桩侧不但对桩基整体承载力始终未有贡献, 反而增加了向下的附加作用力, 这与常规的桩基受力状况明显不符。本文方法所得的桩身侧摩阻力更符合常规情况, 同样剔除了桩身侧摩阻力分析中无法合理解释的问题, 可以消除非荷载作用的影响, 更好地反映真实的桩侧摩阻力分布情况。

图 8 为两种计算方法所得桩身轴力 (图 8 (a)) 与桩侧摩阻力 (图 8 (b)) 沿深度分布曲线。根据传统计算方法, 桩体存在很大比例的轴力为正, 亦即桩截面受拉情况 (2017 年 2 月 24 日), 甚至出现整个桩长范围内均处于受拉状态的情况 (2016 年 10 月 15 日)。考虑到桩基础主要作为受压构件 (非塔基横载可忽略), 上述结果显然悖于常理。采用考虑非荷载作用的计算方法后, 桩身轴力曲线明显右移, 且显示冷季

桩身上部受压承载 (2017 年 2 月 24 日), 暖季则由于荷载传递更深, 整个桩长范围内均处于受压承载状态。

相似的, 由图 8 (b) 可知, 传统计算方法所得的桩侧摩阻力在整个桩长范围内均呈负值 (2019 年 2 月 1 日) 或负值—零值 (2018 年 9 月 12 日), 亦即整个桩长范围内桩侧摩阻力均为负摩阻, 桩侧完全未发挥其承载作用, 反而带来了方向向下的附加荷载, 除非整个桩长范围内冻土层大范围融化下沉外, 该结果难以以其他现象合理解释。采用考虑非荷载作用的计算方法后, 上部桩侧摩阻力明显右移, 符合桩侧承载的侧摩阻力分布; 且冷季侧摩阻力明显大于暖季, 与桩土接触面在低温状态下刚度、强度更高的特点相一致。

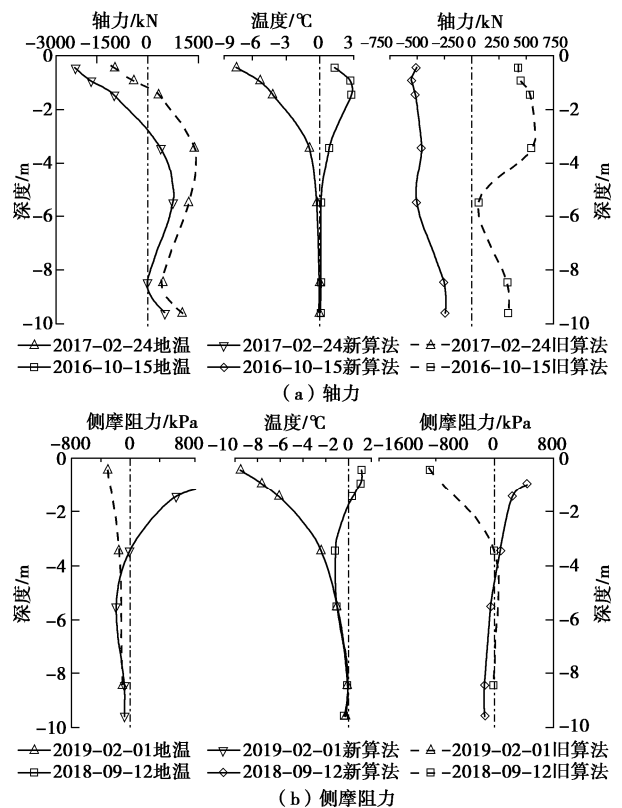


图 8 新、旧方法轴力及侧摩阻力计算结果对比

Fig. 8 Comparison between axial force and shaft resistance by two methods

## 2.3 新方法的有效性分析

定义纠偏度  $\delta$ , 以表征新方法对传统方法的纠偏程度:

$$\delta = \frac{y^*}{y_0} \times 100\% \quad (24)$$

式中,  $y^*$  与  $y_0$  分别为两种方法所得轴力 (拉力为正, 压力为负) 或侧摩阻力 (向上为正, 向下为负)。显然, 若  $\delta$  为负值, 则表明两种法所得结果方向相反。

