

DOI:10.11918/201906069

沥青胶结料低温临界开裂温度计算的改进方法

徐加秋^{1,3}, 阳恩慧^{1,3}, 李 奥^{1,3}, 黄 兵², 李世佳², 邱延峻^{1,3}

(1. 西南交通大学 土木工程学院, 成都 610031; 2. 四川藏区高速公路有限责任公司, 成都 610000;

3. 道路工程四川省重点实验室, 成都 610031)

摘 要: 针对当前沥青胶结料温度应力和低温临界开裂温度计算方法的局限性, 为找寻一种更好的沥青胶结料温度应力及相应的低温临界开裂温度计算方法, 选取 4 种不同产地的 70# 基质沥青进行旋转薄膜老化 (RTFO) 和压力箱老化 (PAV) 展开研究. 利用 BBR 试验获得沥青胶结料的蠕变柔量, 分别采用 Hopkins & Hamming 算法和 CAM 模型两步计算方法以及 Laplace 变换一步计算方法获得了沥青的温度应力, 基于 SAP 理论计算相应的低温临界开裂温度. 通过统计学方法对计算结果进行比较和分析, 采用相关性分析并结合实测路表温度数据对计算方法予以验证. 结果表明: Laplace 变换一步计算法和 Hopkins & Hamming 算法两步计算法具有良好一致性, 基于 t 检验法的低温临界开裂温度 p 值计算结果达 0.90 以上. Laplace 变换一步计算法与 BBR 试验具有较强的相关性, 临界开裂温度 T_{CR} 与 S/m 指标、Huet 流变模型指标的相关系数分别可达 0.84、0.94. 实测路表温度变化数据的计算结果证明了该方法不仅适用于匀速降温工况, 也适用于任意降温速率下的现场连续变速降温工况.

关键词: 道路工程; 沥青胶结料; 临界开裂温度; 弯曲梁流变试验; 温度应力; 低温性能

中图分类号: U414

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2020)09-0092-09

Improved method for calculating low temperature critical cracking temperature of asphalt binder

XU Jiaqiu^{1,3}, YANG Enhui^{1,3}, LI Ao^{1,3}, HUANG Bing², LI Shijia², QIU Yanjun^{1,3}

(1. School of Civil Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China; 2. Sichuan Tibet Expressway Co., Ltd., Chengdu 610000, China; 3. Key Laboratory of Highway Engineering of Sichuan Province, Chengdu 610031, China)

Abstract: In view of the limitations of the current calculation methods for thermal stress and low temperature critical cracking temperature of asphalt binder and in order to find a better method for calculating thermal stress and corresponding low temperature critical cracking temperature of asphalt binder, the 70# matrix asphalt of four different origins was selected for rotating thin film oven (RTFO) and pressure aging vessel (PAV) tests. The creep compliance of the asphalt binder was obtained by BBR test. The thermal stress of the asphalt were obtained by two-step calculation method of Hopkins & Hamming algorithm and CAM model as well as one-step calculation method of Laplace transform respectively, and the corresponding low temperature critical cracking temperature was calculated based on SAP theory. Calculation results were compared and analyzed by statistical methods. The calculation methods were verified by correlation analysis and combined with measured road surface temperature data. Results show that the one-step calculation method of Laplace transform and the two-step calculation method of Hopkins & Hamming algorithm were in good agreement. The calculation result of p -value of low temperature critical cracking temperature based on t -test was more than 0.90. The Laplace transform one-step calculation method had a strong correlation with the BBR test. The correlation coefficients between the critical cracking temperature T_{CR} and the S/m index as well as the Huet rheological model index reached 0.84 and 0.94, respectively. The calculation results of the measured road surface temperature change data prove that the proposed method is not only suitable for uniform cooling conditions, but also for on-site continuous variable speed cooling conditions at any cooling rate.

Keywords: road engineering; asphalt binder; critical cracking temperature; bending beam rheological test; thermal stress; low temperature performance

目前, 基于温度应力的计算方法已开始广泛用

于沥青路面的服役性能研究, 例如 MEPDG 设计方法^[1]. 国内外学者也对沥青路面温度应力和临界开裂温度的计算展开了大量的研究. 文献[2]证明了时温等效原理可充分表征低温条件下沥青混凝土的刚度与时间、温度相关的特性并初步提出了沥青混凝土的温度应力计算模型; 文献[3]利用 BBR 试验

收稿日期: 2019-06-10

基金项目: 国家自然科学基金(51778541)

作者简介: 徐加秋(1994—), 男, 硕士研究生;

邱延峻(1966—), 男, 教授, 博士生导师

通信作者: 阳恩慧, chyang@home.swjtu.edu.cn

和间接拉伸试验分别计算了沥青混合料的温度应力并进行了比较;文献[4]通过间接拉伸试验和线收缩系数试验提出了一种沥青混合料低温临界开裂温度的确定方法.但这些研究多集中于沥青混合料温度应力的计算,对于沥青胶结料温度应力的计算则鲜有报道.众所周知,沥青混合料主要由沥青和集料两部分组成.而根据美国 SHRP 计划的研究成果,在沥青路面的温度裂缝中,沥青的贡献率为 87%^[5].

《公路沥青路面设计规范》(JTG D50—2017)^[6]增加了低温临界开裂温度作为沥青的低温性能评价指标,但并未具体说明临界开裂温度的计算方法.目前普遍采用弯曲梁流变试验和直接拉伸试验来获得沥青的低温临界开裂温度,通过 BBR 试验获得沥青的蠕变柔量 $D(t)$,利用数学转换得到松弛模量 $E(t)$,最后解卷积积分得到温度应力 $\sigma(t)$ 和相应的低温临界开裂温度 T_{CR} .尽管这种方法被广泛使用,但其存在一定局限性:温度应力计算过程较为繁琐且将 $D(t)$ 转化为 $E(t)$ 这一步骤较为复杂.鉴于此,本文基于 Laplace 变换探索了一种更简洁的沥青胶结料温度应力及相应低温临界开裂温度的计算方法,并利用相关性分析和实测路表温度变化数据对计算方法予以验证.

1 材料与试验

4 种 70# 基质沥青分别为中海油 70#,中石化金陵分公司 70#,国产昆仑 70# 和广东茂名 70#,PG 分级均为 64-22.为方便文章后面表述,用 70#-1 表示第 1 类 70# 基质沥青,其他以此类推.

