

水泥混凝土路面传力杆应力分析力学模型

姚尧, 谈至明, 朱唐亮, 肖建

(同济大学 道路与交通工程教育部重点实验室, 上海 201804)

摘要: 应用三维有限元模型分析水泥混凝土路面中传力杆与水泥混凝土的接触状况,并基于弯曲刚度等效原则将传力杆和水泥混凝土面层系统简化为双层梁结构。计算结果表明,弹性地基上双层梁结构可很好地描述水泥混凝土路面的挠曲效应,而接缝处的双层梁相对位移、转角、以及挤压应力合力与三维有限元解的差异,只需对双层梁层间竖向反应模量进行修正即可;随后,总结归纳了相对位移、转角及挤压应力合力修正系数的回归式,讨论给出了接缝传力杆的抗剪刚度与抗弯刚度的计算式,并指出传力杆的传递弯矩的能力很小可忽略。最后,计算分析了梁端部作用集中荷载时,有基层的地基梁接缝传荷问题,指出在接缝抗剪刚度相同条件下,基层存在可使接缝两侧挠度比增大,接缝传递的剪力减小。

关键词: 水泥混凝土路面; 传力杆; 双层梁; 传荷系数; 基层效应

中图分类号: U416.216

文献标志码: A

Mechanics Analysis Model of Dowel Bar in Concrete Pavement

YAO Yao, TAN Zhiming, ZHU Tangliang, XIAO Jian

(Key Laboratory of Road and Traffic Engineering of the Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 201804, China)

Abstract: 3D finite element model was used to analyze the contact state between dowel bar and cement concrete pavement. Based on the equivalent principle of bending stiffness, the dowel bar and concrete surface layer system were simplified to double-layer beam structure. The calculation results show that the double-layer beam structure on elastic foundation can describe the deflection effect of concrete pavement well. In addition the relative displacement, rotation angle and the stress of the double-layer beam are different from the 3D finite element solution, which can be eliminated by modifying the vertical reaction modulus between the double-layer beams. Furthermore, the regression formulas of the relative displacement, rotation angle and the

resultant force of extrusion stress were summarized. The formulas of the shear stiffness and bending stiffness of the dowel bar joint were given, and it was pointed out that the ability of the dowel bar to transfer bending moment was negligible. Finally, the load transfer problem of double-layer beam joints under the concentrated loads at the beam end was calculated and analyzed, which shows that the existence of base can increase the joint deflection ratio and reduce the shear force transmitted by the joint, when the joint shear stiffness is constant.

Key words: concrete pavement; dowel bar; double-layer beam; load transfer coefficient; base effect

在水泥混凝土路面接缝处设置传力杆,可有效地减小水泥混凝土路面接缝两侧挠度差,以及水泥混凝土路面板接缝边缘的荷载应力,提高路面的服务性能和使用寿命^[1]。对传力杆的受力状态以及传荷效应,目前的分析方法有基于弹性地基梁的近似解析法^[2-4]和基于有限元的数值法^[5-13]二种。弹性地基梁法是将传力杆视为一埋入均质弹性介质中的梁,即文克勒地基梁,这种将混凝土面层、基基层和路基近似为均质弹性支撑的近似处理过于粗糙,无法通过室内模拟试验及现场测试结果反算得到稳定的传力杆的支撑模量;通过有限元方法,分析了传力杆和混凝土界面接触应力,认为混凝土的应力集中水平随着传力杆的直径和间距的增大显著降低,而长度对应力的影响不显著,三维有限元方法虽能够解析传力杆的受力状态和传荷效应,但其计算精度受单元特性、网格划分尺寸等影响,且规律难寻,无法给出具体计算式。因此,寻找简明实用、精度良好的力学模型,对于更好地把握路面传力杆系统的受力状况,改进其设计方法具有理论和实用意义。

收稿日期: 2017-04-08

基金项目: 国家自然科学基金(51378394)