因混凝土、钢筋非荷载作用具有其时空变异性, 纠偏度  $\delta$  也随时间、空间变化。图 9 为监测期内不同



深度处轴力(图9(a))与不同桩身区段侧摩阻力(图9(b))的纠偏度分布(以计数占比表征)及累计占比曲线。总体上, $\delta$ 集中于以0为中心的某一范围内,亦即表现为向中部集中的大体分布。如深度8.45 m处,数值在 $(-100, 0]$ 与 $(0, 100]$ 范围内的纠偏度分别占总量的34.80%与63.33%(图9(a));3.45~5.50 m桩身区段侧摩阻力 $\delta$ 值在 $(-50, 0]$ 与 $(0, 50]$ 范围内占比分别为60.82%与27.64%(图9(b))。

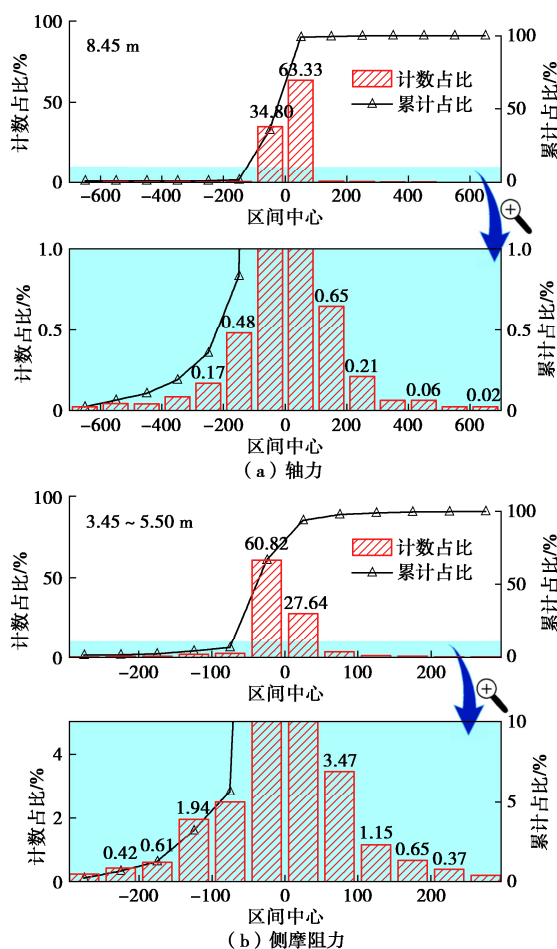


图9 典型轴力、侧摩阻力纠偏度分布直方图及累计占比曲线

Fig. 9 Typical distribution histograms and cumulative proportion curves of correction degree for axial force and shaft resistance

然而,纠偏度较大的情况也占有相当比例。通过下方对应的局部放大图可知,仍有部分 $\delta$ 存在较大数值的情况。局部放大图显示,深度8.45 m处轴力 $\delta$ 值在 $(100 \sim 200]$ 范围内占比达0.65%;3.45~5.50 m桩身区段侧摩阻力 $\delta$ 值在 $(-100, -50]$ 与 $(50, 100]$ 范围内分别达2.50%与3.47%。可见,考虑非荷载作用后,新方法所得轴力、侧摩阻力较之传统方法存在明显差异,表明考虑非荷载作用的计算方法对传统方法有显著的纠偏效果,可以消除非荷载作用对桩基承载性能分析产生的不可忽略的影响,避免得出无法解释的结果。

### 3 结 论

提出了利用钢筋计测值计算桩体由外荷载引起的实际轴力的新计算方法。该方法考虑了钢筋混凝土灌注桩因非荷载应变,包括混凝土温度应变 $\varepsilon_{c-\Delta T}$ 、冻胀应变 $\varepsilon_f$ 、干湿胀缩应变 $\varepsilon_{\omega}$ 、自生应变 $\varepsilon_g$ 、徐变应变 $\varepsilon_{c,n}$ 及钢筋温度应变 $\varepsilon_{s-\Delta T}$ ,所产生的非荷载应力,得到了由实际荷载引起的混凝土荷载应力与钢筋荷载应力,最终得到剔除前述各非荷载作用影响的桩体轴力与桩身侧摩阻力,主要结论如下:

(1)新方法所得结果更符合多年冻土区桩基承载特性,合理解释了传统计算方法出现的悖于常理的结果,包括监测初期桩身受拉、侧摩阻力方向向下等,并纠正了旧方法得出的桩身侧摩阻力对桩基整体承载力贡献过小的问题,表明新方法可以有效消除非荷载作用的影响,从而更加真实地反映桩基受力特征。