为模拟实际路面经长期老化后的沥青,对 4 种 70# 基质沥青分别进行旋转薄膜老化 (RTFO) 和压力箱老化 (PAV),并按照 ASTM D6648-08^[7] 对老化后的沥青进行 BBR 试验. BBR 试验的测试温度和低温养护温度为沥青低温等级最低温度以上 10 °C,本次试验所采用的 4 种 70# 基质沥青的 PG 低温等级均为 -22,低温连续分级温度分别为 -27.6、-23.9、-24.7、-25.5 °C,因此本次试验共设置了两个试验温度,分别为 -18 °C (在沥青低温等级以上 4 °C) 和 -12 °C (在沥青低温等级以上 10 °C),用于计算沥青胶结料的温度应力和低温临界开裂温度.对于每种沥青胶结料,浇筑 3 根 $(127 \pm 2) \text{ mm} \times (12.7 \pm 0.05) \text{ mm} \times (6.35 \pm 0.05) \text{ mm}$ 小梁作为平行试件,采用美国 Cannon 仪器公司生产的弯曲梁流变仪分别测量每个试样低温恒温养护 1 h 后在 -18 °C 和 -12 °C 两个试验温度下的劲度模量 S 和劲度模量变化率 m .

2 计算方法

2.1 Hopkins & Hamming 算法和 CAM 模型两步算法

Hills 和 Brien 假设路面为一无限长的受约束条带,采用准弹性梁的力学模型提出了著名的路面温度应力近似计算公式^[8]:

$$\sigma(v) \approx \alpha \sum_{T_s}^{T_f} S(t, T) \Delta T. \quad (1)$$

式中: $\sigma(v)$ 为降温速率 v 下的温度应力, MPa; α 为线收缩系数, $^{\circ}\text{C}^{-1}$; T_s 、 T_f 分别为降温过程中的初始温度和终止温度, $^{\circ}\text{C}$; $\Delta T = T_s - T_f$ 为降温过程中的温度变化, $^{\circ}\text{C}$; $S(t, T)$ 为随时间 t 和温度 T 变化的劲度模量, MPa.

然而,此温度应力计算公式中采用的劲度模量 $S(t, T)$ 无法表征出沥青胶结料作为典型粘弹性材料的应力松弛特性.参考 AASHTO R49-09^[9],采用松弛模量代替公式中的劲度模量,得到温度应力计算公式为

$$\sigma(\xi) = E(\xi - \xi') \varepsilon. \quad (2)$$

其中: $\sigma(\xi)$ 为时刻 ξ 下的温度应力, MPa; $E(\xi - \xi')$ 为时刻 $\xi - \xi'$ 下的松弛模量, MPa; ε 为环境温度下降时的收缩应变; α 为线收缩系数,取 $1.7 \times 10^{-4} \text{ } ^{\circ}\text{C}^{-1}$ ^[9]; ΔT 为降温过程中的温度变化, $^{\circ}\text{C}$.

通过 BBR 试验可以获得沥青胶结料的蠕变柔量为

$$S(t) = \frac{1}{D(t)} = \frac{\sigma}{\varepsilon(t)}. \quad (3)$$

式中: $S(t)$ 为蠕变劲度, MPa; $D(t)$ 为蠕变柔量, MPa^{-1} ; σ 为梁的弯曲应力, MPa; $\varepsilon(t)$ 为梁随时间 t 变化的应变.

Ferry 等的研究表明,可将粘弹性材料的松弛模量和蠕变柔量通过卷积积分相关联^[10],即

$$t = \int_0^t E(t - \tau) D(\tau) d\tau = \int_0^t E(\tau) D(t - \tau) d\tau. \quad (4)$$

其中: E 为松弛模量, MPa; D 为蠕变柔量, MPa^{-1} .

一般采用 Hopkins & Hamming 算法^[11]解上面的卷积积分.为计算温度应力,首先要获得沥青胶结料的松弛模量主曲线.通过 CAM 数学模型对松弛模量数据进行拟合^[12],即

$$E(t) = E_g \left(1 + \left(\frac{t}{\lambda} \right)^{\beta} \right)^{-\frac{k}{\beta}}. \quad (5)$$

其中: E_g 为玻璃态模量,对于本文的沥青胶结料都取 3 GPa ^[9]; λ 、 β 、 k 皆为拟合参数; t 为时间, s.

选取 -18 °C 作为参考温度,将其他试验温度的

松弛模量曲线向参考温度下的曲线水平平移,即可得到参考温度下的松弛模量主曲线. 由 Boltzmann 叠加原理,总的应力等于各个时刻应力松弛的线性叠加,得到温度应力计算的积分式为

$$\sigma(\xi) = \int_0^\xi \frac{d\varepsilon(\xi')}{d(\xi')} E(\xi - \xi') d(\xi'). \quad (6)$$

式(6)中的时间都为某一参考温度下的缩减时间,而不同参考温度下沥青胶结料的松弛特性不同,为计算降温过程中不同温度条件下沥青胶结料的温度应力,应把某一参考温度下的缩减时间转化为不同温度条件下的物理时间,即

$$\xi(t) = \int_0^t \frac{dt'}{a_T}. \quad (7)$$

式中: a_T 为水平移位因子,根据 Williams-Landel-Ferry (WLF) 方程^[13], $\lg a_T = \frac{-C_1(T - T_{ref})}{C_2 + (T - T_{ref})}$, 其中 C_1 、 C_2 皆为常数,与材料性能、参考温度有关, T 、 T_{ref} 分别为试验温度和参考温度. 代入式(6),得到温度应力的最终计算公式为

$$\sigma(t) = \int_0^t \frac{d(\alpha \times \Delta T)}{d(t')} E(\xi(t) - \xi'(t)) d(t'). \quad (8)$$

2.2 拉普拉斯变换一步计算法

基于 Hopkins & Hamming 算法和 CAM 模型计算沥青胶结料的温度应力需分为两步,首先将 BBR 试验得到的蠕变柔量 $D(t)$ 转化为松弛模量 $E(t)$,再由松弛模量求沥青的温度应力. 计算过程较为繁琐,且将 $D(t)$ 转化为 $E(t)$ 这一步骤较为复杂. 为

了简化温度应力计算的过程,本文采用了拉普拉斯变化法,直接由蠕变柔量求温度应力,此方法已成功应用于沥青混合料温度应力的计算^[14].

根据以下等式:

$$D(\xi) = a \times \xi^b + c \times \xi^d, \quad (9)$$

在 -12 ℃ 和 -18 ℃ 的缩减时间域中构建 BBR 试验数据的蠕变柔量主曲线,其中 a 、 b 、 c 和 d 为拟合参数, ξ 为参考温度下的缩减时间.

