

DOI: 10.11830/ISSN.1000-5013.202103022



集中荷载和均布荷载下 T 形简支梁 不同截面的剪力滞效应

赵明岩, 董毓利, 雒家琪

(华侨大学 土木工程学院, 福建 厦门 361021)

摘要: 对有机玻璃 T 形简支梁进行两点集中加载和均布加载, 研究 T 形简支梁不同截面的剪力滞效应, 分析正、负剪力滞的产生原因和传递机理. 试验结果表明: T 形简支梁支座位置存在明显的负剪力滞效应, 且随着荷载的增加, 负剪力滞效应增强, 远离支座截面则为明显的正剪力滞现象, 有效翼缘宽度为正; 集中荷载作用时, 剪力滞效应随着荷载的增加而逐渐减弱, 均布荷载作用时, 剪力滞效应随着荷载的增加先逐渐增强, 后逐渐减弱; 剪力滞效应主要集中在腹板对应的翼板处, 向两侧逐渐减弱, 且不可简单地根据剪力滞系数推断剪力滞效应的正负.

关键词: T 形简支梁; 有机玻璃; 正剪力滞; 负剪力滞; 剪力滞系数

中图分类号: U 448.217.12 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-5013(2021)04-0441-09

Shear Lag Effect of Simply Supported T-Beam on Different Sections Under Concentrated Load and Uniform Load

ZHAO Mingyan, DONG Yuli, LUO Jiaqi

(College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China)

Abstract: Two-point concentrated load and uniform load were applied on the plexiglass simply supported T-beam, the shear lag effect of different sections of the simply supported T-beam was studied. The causes and transfer mechanism of the positive and negative shear lag were analyzed. The test results show that: obvious negative shear lag effect exists at the support position of simply supported T-beam, and as the load increases, the negative shear lag effect increases; obvious positive shear lag exists at the section away from the support, the effective flange width is positive. Under the concentrated load, the shear lag effect gradually weakens as the load increases. Under the uniform load, the shear lag effect gradually increases firstly and then decreases gradually as the load increases. The shear lag effect mainly concentrates in the corresponding flange of the web and gradually decreases to the sides. The positive or negative of the shear lag effect cannot be judged simply by the shear lag coefficient.

Keywords: simply supported T-beam; plexiglass; positive shear lag; negative shear lag; shear lag coefficient

混凝土 T 形薄壁梁具有良好的抗弯性能, 这种结构形式广泛应用于城市高架道路、立交桥等, 且更倾向于应用大悬臂结构, 但其受力特性较为复杂, 与传统矩形截面等相比, T 形截面的剪力滞效应尤为突出^[1-2], 其中, 温度、梁高、腹板厚度等参数的变化都会影响剪力滞效应^[3-5], 而同一截面剪力滞效应沿翼缘分布是不均匀的^[6]. 剪切变形对梁挠度的影响不仅反映在剪力自身引起挠度, 即竖向相邻截面滑

收稿日期: 2021-03-07

通信作者: 董毓利(1965-), 男, 教授, 博士后, 博士生导师, 主要从事结构抗火的研究. E-mail: DongYL@hqu.edu.cn.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51278207, 51978293)

动,还反映在剪切变形对翘曲函数的影响,进而导致附加挠度的增加^[7].在荷载作用下,T形简支梁翼板内靠近支座位置区域存在显著的负剪力滞现象^[8].因此,应用初等梁理论,进行混凝土抗弯性能试验研究时,探究翼板剪力滞效应分布规律是关键.

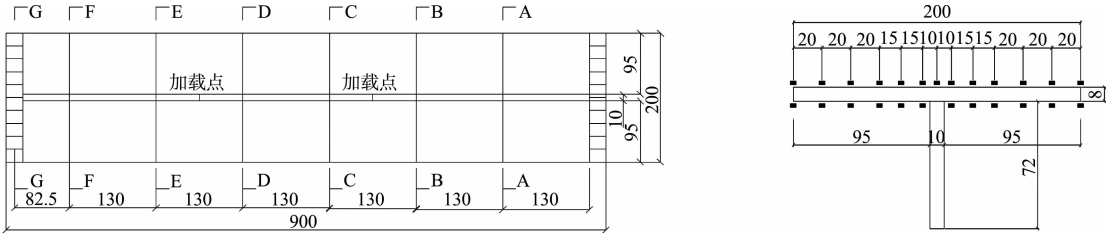
国内有很多针对剪力滞效应研究的理论方法,罗旗帜^[9]利用有机玻璃箱梁模型开展试验,研究连续箱梁和简支箱梁的剪力滞效应,验证了基于能量变分法原理研究剪力滞效应的准确性.程海根等^[10]采用级数近似解的方法,计算组合箱梁剪力滞效应,且得到较满意的结果,表明该方法对箱梁进行简化分析是足够的.本文采用有机玻璃 T 形简支梁代替混凝土,从试验数据出发,探究剪力滞沿翼缘的分布规律^[11-12],重点研究在集中荷载和均布荷载作用下,T 形简支梁的剪力滞系数沿翼缘长度方向的传递规律,将试验和理论结果进行对比分析.

1 试验概况

1.1 试验模型

为研究集中荷载和均布荷载作用下有机玻璃 T 形简支梁的剪力滞效应,依据 JTG D60—2015《公路桥涵设计通用规范》^[13],参考杨燕飞^[14]研究的悬臂 T 梁交接处的剪应力传递模型设计试验模型.T 形简支梁长度(L)为 900 mm,腹板高度为 72 mm,腹板宽度为 10 mm,翼板宽度为 200 mm,翼板厚度为 8 mm,两端设有厚度为 25 mm 的隔板,以增强简支梁的稳定性.T 形简支梁模型的设计,如图 1 所示.