(2)新旧轴力计算方法所得结果具有显著差异,纠偏度虽然集中于以0为中心的某一范围内,但也存在相当比例的大纠偏度情况,表明该方法对传统方法的纠正有明显效果,具有其实际意义。

(3)本研究仍存在若干不足之处。对所涉及的各种非荷载应变的估算大都基于对前人研究的拟合、类比,缺少针对性资料;该计算方法仅经过了少量监测数据的验证,因缺少其它工程的实测资料而未能进行范围更大的对比验证,后续还需进行大量试验验证工作。

### 参考文献:

- [1] 张召阳, 吴亚平, 杜兆金, 等. 考虑动载作用冻土桩基传递函数及其影响系数研究[J]. 铁道标准设计, 2020, 64(11): 44 - 50. (ZHANG Zhao-yang, WU Ya-ping, DU Zhao-jin, et al. Study on transfer function and influence coefficient of pile foundation in frozen soil considering dynamic loading[J]. Railway Standard Design, 2020, 64(11): 44 - 50. (in Chinese))
- [2] 王海新, 吴亚平, 孙安元, 等. 循环荷载下冻土桩基力学特性研究[J]. 铁道科学与工程学报, 2017, 14(10): 2111 - 2117. (WANG Hai-xin, WU Ya-ping, SUN An-yuan, et al. Mechanical properties research about frozen soil pile foundation under cyclic loading[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2017, 14(10): 2111 - 2117. (in Chinese))
- [3] 孙学先, 张 慧, 田 明. 多年冻土区灌注桩竖向抗拔承载力试验研究[J]. 岩土力学, 2007, 28(10): 2110 - 2114. (SUN Xue-xian, ZHANG Hui, TIAN Ming. Experimental