在理想一维条件下,热应变可表示为^[14]

$$\varepsilon_t = \int_0^\xi D(\xi - \xi') \frac{\partial \sigma}{\partial \xi'} d\xi' + \int_0^\xi \alpha(\xi - \xi') \frac{\partial(\Delta T)}{\partial \xi'} d\xi' = 0. \quad (10)$$

对方程(10)进行拉普拉斯变换,可得

$$\mathcal{L}(\varepsilon_t) = s \times \bar{D}(s) \times \bar{\sigma}(s) + s \times \bar{\alpha}(s) \times \Delta \bar{T}(s) = 0. \quad (11)$$

则温度应力可表示为

$$\bar{\sigma}(s) = -\bar{\alpha}(s) \times \Delta \bar{T}(s) / \bar{D}(s). \quad (12)$$

将式(9)代入式(12),并采用拉普拉斯逆变换和 Stehfest 算法^[15],温度应力最终可表示为

$$\sigma(\xi) = a + b \times \xi^c. \quad (13)$$

将缩减时域下的 $\sigma(\xi)$ 转化为实际时域下的 $\sigma(T, t)$,降温由 10 ℃ 到 -40 ℃,降温速率分别取 0.2、1、5、20 ℃/h.

图 1 为两种温度应力计算方法的对比,从图上可以直观看出,相比于 Hopkins & Hamming 算法和 CAM 模型两步计算法,拉普拉斯变换一步计算法要更为简便.

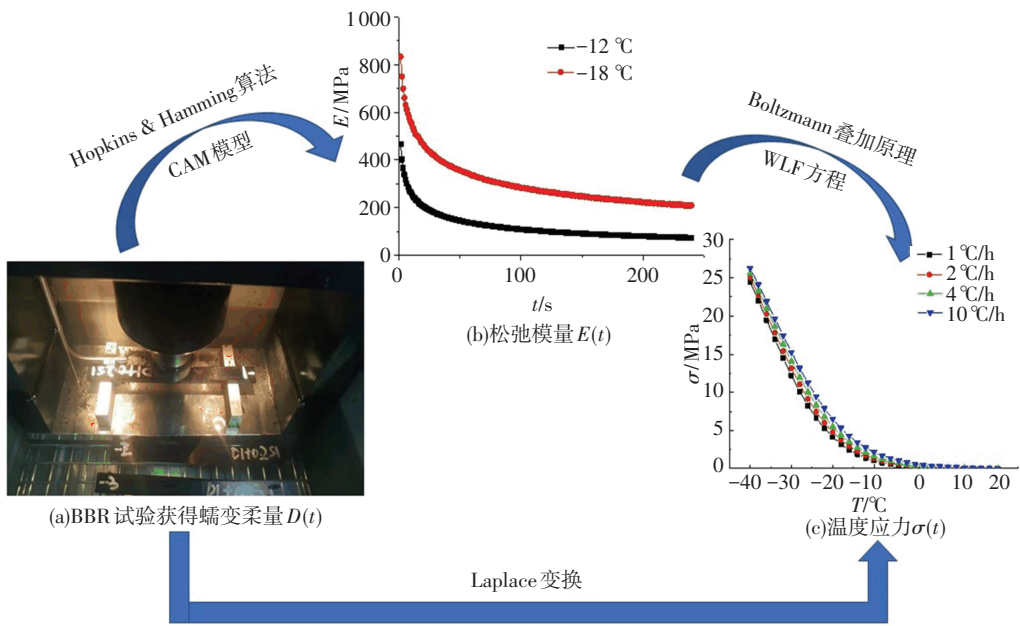


图 1 两种温度应力计算方法的对比

Fig.1 Comparison of two methods for calculating thermal stress

2.3 低温临界开裂温度的确定

早期的研究工作主要通过直接拉伸 (DT) 试验得到沥青胶结料强度数据, 结合 BBR 试验获得的蠕变数据来确定胶结料的低温临界开裂温度^[16], 但是 DT 试验结果重复性较差, 美国公路合作研究计划 (NCHRP) 建议沥青结合料的抗拉强度应在 5 种温度、4 种应变速率、每组 6 个平行试样的组合下确定, 试验量较大^[17]. 而且直接拉伸试验设备成本高, 目前越来越少的制造商对 DT 设备提供升级与维护. 因此, 出现了替代的实验或分析解决方案来估计沥青的临界开裂温度, 如 Kim^[18] 提出的沥青胶结料开裂装置 (asphalt binder cracking device, ABCD) 和 Shenoy^[19] 提出的单渐近线程序 (single asymptote procedure, SAP). 考虑到 ABCD 装置制作的繁琐及成本问题^[18], 本文采用 SAP 理论来计算沥青胶结料的临界开裂温度. Shenoy 提出的 SAP 理论仅通过 BBR 试验蠕变数据来计算沥青胶结料的低温临界开裂温度^[19]. Shenoy 发现, 降温过程中的沥青胶结料温度应力曲线先是缓慢上升, 最后变成急剧上升, 曲线起始端和末尾端的渐近线分别代表温度应力积累的极限曲率. 因而 Shenoy 把两条渐近线的交点作为沥青胶结料的临界开裂温度, 如图 2 所示, 其中 σ 为温度应力, T 为温度, 图中切线与 T 轴的交点即为低温临界开裂温度. Shenoy 的试验结果表明, 基于 SAP 理论的计算结果与 DTT 试验结果具有极好的相关性. 在绝大多数情况下两者差异小于 1.5 °C, 最大差异约为 2.0 °C, 相关系数达 0.9 以上^[19].

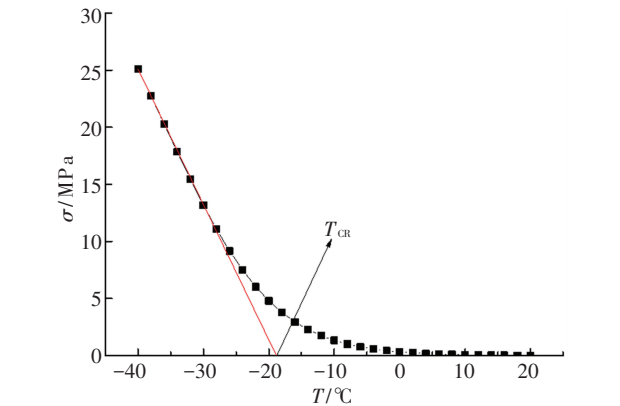


图 2 SAP 理论
Fig.2 SAP method

3 试验结果与分析

3.1 BBR 试验结果

4 种 70# 基质沥青的 BBR 试验结果如图 3 所示. 图中 CoV 表示变异系数 (coefficient of variation). BBR 试验的蠕变劲度 S 越小, 蠕变劲度变化率 m 越

大, 沥青低温性能越好, 由图中 BBR 试验的蠕变劲度 S 和蠕变劲度变化率 m 结果可以直观地判断出, 4 种 70# 沥青中 70#-1 和 70#-4 性能最优, 70#-3 性能较好, 70#-2 性能最劣.