选择有机玻璃作为模型材料,因为有机玻璃与应变片连接更紧密,应变片不容易损坏,且有机玻璃与混凝土力学性能相似,有良好的弹性性能,可以更好地模拟桥梁的力学性能,易于制作同系数三维模型缩尺,对实际桥梁尺寸进行同系数缩放,可以更好地贴合实际.经试验测得材料的弹性模量 $E=2\,425\text{ MPa}$,泊松比 $\mu=0.436\,5$ ^[15].



(a) 模型平面图 (b) 截面尺寸及应变片布置

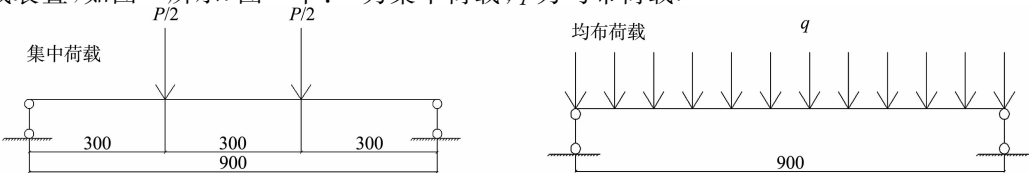
图 1 T 形简支梁模型的设计(单位:mm)

Fig. 1 Design of simply supported T-beam model (unit: mm)

1.2 试验装置及加载方案

由于 T 形简支梁在放置时不具稳定性,故在支座两端设置厚度为 25 mm 的隔板以增加稳定性,在保证构件不发生开裂的情况下,使构件保持在弹性范围内.为了研究有机玻璃 T 形简支梁模型的剪力滞效应,取跨中 7 个控制截面(A-A,B-B,C-C,D-D,E-E,F-F,G-G)作为研究对象,每个控制截面上、下共布置 25 个应变片(图 1(b)).

简支梁集中荷载研究采用分配梁对称加载,加力螺栓下方连接压力传感器和电子读数,控制加载力大小,分 4 级加载,每级 100 N,加载点布置在简支梁三分点处.均布荷载采用砝码加载,每个砝码质量为 3 kg,分 4 级加载,每级满布 5 个砝码.集中加载和均布加载的力作用点均为腹板对应的翼板位置,每级加载完毕后,采用 DH3816 型静态应变采集仪记录 15 min 内的应变变化,收集应变测量数据.计算简图和加载装置,如图 2 所示.图 2 中: P 为集中荷载; q 为均布荷载.



(a) 计算简图

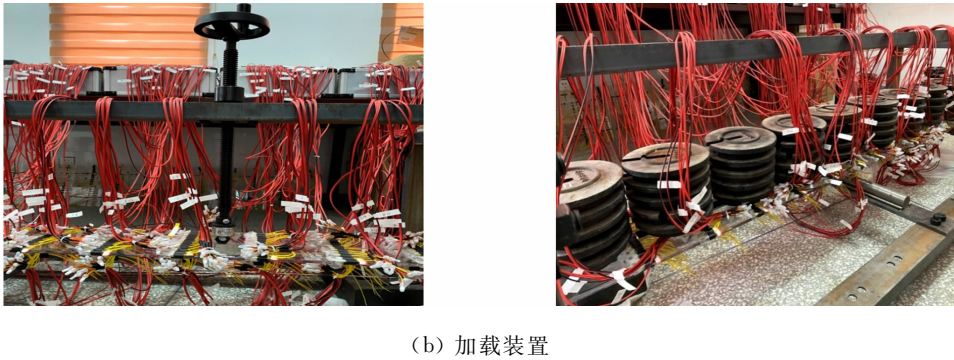


图 2 计算简图及加载装置(单位:mm)

Fig. 2 Calculation schematic diagram and loading device (unit: mm)

2 试验结果及分析

2.1 试验结果

为了更好地研究剪力滞传递机理,工程中采用剪力滞系数(λ)表示剪力滞效应的大小,其计算式为

$$\lambda = \sigma / \bar{\sigma}. \tag{1}$$

式(1)中: σ 为考虑剪切变形的实测应力; $\bar{\sigma}$ 为初等梁计算的理论应力.

T形截面中性轴在距底端 63.6 mm 处,对 Y 轴的惯性矩 $I_Y = 1\,114\,056\text{ mm}^4$,初等梁理论应力的计算式为

$$\bar{\sigma} = My / I_Y. \tag{2}$$

式(2)中: M 为弯矩; y 为计算截面至中性轴距离.

根据结构力学求解器计算所得集中荷载(P)和均布荷载(q)作用的弯矩,得到理论正应力结果,如表 1 所示.由于 A-A 截面位于边缘支座处,数据稳定性较差,故不作为代表性数据.

表 1 理论正应力结果

Tab. 1 Theoretical normal stress results

荷载等级	$\frac{P}{2} / \text{N}$	$\bar{\sigma}$ (集中荷载)					
		截面 G-G	截面 F-F	截面 E-E	截面 D-D	截面 C-C	截面 B-B
第 1 级	100	0.018 4	0.139 8	0.313 6	0.441 6	0.441 6	0.419 5
第 2 级	200	0.036 8	0.279 7	0.627 1	0.883 3	0.883 3	0.839 1
第 3 级	300	0.055 2	0.419 5	0.940 7	1.324 9	1.324 9	1.258 6
第 4 级	400	0.073 6	0.559 4	1.254 2	1.766 5	1.766 5	1.678 2

荷载等级	$q / \text{N} \cdot \text{m}^{-1}$	$\bar{\sigma}$ (均布荷载)					
		截面 G-G	截面 F-F	截面 E-E	截面 D-D	截面 C-C	截面 B-B
第 1 级	166.7	0.013 8	0.102 0	0.195 4	0.259 1	0.271 1	0.234 3
第 2 级	333.3	0.027 6	0.204 0	0.390 9	0.518 2	0.542 1	0.468 6
第 3 级	500.0	0.041 4	0.306 0	0.586 3	0.777 3	0.813 2	0.702 9
第 4 级	666.7	0.055 2	0.408 0	0.781 8	1.036 4	1.084 2	0.937 2

考虑到 T 形简支梁受力基本处于弹性范围内,采取相同试验重复进行,利用截面对称性,取平均值作为最终试验结果,研究成果主要包括不同截面翼板的应变分布和剪力滞系数分布.