- study on vertical pullout capacity of cast-in-site pile in permafrost region[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, **28**(10): 2110 - 2114. (in Chinese))
- [4] 宇德忠, 程培峰, 季 成, 等. 高纬度低海拔岛状多年冻土桩基回冻前后承载力的试验研究[J]. 岩土力学, 2015, **36**(增刊 2): 478 - 484. (YU De-zhong, CHENG Pei-feng, JI Cheng, et al. Experimental study of bearing capacity of island permafrost pile foundation before and after refreezing in low altitude and high latitude area[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, **36**(S2): 478 - 484. (in Chinese))
- [5] 阜新海州露天煤矿, 阜新煤矿学院, 煤炭科学研究院抚顺研究所. 钢轨抗滑桩应力状态的研究[J]. 煤炭科学技术, 1978, **6**(12): 9 - 15. (Opencast Coal Mine Spoils in Haizhou, Fuxin, Fuxin Coal Mining Institute, Fushun Institute, China Coal Research Institute. Study on stress state of rail anti-sliding pile[J]. Coal Science and Technology, 1978, **6**(12): 9 - 15. (in Chinese))
- [6] 赵志仁. 大坝应变及应力的原型观测研究[J]. 人民长江, 1991, **22**(4): 28 - 40. (ZHAO Zhi-ren. Prototype observation research on dam strain and stress[J]. Yangtze River, 1991, **22**(4): 28 - 40. (in Chinese))
- [7] 邵乃辰. 关于钢筋混凝土内的应力分析[J]. 水力发电, 1985, **11**(7): 24 - 27. (SHAO Nai-chen. Stress analysis in reinforced concrete[J]. Water Power, 1985, **11**(7): 24 - 27. (in Chinese))
- [8] 赵志仁, 朱化广. 水工钢筋混凝土结构实测钢筋应力的分析与计算[J]. 水利学报, 1992, **23**(1): 73 - 79. (ZHAO Zhi-ren, ZHU Hua-guang. Analysis and calculation of actual reinforcement stress in hydraulic reinforced concrete structure[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1992, **23**(1): 73 - 79. (in Chinese))
- [9] 冯兴常. 钢筋混凝土结构原型观测资料分析[J]. 水利学报, 1986, **17**(10): 58 - 63. (FENG Xing-chang. Analysis of prototype observation data of reinforced concrete structure[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1986, **17**(10): 58 - 63. (in Chinese))
- [10] 储海宁. 混凝土坝内部观测技术[M]. 北京: 水利电力出版社, 1989. (CHU Hai-ning. Internal Observation Technology of Concrete Dam[M]. Beijing: Water Resources and Electric Power Press, 1989. (in Chinese))
- [11] 朱伯芳. 混凝土结构徐变应力分析的隐式解法[J]. 水利学报, 1983, **14**(5): 40 - 46. (ZHU Bo-fang. An implicit method for the stress analysis of concrete structures considering the effect of creep[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1983, **14**(5): 40 - 46. (in Chinese))
- [12] 冯 波, 张志诚, 董 霞. 混凝土应力计算的变形法误差分析及方法改进[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2007, **35**(2): 217 - 219. (FENG Bo, ZHANG Zhi-cheng, DONG Xia. Error analysis of deformation method for stress calculation of concrete and its improvement[J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2007, **35**(2): 217 - 219. (in Chinese))
- [13] 张子明, 张 研, 宋智通. 基于细观力学方法的混凝土热膨胀系数预测[J]. 计算力学学报, 2007, **24**(6): 806 - 810. (ZHANG Zi-ming, ZHANG Yan, SONG Zhi-tong. Prediction on thermal expansion coefficient of concrete based on meso-mechanics method[J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2007, **24**(6): 806 - 810. (in Chinese))
- [14] 温 智, 盛 煜, 马 巍, 等. 青藏高原北麓河地区原状多年冻土导热系数的试验研究[J]. 冰川冻土, 2005, **27**(2): 182 - 187. (WEN Zhi, SHENG Yu, MA Wei, et al. Experimental studies of thermal conductivity of undisturbed permafrost at beiluhe testing site on the Tibetan Plateau[J]. Journal of Glaciology and Geocryology, 2005, **27**(2): 182 - 187. (in Chinese))
- [15] 盛 煜, 温 智, 马 巍. 青藏铁路北麓河试验段路基保温材料处理措施初步分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2003, **22**(S2): 2659 - 2663. (SHENG Yu, WEN Zhi, MA Wei. Preliminary analysis on insulation treatment of embankment at beiluhe test section of Qinghai-Tibet railway[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003, **22**(S2): 2659 - 2663. (in Chinese))
- [16] 牛富俊, 张鲁新, 俞祁浩, 等. 青藏高原多年冻土区斜坡类型及典型斜坡稳定性研究[J]. 冰川冻土, 2002, **24**(5): 608 - 613. (NIU Fu-jun, ZHANG Lu-xin, YU Qi-hao, et al. Study on slope types and stability of typical slopes in permafrost regions of the Tibetan Plateau[J]. Journal of Glaciology and Geocryology, 2002, **24**(5): 608 - 613. (in Chinese))
- [17] 张明礼, 温 智, 薛 珂, 等. 降水对北麓河地区多年冻土活动层水热影响分析[J]. 干旱区资源与环境, 2016, **30**(4): 159 - 164. (ZHANG Ming-li, WEN Zhi, XUE Ke, et al. The effects of precipitation on thermal- moisture dynamics of active layer at Beiluhe permafrost region[J]. Journal of Arid Land Resources and Environment, 2016, **30**(4): 159 - 164. (in Chinese))
- [18] LUO J, NIU F J, LIN Z J, et al. Recent acceleration of thaw