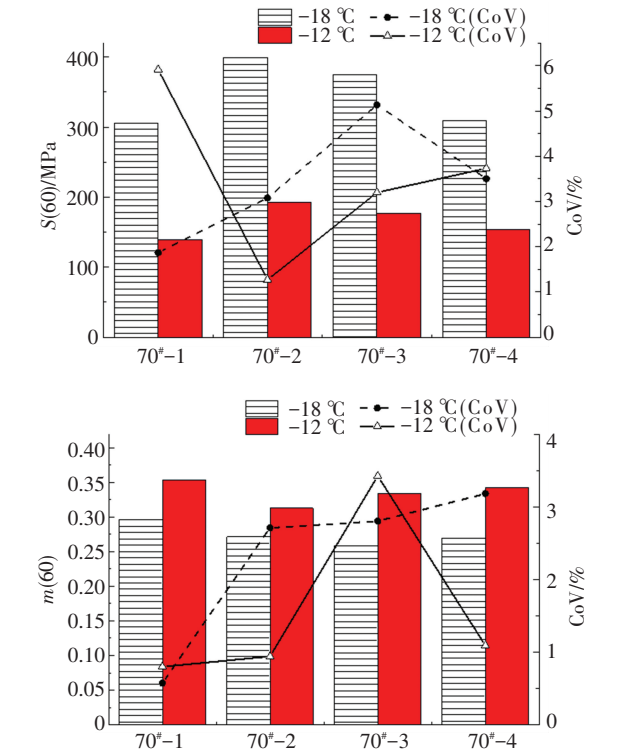


图 3 $S(60)$ 和 $m(60)$ 试验结果
Fig.3 Test results of $S(60)$ and $m(60)$

根据 ASTM D7643-10^[20], 计算得到 4 种 70# 基质沥青的低温 PG 分级, 见表 1. 其中, $T_c(S)$ 为沥青胶结料蠕变劲度 $S = 300$ MPa 时的临界温度, °C; $T_c(m)$ 为沥青胶结料蠕变劲度变化率 $m = 0.3$ 时的临界温度, °C; T_c 为沥青胶结料的低温连续分级, °C. 由沥青的低温 PG 结果可知, 4 种 70# 沥青的性能从优到劣排序为 70#-1、70#-4、70#-3、70#-2. 这与上面蠕变劲度 S 和蠕变劲度变化率 m 的分析结果基本一致.

表 1 4 种基质沥青的低温 PG			
Tab.1	Low-temperature PG of four matrix asphalt		
沥青种类	$T_c(S)$	$T_c(m)$	T_c
70#-1	-27.8	-27.6	-27.6
70#-2	-25.6	-23.9	-23.9
70#-3	-26.2	-24.7	-24.7
70#-4	-27.7	-25.5	-25.5

3.2 两种温度应力计算方法的结果对比

3.2.1 统计学分析方法

为更好地比较两种温度应力计算方法结果的差异, 本文采用显著性水平为 5% ($\alpha = 0.05$) 的 t 检验法来对计算结果进行分析, 对本文计算结果设置了

两个统计假设. 假设 1: 温度应力 σ (低温临界开裂温度 T_{CR}) 近似服从正态分布; 假设 2: 温度应力 σ (低温临界开裂温度 T_{CR}) 具有相同(或相似)的标准差.

假设检验为

$$\mu_A(\sigma, T_{CR}) = \mu_B(\sigma, T_{CR}), \text{原假设}; \tag{14}$$

$$\mu_A(\sigma, T_{CR}) \neq \mu_B(\sigma, T_{CR}), \text{备择假设}. \tag{15}$$

其中 $\mu_A(\sigma, T_{CR})$ 、 $\mu_B(\sigma, T_{CR})$ 分别为不同组别 70# 基质沥青 σ 或 T_{CR} 计算结果的平均值.

采用 t 统计量作为检验统计量^[21], 即

$$t = \frac{\mu_A(\sigma, T_{CR}) - \mu_B(\sigma, T_{CR})}{S_p(\sigma, T_{CR}) \times \sqrt{\frac{1}{n_A} + \frac{1}{n_B}}}. \tag{16}$$

式中 n_A 、 n_B 分别为 A、B 两组试验样本数量, 即平行试件数, 都为 3; $S_p(\sigma, T_{CR})$ 为合并样本标准差, 计算公式^[21]为

$$S_p(\sigma, T_{CR}) = \sqrt{\frac{(n_A - 1) \times S_A^2(\sigma, T_{CR}) + (n_B - 1) \times S_B^2(\sigma, T_{CR})}{n_A + n_B - 2}}. \tag{17}$$

其中: $S_A^2(\sigma, T_{CR})$ 、 $S_B^2(\sigma, T_{CR})$ 分别为 A、B 两组基质

沥青 σ 或 T_{CR} 计算结果的方差; 统计自由度 $DF = n_A + n_B - 2 = 4$.

最后, 基于 t 检验法输出的结果 p 值来比较两种温度应力计算方法结果的差异. 当 p 值 < 0.05 , 统计学上则认为两组数据存在显著差异, 即两种温度应力计算结果存在显著差异.

3.2.2 温度应力计算结果对比

4 种 70# 基质沥青在不同降温速率下的温度应力计算结果如图 4 所示. 其中 H&H (0.2 $^{\circ}\text{C}/\text{h}$)、La (0.2 $^{\circ}\text{C}/\text{h}$) 分别为 0.2 $^{\circ}\text{C}/\text{h}$ 降温速率下基于 Hopkins & Hamming 算法和基于拉普拉斯变化法得到的沥青胶结料温度应力, 其他以此类推.

由图 4 可知, 不同降温速率下沥青胶结料温度应力积累趋势是一样的, 应力曲线先是缓慢上升, 而后逐渐变为急剧上升; 随着降温速率的增加, 温度应力曲线 σ 值变大, 沥青胶结料的温度应力增大, 沥青更容易开裂. 由图 4 还可以得到, 两种温度应力计算方法得到的结果是非常接近的, 从温度应力曲线上很难看出区别. 因而, 本文采用 t 检验法的 p 值计算结果来评价两种温度应力计算方法结果的差异.