在不同荷载作用下,测得有机玻璃 T 形简支梁不同截面的应变分布.取拉应变为正,压应变为负.为了减少试验误差,采取相同试验进行多次,取各组数据的应变平均值.

由于截面 G-G 位于支座位置处,在集中荷载和均布荷载作用下,截面不承受弯矩,正应力为 0,只承受剪力.将截面 G-G 翼板上表面应变(ϵ)作为研究对象,在不同荷载作用下,截面 G-G 的应变分布,如图 3(a),(b)所示.由图 3(a),(b)可知:施加第 1 级荷载后,截面 G-G 的应变变化均表现为翼板腹板处最大,向两侧逐渐变小,且翼板两侧出现了压应变.集中荷载和均布荷载作用位置均为翼板腹板处,根据圣维南原理,翼板腹板处一定范围内会出现拉应变且应变较大.在支座位置,支座反力通过隔板传递给翼

板,使腹板处翼板出现拉应变,忽略支反力作用,腹板处翼板应为压应变,即将图 3(a),(b)的应变平移至 0 以下,变为压应变,但应变的变化趋势不变,此时,腹板处翼板应变绝对值小于相邻截面应变值,为负剪力滞效应。

截面 G-G 翼板变形示意图,如图 3(c)所示。由图 3(c)可知:在支座处,由于支座反力作用,翼板出现了虚线所示变形,翼板腹板受拉,边缘受压,两部分变形量不一致。

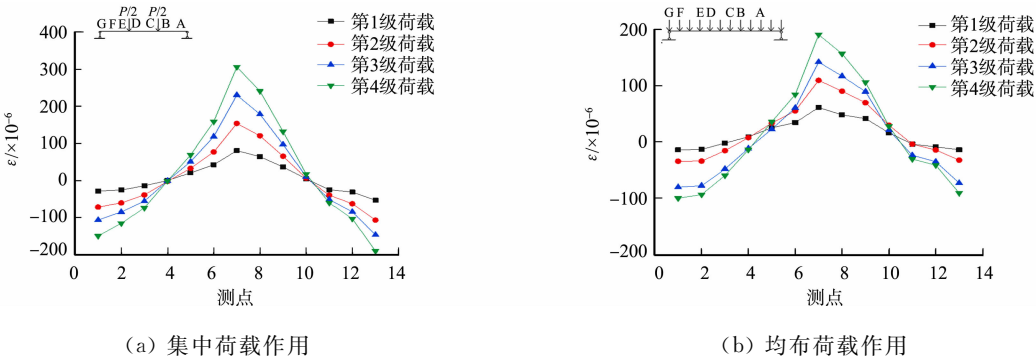


图 3 截面 G-G 翼板上的表面应变

Fig. 3 Strain distribution on upper surface of flange on section G-G

为方便讲述,取支座附近隔离体,分析截面的受力状态。T 形简支梁受支座集中力作用,翼板产生变形的平面图及受力分析,如图 4 所示。

由图 4 可知:隔离体 1 为靠近支座一侧,翼板两侧为压应变,中间为拉应变,截面 A-A 移动到虚线所示位置;由于结构具有连续性,截面 A-A 和截面 B-B 为同一截面,满足变形协调条件,截面 B-B 对截面 A-A 有力的约束,应变方向不同导致约束方向不同(图 4(b));翼板腹板处受压,压应变向两侧减小,逐渐变为拉应变,边缘处与翼板腹板处位移差最大,拉应力最大。故在 T 形简支梁翼板出现边缘应力大于翼板腹板处应力的负剪力滞效应,随荷载的增加,负剪力滞效应逐渐增强。

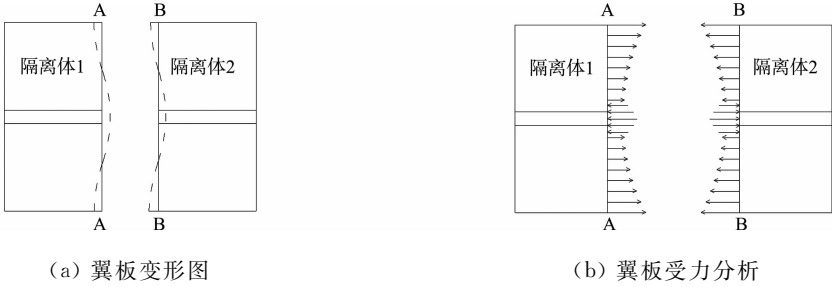


图 4 翼板变形图及受力分析

Fig. 4 Deformation diagram and force analysis of flange

由于加载点位置具有对称性,故只分析截面 F-F,E-E,D-D。截面 F-F 距左侧支座 90 mm($L/10$)。集中荷载作用下,截面 F-F 翼板上表面应变及剪力滞系数,如图 5 所示。因应变数值的正负号仅代表方向,故根据绝对值判断应变大小。由图 5 可知:第 1 级荷载(100 N)加载时,翼板腹板处应变大于相邻两测点应变,为正剪力滞效应;随着荷载的增加,腹板处应变与相邻测点应变的差值逐渐增大,截面 F-F 在各级荷载作用下,翼板腹板处及相邻两测点的剪力滞系数均小于 1,且变化趋势基本相同,翼板腹板部分范围内的剪力滞系数小于 1,向两侧逐渐增大至大于 1。

均布荷载作用下,截面 F-F 翼板上表面应变及剪力滞系数,如图 6 所示。由图 6 可知:第 1 级荷载($166.7 \text{ N} \cdot \text{m}^{-1}$)加载后,翼板腹板处应变大于相邻测点应变,为正剪力滞效应;随着荷载的增加,翼板腹板处应变与相邻测点差值增大;截面 F-F 的剪力滞系数全部小于 1,翼板腹板处剪力滞系数最小,向

两侧逐渐增大,随着荷载的增加,剪力滞系数逐渐增大,但不超过 1.