第一作者: 姚尧(1991—),男,博士生,主要研究方向为道路工程。E-mail:103543@tongji.edu.cn

通讯作者: 谈至明(1960—),男,教授,博士生导师,工学博士,主要研究方向为道路工程。E-mail:tanzhiming@tongji.edu.cn

1 传力杆受力状态的三维有限元解

1.1 三维有限元模型

不考虑路面板横向差异的二块路面板及传力杆系统的力学模型如图 1 所示,图中,I 为主动梁,其挠曲由外荷载与传力杆共同作用引起的;II 为被动梁,挠曲仅由传力杆作用引起的; L 为路面板板长; h 为路面板厚度; b 为传力杆横向间距(即梁宽); δ 为接缝缝隙宽度; d 为传力杆直径; l_s 为传力杆填入混凝土长度; k 为地基反应模量;路表面自由或路表面承载局部分布荷载; c 为局部分布荷载宽度; q 为分布荷载集度;梁两侧面为滑支边界,法向位移和剪应力为零,接缝缝隙的传力杆周边为自由边界. 利用 ANSYS 有限元软件,构建了三维有限元模型,传力杆与混凝土均采用 SOLID65 号实体单元,传力杆与混凝土接触面采用 TARGET170、CONTA173 号接触单元模拟. 单元网格在靠近接缝及钢筋四周密划,如图 2 所示.

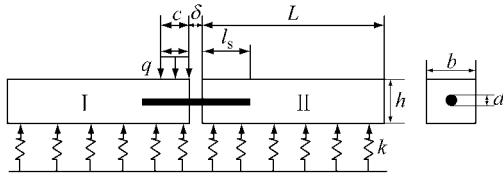


图 1 路面传力杆系统的力学模型

Fig.1 Mechanical model of pavement dowel bar system

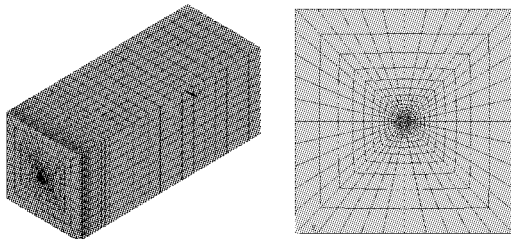


图 2 单元网格划分

Fig.2 Finite element meshing

1.2 传力杆与混凝土的接触状态

利用上述的三维有限元模型,研究传力杆与混凝土不同接触条件下,被动梁的传力杆钢筋与混凝土间接触应力状态. 设传力杆在其半缝隙处于纯剪状态,传递荷载量记作 Q_s . 计算结果显示,在常见结构条件下,梁长 L 、宽 b 、高 h ,地基反应模量 k 对传力杆与混凝土间接触应力状态影响很小,可忽略. 图 3 给出了三种界面接触假设条件下,梁端部传力杆与混凝土之间的界面法向正应力和切向剪应力分布状态,其中,钢筋弹性模量 E_s 和泊松比 ν_s 分别为 210

GPa 和 0.30,混凝土的弹性模量 E_c 和泊松比 ν_c 分别为 30 GPa 和 0.15,图 3 中的数值为相对法向应力 $\tilde{\sigma}$ 或相对切向剪应力 $\tilde{\tau}$,即法向应力 σ 或切向剪应力 τ 与传力杆端截面的平均剪应力 $4Q_s/(\pi d^2)$ 之比,即

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma \pi d^2}{4Q_s}, \quad \tilde{\tau} = \frac{\tau \pi d^2}{4Q_s}$$

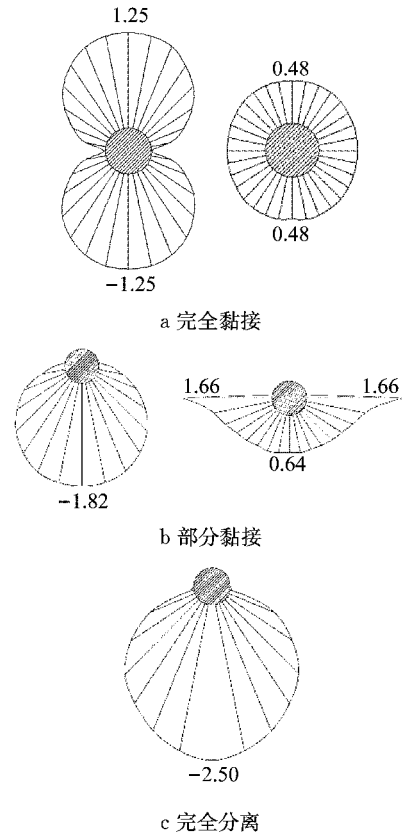


图 3 不同接触模型下传力杆与混凝土界面应力状态

Fig.3 Interfacial stress state between dowel bar and concrete under different contact models