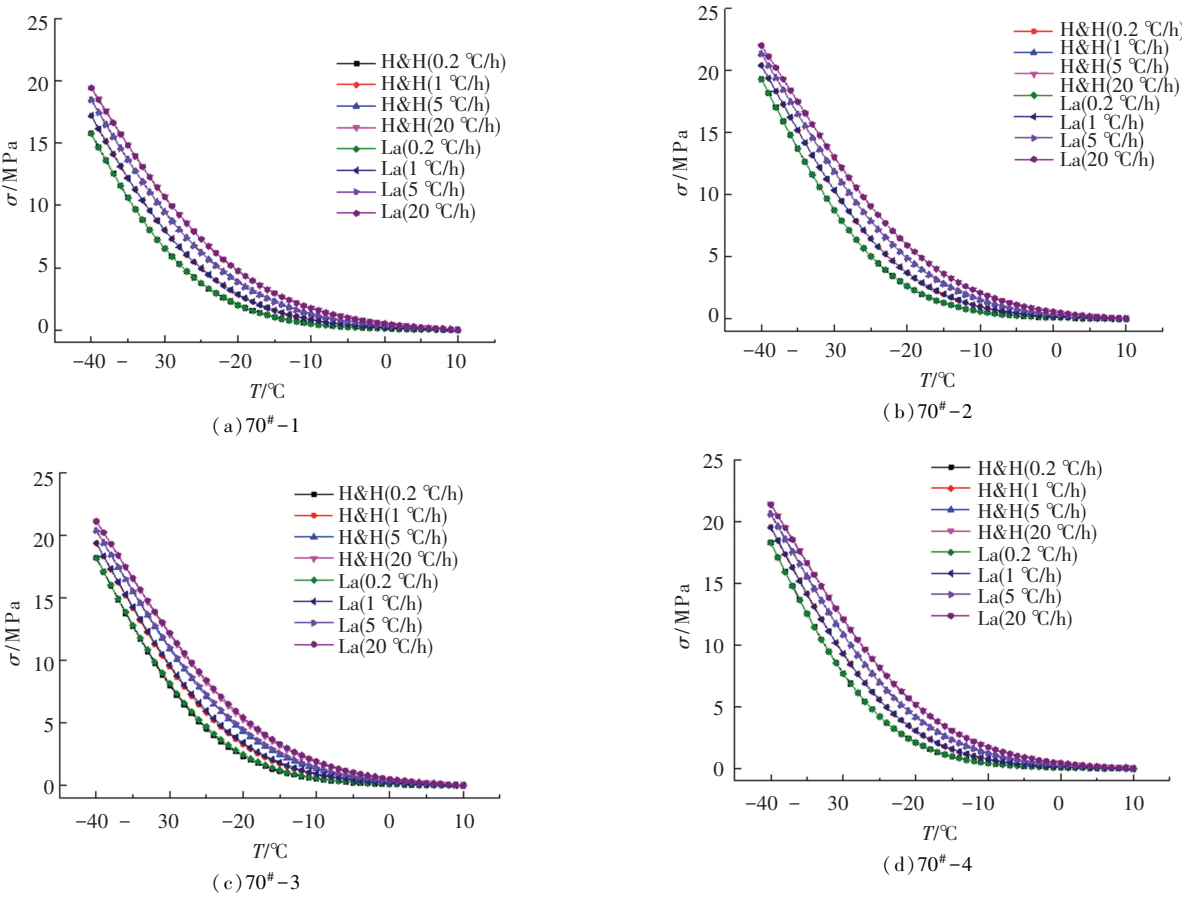


图 4 沥青的温度应力
Fig.4 Thermal stress of asphalt

4 种不同降温速率下,4 种 70[#]基质沥青的温度应力 σ 基于 t 检验法的 p 值计算结果如图 5 所示,其中红线代表 p 值等于 0.05 时的临界值. 由 p 值计算结果可知,基于 Hopkins & Hamming 算法和基于拉普拉斯变化法得到的沥青胶结料温度应力不存在

显著差异. 除 70[#]-1 基质沥青在两种温度应力计算方法下的计算结果相关性极高, p 值接近 1 外,另外 3 种 70[#]基质沥青的 p 值在特定温度(-10~-30 ℃)时会减小,其他温度条件下的 p 值保持较大值,但减小后的 p 值仍远大于 0.05.