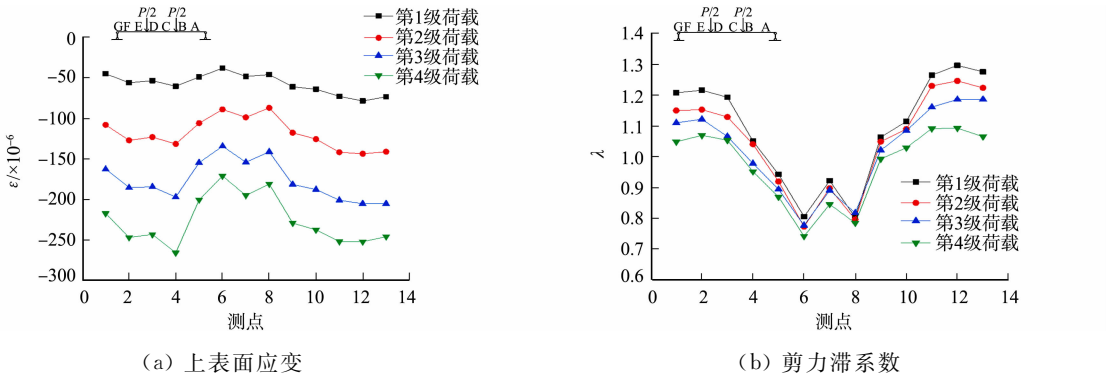


图 5 集中荷载下截面 F-F 翼板上表面应变及剪力滞系数

Fig. 5 Strain and shear lag coefficient on upper surface of flange on section F-F under concentrated load

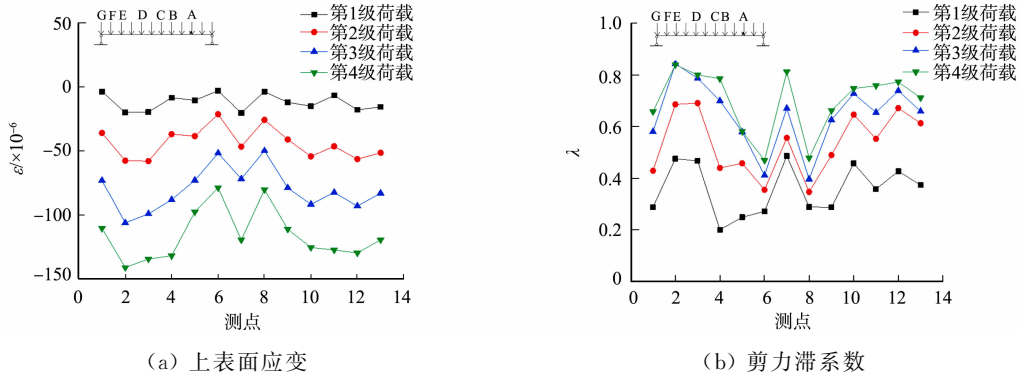


图 6 均布荷载下截面 F-F 翼板上表面应变及剪力滞系数

Fig. 6 Strain and shear lag coefficient on upper surface of flange on section F-F under uniform load

由图 5,6 可知:集中荷载和均布荷载作用时,截面 F-F 腹板处翼板均为正剪力滞效应,但该处剪力滞系数均小于 1,表明不可简单地根据剪力滞系数判断剪力滞效应的正负,剪力滞系数仅代表实际应力与理论应力之比,与正负剪力滞效应无直接关系.

截面 E-E 距左侧支座 220 mm($L/4$). 集中荷载作用下,截面 E-E 翼板上表面应变及剪力滞系数,如图 7 所示. 由图 7 可知:各级荷载作用时,翼板腹板处应变均大于相邻两测点应变,且随荷载的增大,应变差值逐渐增大,至第 4 级荷载作用时,应变差值接近 100×10^{-6} ;该截面剪力滞系数均大于 1,为正剪力滞效应,翼板腹板处剪力滞系数最大,向两侧逐渐减小,随着荷载增加,剪力滞系数逐渐减小,即正剪力滞效应逐渐减弱.