从图 3 可以看到,当界面完全黏合时,传力杆与混凝土界面正应力为上侧受拉,下侧受压,上下侧近似呈反对称分布,最大正应力位于上、下缘中点处,其相对法向应力 $\tilde{\sigma}$ 为 1.25,切向剪应力沿圆周分布大致均匀,相对切向剪应力 $\tilde{\tau}$ 为 0.48;当界面受压黏合受拉脱离时,传力杆下侧的正压应力增大,最大相对法向应力 $\tilde{\sigma}$ 为 1.82,切向剪应力在传力杆两侧位置处最大,相对切向剪应力 $\tilde{\tau}$ 为 1.66;当界面完全分离时,传力杆正下侧的压应力达到最大值,相对法向应力 $\tilde{\sigma}$ 为 2.50,为界面完全黏合时的 2 倍.

传力杆钢筋与水泥混凝土界面的黏结强度(化学胶着力)较小,远小于混凝土材料本身的抗拉、抗剪强度,因此,即便它们初始处于完全黏合状态,在重复荷载作用下也极易破坏脱离;当界面受拉脱离后,界面的剪应力快速上升,很快会超过其界面黏结

强度而滑移,因此,在重复荷载作用下的传力杆钢筋与水泥混凝土之间工作状态应更趋近于界面仅传递受压应力状态,当传力杆涂沥青或加套保护筒,则初始即为完全分离状态。

1.3 梁挠曲效应和力学模型简化

尽管传力杆与混凝土界面接触状况对它们界面应力影响很大,但从混凝土梁挠曲变形来看,其影响很小可忽略,传力杆与混凝土界面三种接触状况下的被动梁的平均挠曲线几乎完全重合。

埋入混凝土的传力杆长度与直径比一般大于 6,无论是从梁挠曲视角还是从传力杆与混凝土界面应力状态来看,传力杆均可视为与梁同长的。研究发现,当关注传力杆传荷机理和接缝端部的传力杆与混凝土界面应力时,路面板可视为半无限长。由此,结构的力学模型简化传力杆与路面板同长,且均趋于半无限长,钢筋传力杆与水泥混凝土界面完全分离状态,如图 4 所示,图中 Q_s 和 M_s 分别为传力杆传递的剪力与弯矩, δ 为接缝宽度。

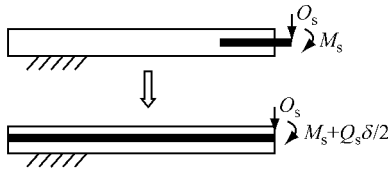


图 4 简化的力学模型

Fig.4 Simplified mechanics model

2 双层弹性地基梁模型的拟合

2.1 双层弹性地基梁模型及解

将图 4 所示力学模型中传力杆移至混凝土梁上部,并按弯曲刚度相等原则将圆钢筋转化与混凝土等宽的薄钢梁,薄钢梁与混凝土梁之间有竖向弹簧相连,其反应模量记作 k_v ,从而抽象得到弹性地基上的双层叠合梁模型^[14]。

当传力杆缝隙中点的剪力与弯矩分别为 Q_s 和 M_s 时,薄钢梁与混凝土梁的挠度 w_s 和 w_c 解为

$$w_s = e^{-\alpha x} (A_1 \sin \alpha x + A_2 \cos \alpha x) + e^{-\beta x} (A_3 \sin \beta x + A_4 \cos \beta x)$$

$$w_c = r_1 e^{-\alpha x} (A_1 \sin \alpha x + A_2 \cos \alpha x) + r_2 e^{-\beta x} (A_3 \sin \beta x + A_4 \cos \beta x) \quad (1)$$

$$A_1 = \frac{r_2 (Q_s \delta + 2M_s)}{4\alpha^2 D_s (r_1 - r_2)} \quad A_2 = -\frac{r_2 [Q_s (\alpha \delta + 2) + 2\alpha M_s]}{4\alpha^3 D_s (r_1 - r_2)}$$

$$A_3 = -\frac{r_1 (Q_s \delta + 2M_s)}{4\beta^2 D_s (r_1 - r_2)} \quad A_4 = \frac{r_1 [Q_s (\beta \delta + 2) + 2\beta M_s]}{4\beta^3 D_s (r_1 - r_2)}$$