- slumping in permafrost terrain of Qinghai-Tibet Plateau: an example from the Beiluhe Region[J]. *Geomorphology*, 2019, **341**: 79 – 85.
- [19] 张 洋. 混凝土坝应力应变监测资料分析应用及系统开发研究[D]. 武汉: 长江科学院, 2016. (ZHANG Yang. Research on Stress Strain Monitoring Data Analysis of Concrete Dam and System Development[D]. Wuhan: Changjiang River Scientific Research Institute, 2016. (in Chinese))
- [20] 张 雄, 陈胜宏, 傅少君, 等. 变形法计算混凝土应力的改进[J]. 水力发电学报, 2010, **29**(6): 187 – 192. (ZHANG Xiong, CHEN Sheng-hong, FU Shao-jun, et al. Modification to deformation method of stress computation of concrete[J]. *Journal of Hydroelectric Engineering*, 2010, **29**(6): 187 – 192. (in Chinese))
- [21] 沈蒲生, 梁兴文. 混凝土结构设计原理[M]. 4 版. 北京: 高等教育出版社, 2012. (SHEN Pu-sheng, LIANG Xing-wen. Design Principle of Concrete Structure[M]. 4th ed. Beijing: Higher Education Press, 2012. (in Chinese))
- [22] 赵志仁, 朱化广. 水工混凝土自生变形对应力影响的分析研究[J]. 水利学报, 1990, **21**(3): 52 – 58. (ZHAO Zhi-ren, ZHU Hua-guang. Analysis and research on the effect of hydraulic concrete self-generated deformation on stress[J]. *Journal of Hydraulic Engineering*, 1990, **21**(3): 52 – 58. (in Chinese))
- [23] 李维维, 陈昌礼, 方坤河, 等. 水灰比对外掺氧化镁混凝土自生体积变形的影响[J]. 水电能源科学, 2011, **29**(10): 57 – 59. (LI Wei-wei, CHEN Chang-li, FANG Kun-he, et al. Influence of water cement ratio on autogenous volume deformation of concrete with magnesium oxide[J]. *Water Resources and Power*, 2011, **29**(10): 57 – 59. (in Chinese))
- [24] 鲁智明, 和再良, 陈 刚. 基坑工程监测中钢筋混凝土支撑轴力测试计算方法[J]. 上海地质, 2010, **31**(1): 46 – 49. (LU Zhi-ming, HE Zai-liang, CHEN Gang. Measurement and calculation method of steel concrete bracing axial force in foundation pit monitoring survey[J]. *Shanghai Geology*, 2010, **31**(1): 46 – 49. (in Chinese))
- [25] 姚 武, 郑 欣. 配合比参数对混凝土热膨胀系数的影响[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2007, **35**(1): 77 – 81, 87. (YAO Wu, ZHENG Xin. Effect of mix proportion on coefficient of thermal expansion of concrete[J]. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 2007, **35**(1): 77 – 81, 87. (in Chinese))
- [26] 冻土地区建筑地基基础设计规范: JGJ 118—2011[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012. (Code for Design of Soil and Foundation of Buildings in Frozen Soil Region: JGJ 118—2011[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2012. (in Chinese))
- [27] 冻土地区架空输电线路基础设计技术规程: DL/T 5501—2015[S]. 北京: 中国电力出版社, 2015. (Technical Code for Foundation Design of Overhead Transmission Line in Frozen Soil Region: DL/T 5501—2015[S]. Beijing: China Electric Power Press, 2015. (in Chinese))
- [28] 水工混凝土结构设计规范: DL/T 5057—2009[S]. 北京: 中国电力出版社, 2009. (Design Specification for Hydraulic Concrete Structures: DL/T 5057—2009[S]. Beijing: China Electric Power Press, 2009. (in Chinese))
- [29] 李惠明, 邓春林, 方长远, 等. 沉管混凝土收缩及湿胀变形研究[J]. 水运工程, 2013(6): 24 – 28. (LI Hui-ming, DENG Chun-lin, FANG Chang-yuan, et al. Shrinkage and bulking of concrete for immersed tunnel[J]. *Port & Waterway Engineering*, 2013(6): 24 – 28. (in Chinese))
- [30] 马德群. 冻融循环作用下混凝土内部变形监测及模拟[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2016. (MA De-qun. Monitoring and Simulation of Internal Deformation of Concrete under Freeze-Thaw Cycles[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2016. (in Chinese))
- [31] 赵志仁. 大坝安全监测的原理与应用[M]. 天津: 天津科学技术出版社, 1992. (ZHAO Zhi-ren. Principles and Application of Dam Safety Monitoring[M]. Tianjin: Tianjin Scientific & Technical Publishers, 1992. (in Chinese))
- [32] 徐有邻, 沈文都, 汪 洪. 钢筋砼黏结锚固性能的试验研究[J]. 建筑结构学报, 1994, **15**(3): 26 – 37. (XU You-lin, SHEN Wen-du, WANG Hong. An experimental study of bond-anchorage properties of bars in concrete[J]. *Journal of Building Structures*, 1994, **15**(3): 26 – 37. (in Chinese))
- [33] 段 运. 恒负温与变负温下混凝土强度研究及早期强度计算公式优化[D]. 兰州: 兰州交通大学, 2016. (DUAN Yun. Study of Concrete Strength under Constant Minus-Temperature and Varied Minus-Temperature and Calculation Formula Optimization of Early Strength of Concrete[D]. Lanzhou: Lanzhou Jiatong University, 2016. (in Chinese))