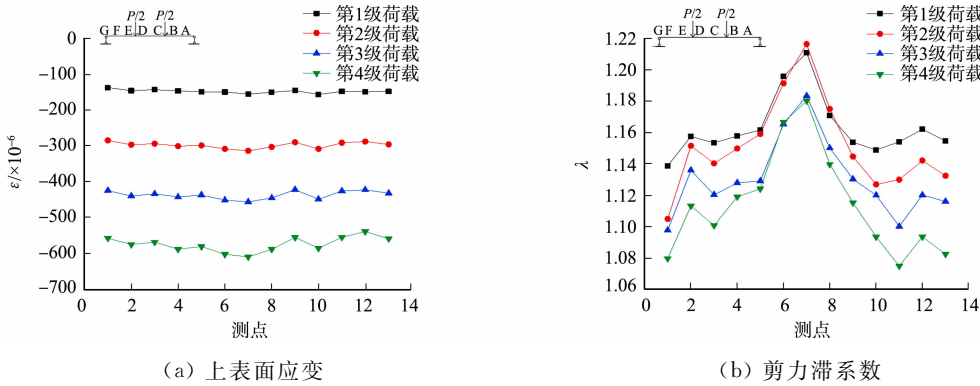


图 7 集中荷载下截面 E-E 翼板上表面应变及剪力滞系数

Fig. 7 Strain and shear lag coefficient on upper surface of flange on section E-E under concentrated load

均布荷载作用下,截面 E-E 翼板上表面应变及剪力滞系数,如图 8 所示. 由图 8 可知:翼板腹板处与相邻两侧无较大应变差值,最大差值为第 4 级荷载作用时的 10×10^{-6} ;剪力滞系数在翼板腹板处一定范围内大于 1,向两侧逐渐减小小于 1,第 1,2,3 级荷载作用时,剪力滞系数随着荷载的增加逐渐增

大,最大值为第 3 级荷载荷载作用时的 1.25,即正剪力滞效应逐渐增强,但当第 4 级荷载作用时,剪力滞系数整体小于第 3 级荷载,但大于第 2 级荷载,为 1.21。施加荷载后,T 形简支梁腹板底部受拉,翼板上表面受压,翼板与腹板交界面产生的剪切力通过肋板传递给翼板,剪切力在翼板上分布不均匀,在靠近腹板处最大,远离腹板逐渐减小。因此,剪切变形沿翼板分布不均匀,引起弯曲时远离腹板的翼板的纵向位移滞后于靠近腹板的翼板的纵向位移,即正剪力滞效应。截面 E-E 远离支座截面,支座反力对截面的负剪力滞效应有限,该截面为正剪力滞效应。

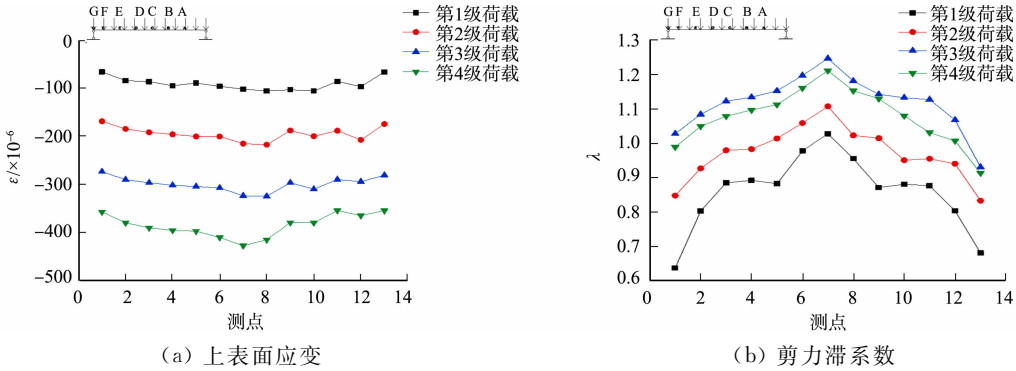


图 8 均布荷载下截面 E-E 翼板上表面应变及剪力滞系数

截面 D-D 距左侧支座 300 mm($L/3$),属于纯弯段。集中荷载作用下,截面 D-D 翼板上表面应变及剪力滞系数,如图 9 所示。由图 9 可知:在各级荷载作用下,翼板腹板处的应变无较大差值;截面 D-D 的剪力滞系数在翼板腹板处大于 1,仅有靠边缘两侧翼板的剪力滞系数小于 1,最大值为第 1 级荷载作用下的 1.13,为正剪力滞效应;随着荷载的增加,剪力滞系数逐渐减小,即正剪力滞效应逐渐减弱。

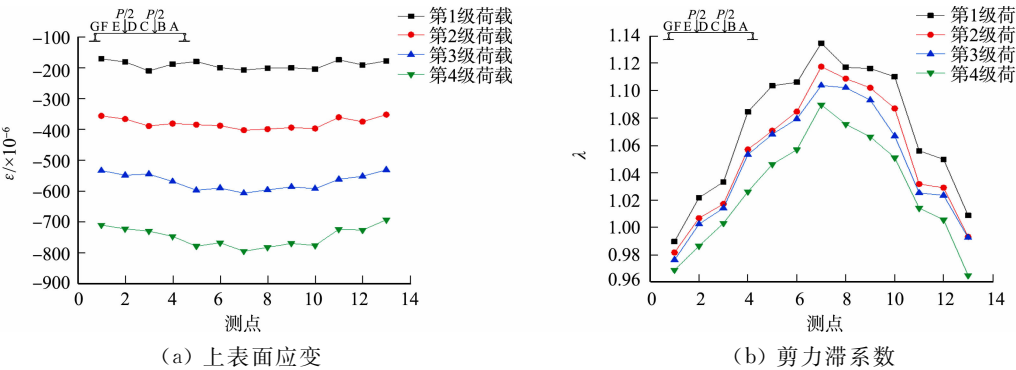


图 9 集中荷载下截面 D-D 翼板上表面应变及剪力滞系数

均布荷载作用下,截面 D-D 翼板上表面应变及剪力滞系数,如图 10 所示。由图 10 可知:翼板腹板处应变与相邻两测点在各级荷载作用时无较大差值,剪力滞系数仅在翼板腹板处及相邻两测点大于 1,