$$r_1 = 1 - 4\alpha^4 \frac{D_s}{k_v} \quad r_2 = 1 - 4\beta^4 \frac{D_s}{k_v}$$

$$\alpha = \frac{\sqrt{2}}{2} \left(\frac{a}{2} - \sqrt{\frac{a^2}{4} - b} \right)^{\frac{1}{4}}, \quad \beta = \frac{\sqrt{2}}{2} \left(\frac{a}{2} + \sqrt{\frac{a^2}{4} - b} \right)^{\frac{1}{4}}$$

$$a = \frac{k_v}{D_s} + \frac{k_v + k}{D_c}, \quad b = \frac{k_v k}{D_s D_c}$$

式中: Q_s 和 M_s 分别为传力杆传递的剪力与弯矩; D_s 和 D_c 为上、下层梁的弯曲刚度,计算如下:

$$D_s = \frac{E_s \pi d^4}{64}, \quad D_c = \frac{E_c b h^3}{12}$$

式中, E_s 和 E_c 分别为钢筋和混凝土的弹性模量。

2.2 混凝土梁的挠曲

文献[11]推荐的无夹层对上、下层梁间的竖向反应模量 k_v 的计算式为

$$k_v = \frac{3h_s(1+v_s)}{8E_s} + \frac{3h_c(1+v_c)}{8E_c} \quad (2)$$

式中: v_s 和 v_c 分别为钢筋与混凝土的泊松比; h_s 为上层梁的等效厚度,计算如下:

$$h_s = \sqrt[3]{\frac{3\pi d^4}{16b}}$$

三维有限元模型和双层梁模型求得的传力杆端部作用剪力 Q_s 时,双层梁模型的混凝土梁挠曲线(实线)和三维有限元解的混凝土梁平均挠曲线(虚线)如图 5 所示,图中纵坐标 φ 为任意位置挠度 w 与双层梁模型的混凝土梁端最大挠度 w_{max} 的比值,即 $\varphi = w/w_{max}$,横坐标 β 为任意位置梁长 x 与混凝土梁刚度半径 l 的比值,即 $\beta = x/l$,混凝土梁刚度半径 l 计算如下:

$$l = \sqrt[4]{\frac{E_c b h^3}{3k}}$$

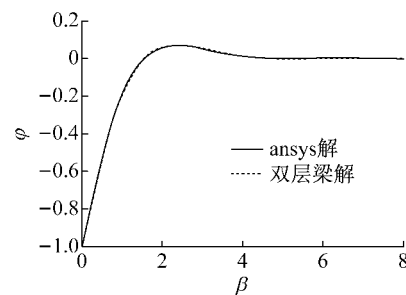


图 5 梁体弯沉对比

Fig.5 Comparison of beam deflection

从图 5 可以看到,两种模型求出的混凝土梁挠曲线几乎重合,这说明弹性地基上双层梁模型拟合混凝土梁的挠曲问题具有良好的精度。

2.3 层间竖向反应模量的修正

双层梁模型计算得到的上、下层梁之间的相对挠度 $(w_s - w_c)$ 、相对转角 $(\theta_s - \theta_c)$ 及上、下层梁界面

压应力 σ_c 均为梁宽 b 上的平均值,而实际结构中此三者主要源于传力杆直径 d 范围内混凝土的局部量,其值上有差异.研究发现,层间竖向反应模量 k_v 乘以一挠度修正系数 ξ_w ,即可消除双层梁模型的梁端部处上下层梁的相对挠度($w_s - w_c$)与实际传力杆与混凝土梁间相对挠度的差异;层间竖向反应模量 k_v 乘以一转角修正系数 ξ_θ ,即可使得双层梁模型的梁端部处上下层梁的相对转角($\theta_s - \theta_c$)与实际传力杆与混凝土梁之间相对转角相同;当对层间竖向反应模量 k_v 乘以一压应力修正系数 ξ_σ ,则可保证双层梁梁端部处层间反力合力与实际界面压应力合力 $\Sigma\sigma_c$ 相等.修正系数 ξ_w 、 ξ_θ 和 ξ_σ 与混凝土梁高 h 、梁宽 b 及传力杆直径 d ,以及传力杆与混凝土模量比 E_s/E_c 有关.由于传力杆与混凝土模量比 E_s/E_c 的影响较小且其值变化幅度较小,取常量 7.0,忽略该因素变化,因此基于梁端面处相对挠度($w_s - w_c$)、相对转角($\theta_s - \theta_c$)及界面压应力合力 $\Sigma\sigma_c$ 等效的层间竖向反应模量修正系数 ξ_i 的回归式可表示如下:

$$\xi_i = (b - a_{1i})(A_i d^2 + B_i d + C_i) + D(b - a_{2i})\left(\frac{h}{b} - 1\right) \quad (3)$$