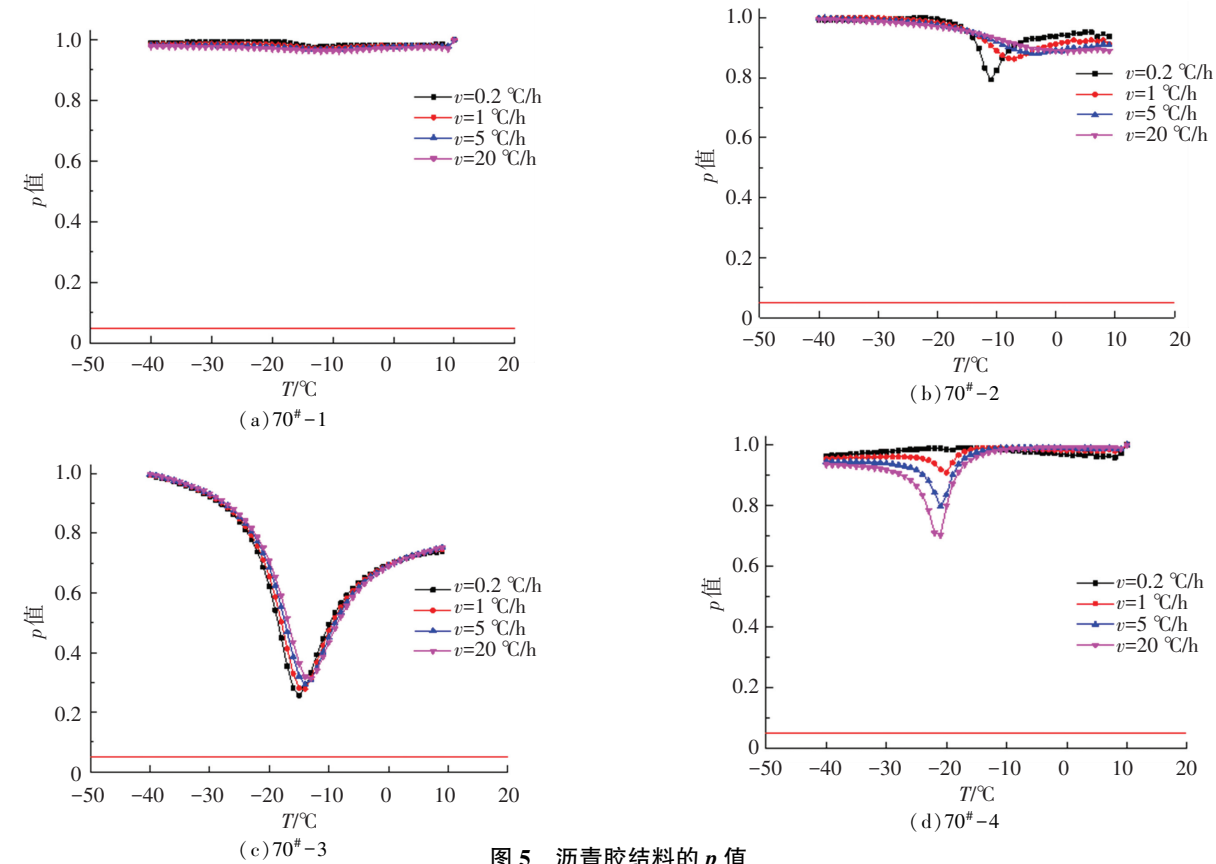


图5 沥青胶结料的 p 值
Fig.5 p -value of asphalt binder

3.2.3 低温临界开裂温度计算结果对比

两种温度应力计算方法下的低温临界开裂温度的计算结果见表 2,两种温度应力计算方法 t 检验法的 p 值计算结果见表 3. 其中 v 为降温速率, v 分别取 0.2、1、5、20 ℃/h; T_{CR} 为低温临界开裂温度,℃. Hopkins & Hamming 算法和 Laplace 算法分别指基于 Hopkins & Hamming 法和 Laplace 变换法的计算结果. 由表 2 可以得到以下结论:1)随着降温速率的增加,沥青胶结料的低温临界开裂温度升高,降温速率从 0.2 ℃/h 变为 20 ℃/h 时 T_{CR} 上升了约 6 ℃,降温速率

越快沥青越容易开裂;2)由低温临界开裂温度的结果可知,4 种 70[#]基质沥青的性能由优到劣排序为 70[#]-1、70[#]-4、70[#]-3、70[#]-2,这与前文得到的结论是一致的;3)基于 Hopkins & Hamming 法和基于 Laplace 变换法得到的 T_{CR} 计算结果非常接近,Laplace 变换法得到的 T_{CR} 要略低于 Hopkins & Hamming 法,但二者之间的最大差异不超过 0.04 ℃,且随着降温速率的增大,两种计算方法得到的 T_{CR} 差异也会随之增大;4)从 p 值计算结果中可以得到,两种温度应力计算得到的 T_{CR} 不存在显著差异, p 值基本在 0.9 以上,相关性极高.

表 2 两种方法的 T_{CR} 计算结果

Tab.2 Calculation results of T_{CR} of two methods

$v / (^\circ\text{C} \cdot \text{h}^{-1})$	$T_{CR} / ^\circ\text{C}$							
	Hopkins & Hamming 法				Laplace 法			
	70 [#] -1	70 [#] -2	70 [#] -3	70 [#] -4	70 [#] -1	70 [#] -2	70 [#] -3	70 [#] -4
0.2	-24.804	-22.780	-23.235	-24.127	-24.802	-22.777	-23.236	-24.124
1	-22.913	-20.457	-21.130	-21.956	-22.919	-20.459	-21.136	-21.967
5	-20.852	-17.966	-18.870	-19.593	-20.868	-17.975	-18.882	-19.620
20	-18.958	-15.725	-16.828	-17.435	-18.985	-15.741	-16.845	-17.478

表 3 两种方法的 p 值计算结果

Tab.3 Calculation results of p -value of two methods

$v/(\text{℃}\cdot\text{h}^{-1})$	p 值			
	70 [#] -1	70 [#] -2	70 [#] -3	70 [#] -4
0.2	0.995	0.994	0.999	0.996
1	0.976	0.996	0.997	0.991
5	0.937	0.988	0.994	0.980
20	0.894	0.983	0.992	0.973

3.3 计算方法的验证

3.3.1 Huet 流变模型

本文通过 Huet 流变模型^[22]对 70[#]基质沥青的 BBR 试验数据进行拟合. Huet 流变模型由一个弹簧元件和两个缓冲元件串联而成,如图 6 所示. 缓冲元件(parabolic element)是一种等同于弹簧元件和粘壶元件的模型元件,蠕变柔量形式类似于抛物线. Huet 模型中蠕变柔量可表示为

$$D(t) = \frac{1}{S(t)} = \frac{1}{E_g} \left[1 + \frac{\delta \left(\frac{t}{\tau} \right)^k}{\Gamma(k+1)} + \frac{\left(\frac{t}{\tau} \right)^h}{\Gamma(h+1)} \right].$$

(18)

其中: $D(t)$ 、 $E(t)$ 分别为蠕变柔量和蠕变劲度; E_g 为玻璃态模量,取 3 GPa^[9]; δ 为无量纲常数; k 、 h 为缓冲元件的粘弹参数, $0 < k < h < 1$; τ 为特征时间,与材料的松弛性能相关; Γ 为伽马函数, $\Gamma(n+1) = n\Gamma(n)$.

Huet 流变模型的 k 、 h 值拟合结果见表 4. 表 5 对不同 70[#]基质沥青的 k 、 h 值拟合结果进行了 t 检验法 p 值计算, p 值 < 0.05 时加粗表示.

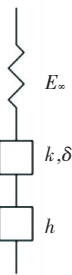


图 6 Huet 模型

Fig.6 Huet model

Huet 和 Falchetto 等的研究表明越硬的材料对应的 Huet 模型 k 、 h 值越低^[17,22],即低温抗裂性能越差. 由表 4 可以看出,4 种 70[#]基质沥青的低温性能由优到劣的排序为 70[#]-1、70[#]-4、70[#]-3、70[#]-2,这验证了前文 BBR 试验、低温临界开裂温度得到的结论. 由表 5 中的 p 值计算结果可知,70[#]-1 的低温性能要显著优于 70[#]-3、70[#]-2,70[#]-4 的低温性能要显著优于 70[#]-2,其他沥青之间的性能无显著差异.

表 4 Huet 模型参数结果

Tab.4 Results of Huet model parameters

沥青种类	k	h	R^2
70 [#] -1	0.208 5	0.590 9	0.999 9
70 [#] -2	0.080 0	0.353 8	0.999 9
70 [#] -3	0.120 0	0.432 3	0.999 9
70 [#] -4	0.166 3	0.526 5	0.999 9

表 5 Huet 模型参数的 p 值计算结果

Tab.5 Calculation results of p -value of Huet model parameters

沥青种类	k 的 p 值	h 的 p 值
70 [#] -1vs70 [#] -2	0.013 0	0.007 1
70 [#] -1vs70 [#] -3	0.026 8	0.015 1
70 [#] -1vs70 [#] -4	0.085 1	0.065 7
70 [#] -2vs70 [#] -3	0.105 6	0.047 8
70 [#] -2vs70 [#] -4	0.020 2	0.007 6
70 [#] -3vs70 [#] -4	0.065 3	0.023 5