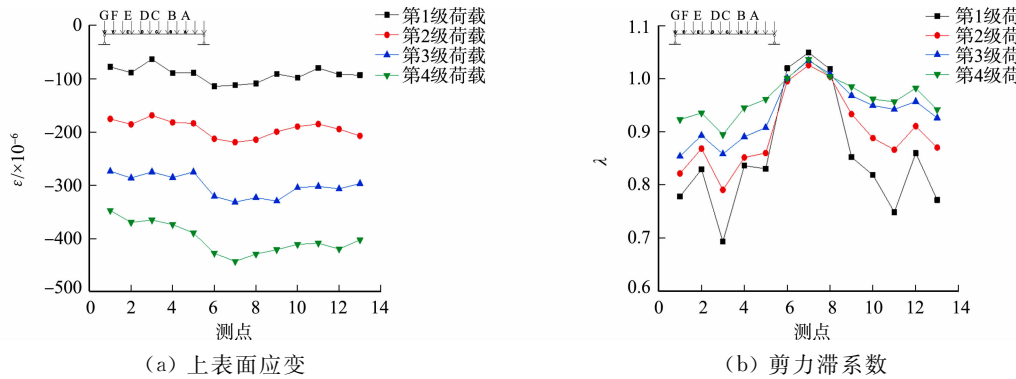


图 10 均布荷载下截面 D-D 翼板上表面应变及剪力滞系数

Fig. 10 Strain and shear lag coefficient on upper surface of flange on section D-D under uniform load

最大值为 1.05,即正剪力滞系数;随着荷载的增加,剪力滞系数逐渐较小. 综上可知,两种荷载作用下,同一级荷载时,剪力滞系数均向两侧逐渐减小.

2.2 结果分析

不同荷载形式、不同等级荷载作用下,各截面翼板腹板处的剪力滞系数,如表 2 所示. 由于截面 G-G 位于支座截面,弯矩为 0,故无法计算其剪力滞系数.

表 2 各截面翼板腹板处的剪力滞系数
Tab.2 Shear lag coefficient of web and flange in each section

荷载等级	λ (集中荷载)					λ (均布荷载)				
	截面 F-F	截面 E-E	截面 D-D	截面 C-C	截面 B-B	截面 F-F	截面 E-E	截面 D-D	截面 C-C	截面 B-B
第 1 级	0.921 8	1.210 6	1.134 7	1.015 2	1.162 5	0.485 5	1.026 9	1.049 0	1.065 0	1.121 3
第 2 级	0.897 1	1.216 1	1.117 6	1.044 0	1.148 7	0.555 5	1.106 3	1.025 3	1.059 9	1.082 5
第 3 级	0.890 6	1.183 1	1.103 8	1.052 1	1.125 4	0.669 4	1.245 6	1.034 3	1.033 3	1.071 9
第 4 级	0.845 2	1.179 8	1.089 6	1.048 6	1.106 3	0.811 3	1.210 3	1.036 2	1.036 6	1.073 9

集中荷载作用下,截面 F-F 为正剪力滞效应,从第 1 级荷载到第 4 级,剪力滞系数降低了 8.3%,下降幅度较大. 在实际工程设计中,需根据实际受力的大小,在靠近支座截面的翼板上表面适当布置受压钢筋. 截面 E-E 为正剪力滞效应,从第 1 级荷载到第 4 级,剪力滞系数下降了 2.5%. 截面 D-D 为正剪力滞效应,从第 1 级荷载到第 4 级,剪力滞系数下降 4.0%;其弯矩大于截面 E-E,剪力小于截面 E-E,属纯弯段;在各级荷载作用下,截面 D-D 的剪力滞系数均小于截面 E-E. 由此可知,纯弯段剪力滞系数小于相邻截面剪力滞系数,但随着荷载增加,剪力滞系数的降幅较大. 截面 C-C,D-D 均属纯弯段,剪力滞系数降幅相比截面 E-E 较小. 根据加载点位置判断,截面 B-B 与截面 E-E 属对称位置,性质相同不赘述.

均布荷载作用时,截面 F-F 为正剪力滞效应,随着荷载的增加,剪力滞系数逐渐增大,其变化趋势与集中荷载作用时相反;截面 F-F 的剪力滞系数整体偏小,最小值为第 1 级荷载作用下的 0.485 5,这是因为截面 F-F 靠近简支梁支座截面,支座反力约束较强,导致实测应变值较小,而理论计算所得应变值未考虑支座反力的影响. 截面 E-E 为正剪力滞效应,其剪力滞系数随荷载的增加,先逐渐增大,后逐渐减小,最大值为第 3 级荷载作用时的 1.245 6,最小值为第 4 级荷载作用时的 1.210 3. 截面 D-D 的剪力滞系数随着荷载的增加而逐渐减小,从第 1 级荷载到第 4 级,剪力滞系数下降了 1.2%,降幅较小;其弯矩大于截面 E-E,剪力小于截面 E-E,剪力滞系数整体小于截面 E-E. 截面 C-C 仍为正剪力滞效应,剪力滞系数随荷载的增加而减小,从第 1 级荷载到第 4 级,剪力滞系数降低了 2.6%. 截面 B-B 剪力为负值,剪力滞系数随荷载的增加而逐渐减小,从第 1 级荷载到第 4 级,剪力滞系数下降 4.2%. 结合截面 D-D,C-C,B-B 的数据可知,剪力滞系数的变化趋势与剪力的正负无关.

3 有效翼缘宽度算例

由于剪力滞效应的存在,使靠近腹板处的翼板受力较大,应力较集中. 为了在计算中应用初等梁理论计算方法,引入有效翼缘宽度的概念.