式中: b 、 d 和 h 均取以 m 为单位对应的数值; i 为 w 、 θ 或 σ ,对应的回归系数 a_{1i} 、 a_{2i} 、 A_i 、 B_i 、 C_i 和 D_i 值见表 1.

表 1 回归式(3)的回归系数 a_{1i} 、 a_{2i} 、 A_i 、 B_i 、 C_i 和 D_i

Tab. 1 Regression coefficients of Regression Equation (3):

$a_{1i}, a_{2i}, A_i, B_i, C_i$ and D_i						
i	a_1	a_2	A	B	C	D
w	0.10	0.035	-3 700	226	-1.1	2.00
θ	0.05	-0.030	415	-27	1.0	0.43
σ	0.50	0.485	-21 500	-1 000	1.2	36.30

3 传力杆的传荷系数

在仅关注混凝土梁挠曲时,传力杆传递的剪力 Q_s 可假设为与两侧混凝土梁端弯沉差 Δw_c 成正比,传递的弯矩 M_s 可假设与两侧混凝土梁端转角差 $\Delta\theta_c$ 成正比,即

$$Q_s = k_\tau \Delta w_c k_l, \quad M_s = k_M \Delta\theta_c k \quad (4)$$

式中: k_τ 为剪力传递系数,即传荷效应的抗剪刚度; k_M 为弯矩传递系数,即传荷效应的抗弯刚度; Δw_c 和 $\Delta\theta_c$ 计算如下:

$$\begin{aligned} \Delta w_c &= \delta w^I - \delta w^{II} + w_s^{I-II} \\ \Delta\theta_c &= \delta\theta^I - \delta\theta^{II} + \theta_s^{I-II} \end{aligned} \quad (5)$$

式中: δw^I 、 δw^{II} 为 I、II 梁中钢筋与混凝土的相对弯

沉差; w_s^{I-II} 为接缝宽度内钢筋的相对挠度; $\delta\theta^I$ 、 $\delta\theta^{II}$ 为 I、II 梁中钢筋与混凝土的相对转角差; θ_s^{I-II} 为接缝宽度内钢筋的相对转角量.

将传力杆传递的剪力与弯矩视为作用于 I、II 梁上大小相等方向相反的反对称荷载,则认为 $\delta w^I \approx \delta w^{II}$, $\delta\theta^I \approx \delta\theta^{II}$.

3.1 抗剪刚度

当传力杆在缝隙中点处于纯剪状时,主动梁与被动梁在梁端面处传力杆与混凝土之间的相对挠度大小相等,其位移差由两部分组成:接缝两侧上下层梁的相对位移 w_{01} ;传力杆在缝隙段的弯曲及剪切变形 w_{02} . 计算式为

$$\left. \begin{aligned} w_{01} &= 2(w_s - w_c + \Delta s) \\ w_{02} &= Q_s \delta^3 / 12D_s + Q_s \delta / G_s A_s \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

式中: Δs 为传力杆与混凝土梁间的松动量; A_s 为钢筋截面积; G_s 为钢筋剪切模量,计算如下:

$$G_s = \frac{E_s}{2(1 + \nu_s)}$$

将 w_{01} 视为混凝土与传力杆的相互作用变形,定义其模量为 S_c ;将后者视为传力杆的抗剪切变形,定义其模量为 S_d 为

$$S_c = \frac{Q_s}{w_{01}}, \quad S_d = \frac{Q_s}{w_{02}}$$

当不考虑传力杆与混凝土间的松动,即 $\Delta s = 0$ 时,传力杆的抗剪刚度 k_τ 计算如下:

$$k_\tau = \frac{S_d + S_c}{klS_d S_c} \left\{ \begin{aligned} S_c &= \frac{2D_s(\beta^4 - \alpha^4)}{(\beta\delta + 2)(\beta r_1 - \alpha r_2)} \\ S_d &= \frac{12D_s}{\delta^3 \left(1 + \frac{12D_s}{G_s A_s \delta^2}\right)} \end{aligned} \right. \quad (7)$$

式中, δ 为接缝宽度.