3.3.2 相关性分析与实测温度数据验证

为验证本文计算方法的有效性,考虑到弯曲梁流变试验应用较为广泛,将按照本文计算方法得到的低温临界开裂温度 T_{CR} 与 BBR 试验得到的蠕变劲度 S 、蠕变劲度变化率 m 、综合评价指标 S/m ,并结合 Huet 流变模型得到的 k 、 h 值进行相关性分析. 分析结果见表 6 和图 7,其中 v 为降温速率. 由于两种温度应力得到的 T_{CR} 基本一致,因此这里只选用了基于 Laplace 变换法的计算结果进行分析,由分析结果可得出以下结论:1) 蠕变劲度 S 与临界开裂温度 T_{CR} 的相关系数在-12 ℃试验温度时可达 0.93 以上,在-18 ℃时达 0.78 以上,相关性较好;蠕变劲度变化率 m 在-12 ℃试验温度时可达 0.93 以上,相关性极好,在-18 ℃时为 0.55 左右,相关性一般. 研究^[23]表明,单一的蠕变劲度 S 或蠕变劲度变化率 m 仅单独考虑了沥青的模量或松弛能力,存在片面性. 因此,综合考虑沥青的变形能力和松弛能力,采用 S/m 来评价沥青性能更为准确. S/m 与临界开裂温度 T_{CR} 的相关系数在-12 ℃和-18 ℃时分别达到了 0.93 和 0.84 以上,相关性极强,这证明了本文计算方法的有效性. 而 Huet 流变模型得到的 k 、 h 值与临界开裂温度 T_{CR} 的相关性分析结果再次证明了这一点. 2) 由表 6 可以看出,随着降温速率的增大,各指标与临界开裂温度 T_{CR} 的相关系数逐渐减小,相关性减弱. 本文认为这是由于 BBR 试验是在固定试验温度下进行的试验,Huet 模型也是基于 BBR 试验数据建立的模型,而临界开裂温度 T_{CR} 是降温条件下得到的开裂温度. 降温速率越大,两者差异越大,因此增大降温速率会减弱各指标与临界开裂温度 T_{CR}

的相关性. 但当降温速率为 $20\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{h}$ 时, S/m 、 k 、 h 值与临界开裂温度 T_{CR} 的相关系数仍达到 0.836 以上, 这说明本文的计算方法在这种急剧降温条件下仍具有有效性.

表 6 相关系数计算结果
Tab.6 Calculation results of correlation coefficients

$v/(\text{ }^{\circ}\text{C}\cdot\text{h}^{-1})$	S		m		S/m		k	h
	$-12\text{ }^{\circ}\text{C}$	$-18\text{ }^{\circ}\text{C}$	$-12\text{ }^{\circ}\text{C}$	$-18\text{ }^{\circ}\text{C}$	$-12\text{ }^{\circ}\text{C}$	$-18\text{ }^{\circ}\text{C}$		
0.2	0.991 0	0.922 9	0.994 1	0.553 5	0.985 3	0.963 0	0.992 0	0.986 6
1	0.982 1	0.879 5	0.9827	0.556 3	0.975 7	0.923 4	0.995 2	0.983 7
5	0.960 9	0.830 4	0.959 6	0.553 0	0.954 0	0.877 8	0.984 7	0.967 6
20	0.937 0	0.787 0	0.934 2	0.547 0	0.929 6	0.836 8	0.968 6	0.947 3

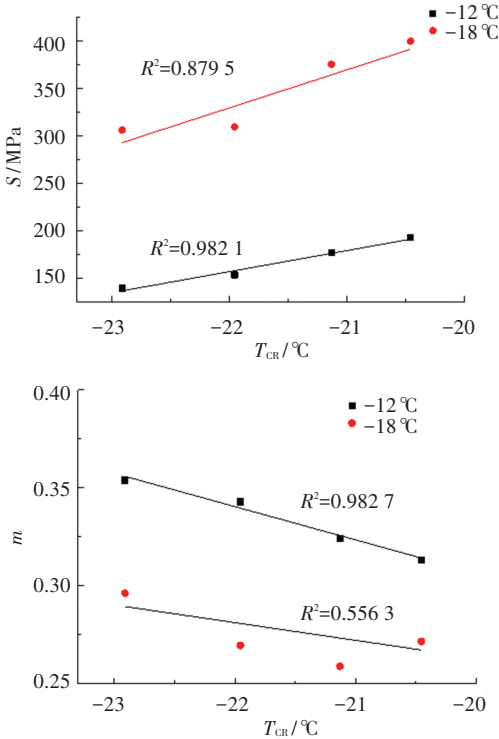


图 7 降温速率为 $1\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{h}$ 时 S 、 m 与 T_{CR} 的相关性分析
Fig.7 Correlation analysis between S , m , and T_{CR} when cooling rate is $1\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{h}$

将本文温度应力计算结果与国内外相关研究成果进行对比,发现温度应力曲线趋势基本一致^[9-10]. 同时为了进一步验证本文研究方法的有效性与实际可行性,本文选取实测路面结构温度数据来模拟沥青胶结料的现场连续变速降温工况. 由于缺乏国内实测路面结构温度数据,本文选用了加拿大多伦多 2018 年 1 月 12 日起连续 60 h 实测的路表温度变化数据,基于差分法计算降温速率,采用本文的温度应力计算方法,计算结果如图 8 所示. 其中 T 为环境温度, σ 为温度应力, t 为时间. 由图 8 可以看出,沥青胶结料的温度应力变化趋势与实际路表温度变化基本完全保持一致,这再一次验证了本文温度应力计算方法的有效性. 同时说明了本文的温度应力计算方法不仅适用于匀速降温工况,还适用于任意降温速率下的现场连续变速降温工况.