实际工程中,梁的受力以均布荷载为主,以本试验为例,计算 T 形简支梁在不同等级荷载作用时的有效翼缘宽度. T 形简支梁示意图,如图 11 所示. 图 11 中: t, t_w 分别为翼板、腹板的厚度; b 为翼板宽度; σ_{\max} 为翼板最大正应力; h_1, H_1, H_2 分别为中性轴距翼板中心、上表面、下表面的距离;翼板最大正应力 σ_{\max} 的虚线所示面积等于实际应力曲线包围面积,虚线矩形面积的边长就是翼缘的有效宽度(b_t'),其表达式为

$$b_t' = \frac{2t \int_0^b \sigma(x,y) dy}{t \sigma_{\max}}.$$

(3)

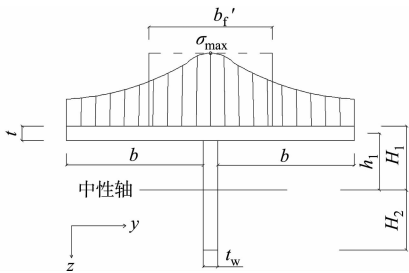


图 11 T 形简支梁示意图
Fig.11 Schematic diagram of simply supported T-beam

横截面上相应于翘曲位移的翘曲正应力(σ_w)为

$$\sigma_w = Eh_1 \left(1 - \frac{y^3}{b^3} + D\right) U'(x).$$

上式中: D 为附加于梁全截面的均匀纵向翘曲位移; $U(x)$ 为广义位移函数.

由 σ_w 的纵向自平衡条件 $\int_A \sigma_w dA = 0$, 可得

$$\int_0^b h_1 \left(1 - \frac{y^3}{b^3} + D\right) t dy + \int_{-H_1}^{H_2} D h_1 t_w dz = 0.$$

即得

$$D = -3bt/(2A).$$

上式中: A 为 T 形筒支梁的全截面面积.

由文献 [16],[17] 可得剪力广义位移微分方程和应力表达式分别为

$$U''(x) - k^2 U(x) = \frac{7n_1}{6EI_Y} Q(x), \tag{4}$$

$$\sigma(x) = E \frac{\partial U(x)}{\partial x} = EH_2 \left[U''(x) + \left(1 - \frac{y^3}{b^3} + D\right) U'(x) \right]. \tag{5}$$

式(4),(5)中: $k = \frac{1}{b} \sqrt{\frac{14Gn}{5E}}$, G 为剪切模量, $n = \frac{1}{\frac{I_{f1}}{I_f} - \frac{7I_{f0}^2}{8I_Y I_f}}$, I_f 为翼板对截面形心轴的惯性矩, $I_f =$

$2tbh_1^2$, I_{f0} , I_{f1} 为翼板广义惯性矩, $I_{f0} = I_f + \frac{4}{3}D(I_f - h_1 S_w)$, $I_{f1} = I_f + \frac{14}{9}D\left(I_f D + h_1^2 DA_w + \frac{3}{2}I_f\right)$, S_w 为腹

板面积对截面形心轴的静面矩, A_w 为腹板截面积; $n_1 = \frac{1}{\frac{I_{f1}}{I_{f0}} - \frac{7I_{f0}^2}{8I_Y}}$.

承受均布荷载的 T 形筒支梁, 如图 12 所示, 其弯矩 $M(x)$ 和剪力 $Q(x)$ 的函数表达式分别为

$$M(x) = \frac{qLx}{2} - \frac{qx^2}{2}, \quad 0 < x < L/2,$$

$$Q(x) = \frac{q}{2}(L - x), \quad 0 < x < L/2.$$

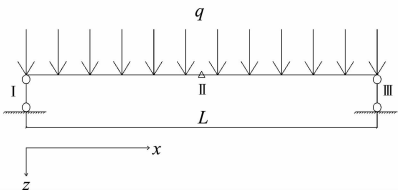


图 12 承受均布荷载的 T 形筒支梁
Fig. 12 Simply supported T-beam under uniform load

非固定端支座的边界条件为 $U_1|_{x=L/2} = U_2|_{x=L/2}$.

将 $Q(x)$ 代入式(2), 再由边界条件可得均布荷载作用下 T 形筒支梁的有效翼缘宽度为

$$b_t' = \frac{M(x) - \frac{7n_1 q}{8k^2} \left(1 - \frac{\cosh[L(L-x)] + kL \times \sinh(kx)}{\cosh(kx)}\right) \left(1 - \frac{I_{f0}}{I_Y} + \frac{4D}{3}\right)}{M(x) - \frac{7n_1 q}{8k^2} \left(1 - \frac{\cosh[L(L-x)] + kL \times \sinh(kx)}{\cosh(kx)}\right) \left(-\frac{I_{f0}}{I_Y} + \frac{4D}{3}\right)} \times 2b.$$

计算可得均布荷载作用下 T 形筒支梁翼板的最大正应力和有效翼缘宽度, 如表 3 所示.

表 3 均布荷载作用下 T 形筒支梁翼板的最大正应力和有效翼缘宽度

Tab. 3 Maximum normal stress and effective flange width of simply supported T-beam under uniform load

$q/\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$	截面 F-F		截面 E-E		截面 D-D	
	σ_{\max}/MPa	b_t'/mm	σ_{\max}/MPa	b_t'/mm	σ_{\max}/MPa	b_t'/mm
166.7	0.117 7	6.829 6	0.379 6	47.336 5	0.504 1	11.372 9
333.3	0.239 7	6.829 6	0.762 6	47.336 5	0.976 3	11.372 9
500.0	0.373 6	6.829 7	1.108 2	47.336 5	1.471 7	11.372 9
666.7	0.472 8	6.829 6	1.479 8	47.336 5	1.927 9	11.372 9

截面 G-G 位于支座截面, 无弯矩, 故无法计算其有效翼缘宽度. 由表 3 可知: 同一截面位置处, T 形筒支梁的有效翼缘宽度与该截面的正应力大小无关. 截面 F-F, E-E, D-D 均为正剪力滞效应, 其有效翼缘宽度为正, 分别为 $\frac{35}{1\,000}b$, $\frac{250}{1\,000}b$ 和 $\frac{60}{1\,000}b$. 截面 D-D 的弯矩大于截面 E-E, 剪力小于截面 E-E, 有效翼缘宽度小于截面 E-E, 约为截面 E-E 的 1/4, 由此可知, 有效翼缘宽度受剪力影响较大.