3.2 抗弯刚度

当传力杆仅传递单位弯矩时,主动梁与被动梁在梁端面处传力杆与混凝土之间的相对转角大小相等,其转角差可分为两部分计算:上、下层梁之间的转角差 θ_{01} 和钢筋受弯产生的转角差 θ_{02} . 计算如下:

$$\left. \begin{aligned} \theta_{01} &= 2(\theta_s - \theta_c + \Delta\theta) \\ \theta_{02} &= M_s \delta / D_s \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

式中: $\Delta\theta$ 为传力杆与混凝土梁间松动量导致的转角差; D_s 为钢筋抗弯刚度.

将 θ_{01} 视为钢筋与水泥混凝土梁相对作用变形,定义其模量为 C_c ;将 θ_{02} 视为钢筋自身的抗弯转角变形,定义其模量为 C_d ,则有

$$C_d = \frac{M_s}{\theta_{01}}, \quad C_c = \frac{M_s}{\theta_{02}}$$

当不考虑传力杆与混凝土间的松动,即 $\Delta\theta = 0$

时,传力杆的抗弯刚度 k_M 计算如下:

$$k_M = \frac{C_d + C_c}{k C_d C_c} \begin{cases} C_d = \frac{D_s(\beta^4 - \alpha^4)}{2(r_2\alpha^3 - r_1\beta^3)} \\ C_c = D_s/\delta \end{cases} \quad (9)$$

当已知传力杆与混凝土间的松动宽度 2Δ 时,传力杆的抗剪刚度 k_c 和抗弯刚度 k_M 仍可按式(7)和式(9)近似估计,只需将缝隙宽度 δ 替换为两侧传力杆与混凝土间松动宽度 2Δ 与缝隙宽度 δ 之和 $\delta' = 2\Delta + \delta$ 即可。

取结构参数 $b=h=0.3 \text{ m}$, $d=0.02 \text{ m}$, $\delta=0.01 \text{ m}$, $E_s=210 \text{ GPa}$, $\nu_s=0.30$, $E_c=30 \text{ GPa}$, $\nu_c=0.15$, 地基反应模量 $k=100 \text{ MN} \cdot \text{m}^{-3}$, 当主动梁承受梁端集中荷载 $P=10 \text{ kN}$ 作用时,被动梁梁端位移与主动梁梁端挠度比值为 0.9316 ;若不考虑传力杆传递弯矩的能力,即 $k_M=0$,则被动梁与主动梁梁端挠度比值为 0.9313 ,在两种条件下传力杆传递的剪力与外荷载的比值均为 0.4822 。当传力杆与混凝土间松动宽度 $\Delta=0.04 \text{ m}$ 时,考虑传力杆传递弯矩与不传递弯矩时,被动梁与主动梁梁端挠度比值均为 0.5136 ,传力杆传递的剪力与外荷载的比值均为 0.3393 。结果表明传力杆传递弯矩的能力对梁端挠度比及传力杆剪力传递量的影响很小,可忽略。

4 基层对接缝传荷效率的影响

当路面板下设置半刚性基层时,主动梁挠度减少,且由基层挠曲面的连带效应,被动梁有一定的挠曲,因此相邻梁的挠度差减少明显,其传力杆的传荷量也相应减少。将设有半刚性基层的路面结构视为三段梁模型,如图 6 所示,左右两段(a、c段)视为弹性地基上的双层梁模型,裂缝处的基层(b段)视为弹性地基上的单梁。

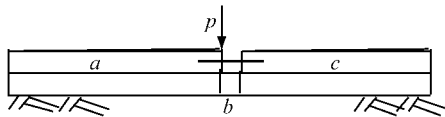


图 6 双层地基梁传荷

Fig.6 Load transfer model of double-layer foundation beam

取上层梁刚度 $D_1=20 \text{ kPa} \cdot \text{m}^4$,地基反应模量 $k=100 \text{ MN} \cdot \text{m}^{-3}$,当梁端作用集中荷载 P 时,代入边界条件与连续条件可解得各段梁的挠度解,进而可求得传力杆传递的剪力 Q_s 与弯矩 M_s 。以接缝处的荷载传递比 λ_σ 和挠度比 λ_w 作为表征接缝传荷效率的指标:荷载传递比 λ_σ 为传力杆传递的剪力 Q_s 与