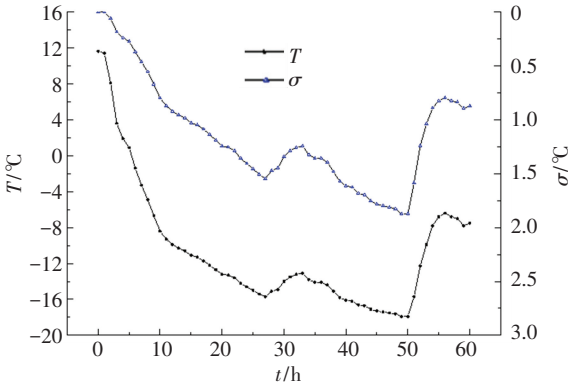


图 8 实际温度场下沥青胶结料的温度应力
Fig.8 Thermal stress of asphalt binder at field temperature

4 结 论

- 1) 通过 BBR 试验获得沥青胶结料的蠕变柔量, 分别采用 Hopkins & Hamming 算法和 CAM 模型两步算法以及 Laplace 变换一步算法来获得沥青的温度应力, 基于 SAP 理论计算相应的低温临界开裂温度, 计算结果表明, 两种方法具有良好的一致性.
- 2) 临界开裂温度计算结果和 Huet 流变模型拟合结果表明, 4 种 70# 基质沥青的性能由优到劣排序为 70#-1、70#-4、70#-3、70#-2. 另外, 由 t 检验法的 p 值计算结果可知, 70#-1 的低温性能要显著优于 70#-3、70#-2、70#-4 的低温性能要显著优于 70#-2, 其他沥青之间的性能无显著差异.
- 3) 随着降温速率的加大, 沥青胶结料的温度应力的积累速度加快, 温度应力增大, 沥青胶结料的低温临界开裂温度升高, 沥青更容易开裂. 不同降温速率下沥青胶结料温度应力曲线趋势应是一致的, 曲线先是缓慢上升, 而后慢慢变为急剧上升.
- 4) 低温临界开裂温度 T_{CR} 与蠕变劲度 S 、蠕变劲度变化率 m 、综合评价指标 S/m 、Huet 流变模型的 k 、 h 值等指标的相关性分析结果证明了此计算方法的有效性, 而实测路表温度变化数据的计算结果证明了此方法不仅适用于匀速降温工况, 也适用于

任意降温速率下的现场连续变速降温工况。

5) 在计算沥青胶结料的温度应力时, 按照 AASHTO 标准将热膨胀系数取为定值, 存在一定局限性。此外, 此计算方法的有效性需要增加沥青混合料部分的试验进行进一步论证。

参考文献

- [1] 陈兴伟. 力学-经验路面设计指南 (MEPDG) 简介[J]. 上海公路, 2011(3): 1
CHEN Xingwei. Introduction to mechanistic-empirical pavement design guide[J]. Shanghai Highways, 2011(3): 1
- [2] HILTUNEN D R, ROQUE R. A mechanics-based prediction model for thermal cracking of asphalt concrete pavement[J]. Proceedings of AAPT, 1994, 63(8): 81
- [3] MOON K H, MARASTEANU M O, TUROS M. Comparison of thermal stresses calculated from asphalt binder and asphalt mixture creep tests[J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2013, 25(8): 1059
- [4] 付国志, 曹丹丹, 赵延庆, 等. 沥青混合料低温临界开裂温度的确定[J]. 复合材料学报, 2019, 36(4): 237
FU Guozhi, CAO Dandan, ZHAO Yanqing, et al. Determination of critical thermal cracking temperature of asphalt concrete[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2019, 36(4): 237
- [5] 薛忠军, 张肖宁, 詹小丽, 等. 基于蠕变试验计算沥青的低温松弛弹性模量[J]. 华南理工大学学报(自然科学版), 2007, 35(2): 64
XUE Zhongjun, ZHANG Xiaoning, ZHAN Xiaoli, et al. Calculation of low-temperature relaxed modulus of elasticity for bitumen via creep test[J]. Journal of South China University of Technology (Natural Science Edition), 2007, 35(2): 64
- [6] 公路沥青路面设计规范: JTG D50—2017[S]. 北京: 人民交通出版社, 2017
Specifications for design of highway asphalt pavement: JTG D50—2017[S]. Beijing: China Communication Press, 2017
- [7] Standard test method for determining the flexural creep stiffness of asphalt binder using the bending beam rheometer (BBR): ASTM D6648—08[S]. Wisconsin: ASTM Committee, 2016
- [8] HILLS J F, BRIEN D. The fracture of bitumens and asphalt mixes by temperature induced stresses[C]// Proceedings of the Association of Asphalt Paving Technologists. Ann Arbor: The Association of Asphalt Paving Technologists, 1966, 35: 292
- [9] Standard practice for determination of low-temperature performance grade (PG) of asphalt binders: AASHTO R49—09[S]. Washington DC: American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO), 2013
- [10] FALCHETTO A C, MOON K H. Comparisons of analytical and approximate interconversion methods for thermal stress computation[J]. Canadian Journal of Civil Engineering, 2015, 42(10): 705
- [11] HOPKINS I L, HAMMING R W. On creep and relaxation[J]. Journal of Applied Physics, 1957, 28(8): 906
- [12] MARASTEANU M O. Role of bending beam rheometer parameters in thermal stress calculations[J]. Transportation Research Record Journal of the Transportation Research Board, 2004, 1875(1875): 9
- [13] 王超. 沥青结合料路用性能的流变学研究[D]. 北京: 北京工业大学, 2015
WANG Chao. Rheological characterization on paving performance of asphalt binder[D]. Beijing: Beijing University of Technology, 2015
- [14] FALCHETTO A C, MOON K H, WISTUBA M P. An alternative method for computing thermal stress in asphalt mixture: the Laplace transformation[J]. Road Materials and Pavement Design, 2017, 18(2): 226
- [15] STEHFEST H. Algorithm 368: numerical inversion of Laplace transform[J]. Communication of the ACM, 1970, 13(1): 47
- [16] 詹小丽, 张肖宁, 卢亮, 等. 沥青临界开裂温度的研究[J]. 公路, 2007(3): 125
ZHAN Xiaoli, ZHANG Xiaoning, LU Liang, et al. A study on critical cracking temperature of asphalt[J]. Highway, 2007(3): 125
- [17] BAHIA H U, HANSON D I, ZENG M, et al. Characterization of modified asphalt binders in superpave mix design[R]. Washington DC: National Academy Press, 2001
- [18] KIM S S. Development of an asphalt binder cracking device[R]. Washington DC: Transportation Research Board, 2007
- [19] SHENOY A. Single-event cracking temperature of asphalt pavements directly from bending beam rheometer data[J]. Journal of Transportation Engineering, 2002, 128(5): 465
- [20] Standard practice for determining the continuous grading temperatures and continuous grades for PG graded asphalt binders: ASTM D7643—10[S]. Wisconsin: ASTM Committee, 2010
- [21] 盛骤, 谢式千, 潘承毅. 概率论与数理统计[M]. 4 版. 北京: 高等教育出版社, 2008: 184
SHENG Zhou, XIE Shiqian, PAN Chengyi. Probability theory and mathematical statistics[M]. 4th ed. Beijing: Higher Education Press, 2008: 184
- [22] HUET C. Coupled size and boundary-condition effects in viscoelastic heterogeneous and composite bodies[J]. Mechanics of Materials, 1999, 31(12): 787
- [23] 谭忆秋, 符永康, 纪伦, 等. 橡胶沥青低温性能评价指标[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2016, 48(3): 66
TAN Yiqiu, FU Yongkang, JI Lun, et al. Low temperature performance evaluation index of rubber asphalt[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2016, 48(3): 66

(编辑 魏希柱)