4 结论

通过有机玻璃 T 形筒支梁试验, 研究 T 形梁不同截面应变和剪力滞系数的大小, 分析剪力滞传递

的机理,利用公式计算有效翼缘宽度,探究不同剪力滞效应对有效翼缘宽度的影响,得出以下 4 点结论.

1) 集中荷载作用下,翼板存在明显的剪力滞现象,靠近支座截面存在负剪力滞效应,剪力滞系数沿腹板向两侧逐渐增大,距左侧支座 $L/4$ 截面处开始出现正剪力滞效应,且该截面剪力滞系数均大于 1,实测最大剪力滞系数为 1.22,沿腹板向两侧逐渐减小,在纯弯段出现正剪力滞效应,但效应不明显.

2) 均布荷载作用下,靠近支座截面为负剪力滞现象,且剪力滞系数均小于 1,距左侧支座 $L/4$ 截面为正剪力滞效应,剪力滞系数在 1 上下浮动,实测最大值为 1.25. 与集中荷载作用相比,均布荷载作用时的剪力滞系数普遍较小,且降幅不大.

3) 剪力滞系数的变化趋势与剪力的正负无关,随着弯矩的增加,同一截面的剪力滞系数降幅逐渐增大.

4) 正剪力滞效应作用时的有效翼缘宽度为正,同一截面位置处的 T 形简支梁的有效翼缘宽度与该截面的正应力大小无关,不同截面的有效翼缘宽度受剪力影响较大.

参考文献:

[1] 罗旗帜. 基于能量原理的薄壁箱梁剪力滞理论与试验研究[D]. 长沙:湖南大学,2005.

[2] 朱波. 超高性能混凝土 π 形梁横向力学性能研究[D]. 北京:北京交通大学,2019.

[3] 黄贤国. 大跨混凝土箱梁桥温度荷载作用下剪力滞效应分析[J]. 惠州学院学报,2007,27(3):102-107. DOI:10.3969/j. issn. 1671-5934. 2007. 03. 023.

[4] 潘旦光,程业,陈钊,等. 非线性温度梯度下悬臂箱梁的剪力滞效应[J]. 合肥工业大学学报(自然科学版),2018,41(3):384-389. DOI:10.3969/j. issn. 1003-5060. 2018. 03. 016.

[5] 郭增伟,李龙景,张俊波. 变截面悬臂箱梁剪力滞效应的比拟杆分析方法[J]. 土木工程学报,2019,52(8):72-80. DOI:10.15951/j. tmgcxb. 2019. 08. 006.

[6] 陈鸿鸣,乔静宇. 混凝土箱梁桥剪力滞研究现状与发展[J]. 结构工程师,2011,27(1):161-166. DOI:10.3969/j. issn. 1005-0159. 2011. 01. 027.

[7] 李夏元,范伟,万水,等. 基于 Timoshenko 梁及能量变分原理的薄壁箱梁挠度计算分析[J]. 华南理工大学学报(自然科学版),2018,46(4):51-57,84. DOI:10.3969/j. issn. 1000-565X. 2018. 04. 008.

[8] 郑威,曾刚,董毓利,等. 集中荷载下钢筋混凝土简支 T 型梁剪力滞效应[J]. 华侨大学学报(自然科学版),2020,41(6):707-717. DOI:10.11830/ISSN. 1000-5013. 202008005.

[9] 罗旗帜. 变截面多跨箱梁桥剪滞效应分析[J]. 中国公路学报,1998(1):63-70. DOI:10.19721/j. cnki. 1001-7372. 1998. 01. 010.

[10] 程海根,强士中. 钢-混凝土组合箱梁剪力滞效应级数解[J]. 土木工程学报,2004,37(9):37-40. DOI:10.3321/j. issn:1000-131X. 2004. 09. 007.

[11] 祝明桥,魏启智,曾垂军,等. 混凝土薄壁连续箱梁剪力滞效应分析与对比[J]. 湘潭大学自然科学学报,2009,31(3):117-122. DOI:10.3969/j. issn. 1000-5900. 2009. 03. 022.

[12] 祝明桥. 混凝土薄壁连续箱梁剪力滞效应试验研究[J]. 中南大学学报(自然科学版),2008,39(2):375-379.

[13] 中华人民共和国交通运输部. 公路桥涵设计通用规范: JTG D60—2015[S]. 北京:人民交通出版社,2015.

[14] 杨燕飞. T 梁交接处剪应力传递与应力分布[D]. 厦门:华侨大学,2015.

[15] 程军,扶名福,林治平. 有机玻璃的力学与光塑性性能[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版),2000,33(1):85-87. DOI:10.3969/j. issn. 0493-2137. 2000. 01. 022.

[16] 张元海,李乔. 宽翼缘 T 梁剪力滞效应分析的改进方法[J]. 兰州交通大学学报(自然科学版),2004,23(3):94-97. DOI:10.3969/j. issn. 1001-4373. 2004. 03. 025.

[17] 田明,张元海. 宽翼缘 T 梁的有效宽度研究[J]. 兰州交通大学学报(自然科学版),2009,28(1):27-30. DOI:10.3969/j. issn. 1001-4373. 2009. 01. 007.

(责任编辑:黄晓楠 英文审校:方德平)