作用荷载 P 的比值,挠度比 λ_w 为主动梁与被动梁梁端挠度比值。根据计算结果得到,在不同基层刚度 D_2 时,挠度比 λ_w 、荷载传递比 λ_σ 与接缝抗剪刚度 k_c 间关系如图 7 和图 8 所示。

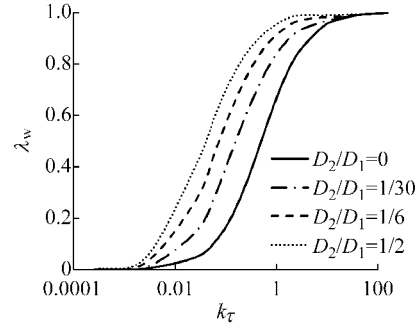


图 7 λ_w-k_τ 关系曲线

Fig.7 Relationship curves of λ_w-k_τ

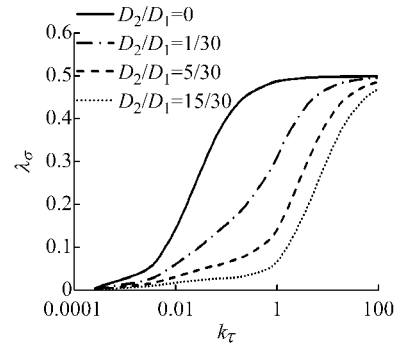


图 8 $\lambda_\sigma-k_\tau$ 关系曲线

Fig.8 Relationship curves of $\lambda_\sigma-k_\tau$

图 7 和图 8 表明,挠度比 λ_w 、荷载传递比 λ_σ 与接缝抗剪刚度 k_c 均呈 S 型关系曲线,随着基层刚度 D_2 的逐渐增大, λ_w-k_τ 关系曲线逐渐向内移,而 $\lambda_\sigma-k_\tau$ 关系曲线则逐渐外移。当 k_c 一定时,接缝的挠度比随基层刚度的增大而增大,而荷载传递比则随着基层刚度的增大而减小,且其减小幅度较挠度比的增大幅度更明显。本算例结果表明基层的存在可使接缝两侧挠度比增大,接缝传递的剪力减小。Ioannides 等在文献[7]给出的 λ_w-k_τ 关系图即为图 7 中 $D_2/D_1=0$ 的曲线,它未考量基层刚度影响的结果,其适用范围很狭窄。

5 结论

(1) 利用三维有限元模型分析了水泥混凝土路面中传力杆与水泥混凝土的三种接触状况:完全黏合、受压黏合受拉脱开和完全分离条件的传力杆与混凝土的接触应力,指出了在正常工作时传力杆与

水泥混凝土间大多呈完全分离状态。

(2) 水泥混凝土面层和传力杆系统可简化为双层梁结构,对于端部的传力杆与混凝土相对位移、相对转角及两者的挤压力,只需对双层梁层间竖向反应模量进行修正即可。对双层梁竖向反应模量的位移修正系数 ξ_w 、转角修正系数 ξ_θ 和挤压力修正系数 ξ_σ 的变化规律进行分析和归纳,给出它们的回归式。由于双层梁模型考虑了混凝土面层、基垫层和路基各自的材料参数与尺寸参数的影响,因此,当已知各层材料参数与尺寸参数时,可依据该模型快速精确计算出传力杆的受力状态。

(3) 关注混凝土梁挠曲变形时,传力杆系统的传荷作用可用接缝混凝土梁间的抗剪刚度 k_τ 与抗弯刚度 k_M 表征,给出了抗剪刚度 k_τ 与抗弯刚度 k_M 的计算式,并通过算例阐明了传力杆传递弯矩的作用很小,可忽略。确定传力杆的抗剪刚度 k_τ 与抗弯刚度 k_M 后,可建立相应的接缝传荷模型,进而计算得到荷载作用下单根传力杆传递的荷载量。

(4) 计算分析了梁端部作用集中荷载时,有基层的地基梁接缝传荷问题,给出了接缝挠度比 λ_w 、荷载传递比 λ_σ 与接缝抗剪刚度 k_τ 的 S 型关系曲线,指出在接缝抗剪刚度相同条件下,基层存在可使接缝两侧挠度比增大,接缝传递的剪力减小。

参考文献:

- [1] 锁利军,王秉纲,陈拴发,等. 接缝设传力杆水泥混凝土面层结构力学分析[J]. 长安大学学报(自然科学版), 2008, 28(3):30.
SUO Lijun, WANG Binggang, CHEN Shuanfa, *et al.* Numerical analysis of mechanics of concrete overlay in transverse joint with dowel bars[J]. Journal of Chang'an University (Natural and Science), 2008, 28(3):30.
- [2] TIMOSHENKO S P. On the correction for shear of the differential equation for transverse vibrations of prismatic bars [J]. Domestic Animal Endocrinology, 1990, 7(2):239.
- [3] BRADBURY R D. Load and deflection characteristics of dowels in transverse joints of concrete pavements [C]//18th Highway Research Board. [S.l.]:National Research Council, 1938:156-157.
- [4] BRADBURY R D. Reinforced concrete pavements [R]. Washington D C: Wire Reinforcement Institute, 1938.
- [5] HUANG Y H, DENG X J. Finite element analysis of jointed concrete pavements [J]. Journal of Transportation Engineering, 1983, 109(5):689.
- [6] 姚祖康. 水泥混凝土路面荷载应力的有限元分析[J]. 同济大学学报(自然科学版), 1979(6):48.
YAO Zukang. Finite element analysis of load stress on cement concrete pavement[J]. Journal of Tongji University (Natural and Science), 1979(6):48.
- [7] IOANNIDES A M, Korovesis G T, *et al.* Analysis and design of doweled slab-on-grade pavement systems[J]. Journal of Transportation Engineering, 1992, 118(6):745.
- [8] GUO H, SHERWOOD J A, SNYDER M B. Component dowel-bar model for load transfer systems in PCC pavements[J]. Journal of Transportation Engineering, 1995, 121(3):289.
- [9] 蒋应军,戴经梁. 传力杆与混凝土界面的接触应力[J]. 中国公路学报, 2007, 20(2):29.
JIANG Yingjun, DAI Jingliang. Contact stresses at interfaces between dowels and surrounding concrete[J]. China Journal of Highway & Transport, 2007, 20(2):29.
- [10] 刘旭峰. 水泥混凝土路面接缝传荷衰变试验研究[D]. 西安:长安大学, 2012.
LIU Xufeng. Study on the decay of load transfer on cement concrete pavement[D]. Xi'an: Chang'an University, 2012.
- [11] 李洛克. 水泥混凝土路面传力杆的传荷失效机理研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学, 2012.
LI LuoKe. Research on the load transfer failure mechanism for dowel bar in concrete pavement[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2012.
- [12] 罗勇,袁捷. 三维有限元法对水泥混凝土道面接缝传荷作用的模拟方法研究[J]. 公路交通科技, 2013, 30(3):32.
LUO Yong, YUAN Jie. Research on simulation method for load transfer of joints of cement concrete pavement by 3D finite element method [J]. Journal of Highway & Transportation Research & Development, 2013, 30(3):32.
- [13] ZHOU Z. Stress concentration analysis in concrete round dowels for airport jointed rigid pavement system [C]//International Conference on Transportation Engineering. Chengdu: American Society of Civil Engineers, 2011: 1566-1571.
- [14] 谈至明. 具有弹性夹层的文克勒地基上双层叠合梁的解[J]. 应用力学学报, 2000, 17(3):23.
TAN Zhiming. Solution to Bilayer beams with elastic interlayer on winkler foundation [J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2000, 17(3):23.
- [15] 张怀志. 普通水泥路面传力杆及拉杆研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学, 2007.
ZHANG Huaizhi. Study on the dowel and tie bar in jointed plain concrete pavement [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2007.
- [16] LI X, MA S, HOU X. The analysis of dowel and tie bars effects on curling up in concrete pavement slabs [C]//Ninth International Conference of Chinese Transportation Professionals. Harbin: American Society of Civil Engineers, 2009:1-6.