

DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.202008005



集中荷载下钢筋混凝土简支 T 型梁剪力滞效应

郑威¹, 曾刚², 董毓利¹, 段进涛¹, 张升耀¹

(1. 华侨大学 土木工程学院, 福建 厦门 361021;
2. 厦门市消防救援支队 特勤大队, 福建 厦门 361006)

摘要: 通过对钢筋混凝土简支 T 型梁进行两点加载试验,研究 T 型梁翼板内不同截面的剪力滞效应,并通过 Abaqus 有限元软件对 T 型梁的加载全过程进行模拟. 试验结果表明:简支 T 型梁在靠近支座位置存在负剪力滞区,随着荷载增大,负剪力滞效应逐渐增强,并且负剪力滞区出现受拉现象,拉应力达到 2.34 MPa,而在纯弯段,荷载的增大对剪力滞系数影响不大;T 型梁翼板内的剪力主要发生在翼板和腹板交界处,剪力在向翼板边缘传递的过程中快速衰减,在翼板没有出现裂缝前,剪力滞效应随着腹板厚度的增加而降低,但是降低的程度随着腹板厚度的持续增加而减小.

关键词: 钢筋混凝土梁; T 型梁; 正剪力滞; 负剪力滞; Abaqus 有限元软件

中图分类号: U 455.46 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-5013(2020)06-0707-11

Shear Lag Effect of Simply Supported Reinforced Concrete T-Beam Under Concentrated Load

ZHENG Wei¹, ZENG Gang², DONG Yuli¹,
DUAN Jintao¹, ZHANG Shengyao¹

(1. College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China;
2. Special Service Brigade, Xiamen Fire Rescue Detachment, Xiamen 361006, China)

Abstract: Through the two-points loading experiment of the simply supported reinforced concrete T-beam, the shear lag effect of different sections in the flange of T-beam was studied, and the whole loading process of T-beam was simulated by Abaqus finite element software. The experiment results show that there is negative shear lag zone near the support of T-beam, and the negative shear lag effect increases gradually with the increase of load, and the tensile phenomenon appears in negative shear lag zone, the tensile stress reaches 2.34 MPa. In the pure bending section, the increase of load has little effect on the shear lag coefficient. The shear stress in the flange of T-beam mainly occurs at the joints of flange and web, and the shear stress reduces rapidly along the flange. Before cracking in flange, the shear lag effect decreases with the increase of the web thickness, but the degree of decrease reduces with the continuous increase of the web thickness.

Keywords: reinforced concrete beam; T-beam; positive shear lag; negative shear lag; Abaqus finite element software

翼板宽度较大的 T 型梁和箱型梁在发生竖向弯曲变形时,腹板和翼板之间产生剪应力,剪应力向翼板边缘传递的过程中逐渐衰减,导致距离腹板较远的翼板边缘的纵向位移滞后于距离腹板较近的翼板中间区域的位移.因此,翼板内纵向正应力沿翼板宽度方向呈曲线分布,这种现象称为剪力滞效应^[1].由于剪力滞效应的存在,翼板内的正应变不再符合初等梁理论中的平截面假定.在结构设计中若未充分考虑剪力滞效应的影响,容易造成结构的局部开裂或失稳^[2].

目前,桥梁建设中广泛采用的箱型截面结构、T 型结构、筒状结构等都存在剪力滞效应^[3-4].我国现有的部分桥梁在设计时因未能充分考虑剪力滞效应的影响,造成桥梁在正常使用过程中应力过度集中,出现了严重的横向裂缝^[5-6].为此,很多学者开展了针对箱型梁和 T 型梁的剪力滞效应的研究.文献[7-8]通过缩尺模型试验和有限元模拟,分析钢筋混凝土连续箱梁在弹性阶段的剪力滞分布规律,发现顶板的剪力滞系数大于底板的剪力滞系数,在均布荷载作用下,剪力滞效应比集中荷载作用下要强.罗旗帜^[3]利用有机玻璃箱梁模型开展试验,研究连续曲线箱梁和简支直线箱梁的剪力滞效应,并验证其提出的基于能量泛函变分原理的剪力滞效应分析理论.文献[9-10]对钢筋混凝土简支和悬臂箱型结构梁在塑性阶段的剪力滞效应进行试验研究,验证箱型结构梁中也存在剪力滞.目前,对 T 型梁剪力滞效应的研究主要是理论分析和数值模拟,张元海^[11]以平截面假定为基础,对腹板和翼板附加位移函数考虑剪力滞大的影响.安平和等^[12]利用有限元模型分析影响装配式连续 T 型梁剪力滞效应的关键因素,发现连续 T 型梁的剪力滞效应不受配筋的影响,主要在支座位置比较突出.张军锋等^[13]分别使用 MIDAS 和 ANSYS 两个有限元软件,研究在有限元模拟中不同的单元类型和网格密度对简支 T 型梁模拟结果的影响.

为研究钢筋混凝土简支 T 型梁的剪力滞效应,需要开展大尺寸钢筋混凝土 T 型梁模型试验.本文在试验的基础上,使用 Abaqus 有限元软件对 T 形梁翼板内的正应力和剪力流做进一步分析,并利用有限元模型分析不同腹板厚度对 T 型梁翼板剪力滞效应的影响.

1 T 型梁剪力滞试验

1.1 试验模型

为研究集中荷载下钢筋混凝土简支 T 型梁的剪力滞效应,依据 JTG D60—2015《公路桥涵设计通用规范》^[14],参考重庆大学黄祖林研究的钢筋混凝土简支 T 型梁桥模型^[15],设计大尺寸试验模型.T 型梁试验模型的长度为 3 200 mm;腹板高度为 380 mm;腹板宽度为 200 mm;翼板宽度为 2 000 mm;翼板厚度为 120 mm.Φ12 mm 钢筋的屈服强度为 450.8 MPa,极限强度为 603.7 MPa;Φ16 mm 钢筋的屈服强度为 451.4 MPa,极限强度为 608.1 MPa;混凝土立方体试块(150 mm×150 mm×150 mm)的抗压强度为 60.2 MPa.浇筑所用的混凝土为 C50 商品混凝土、钢筋的型号为 HRB400.T 型梁截面尺寸和配筋,如图 1 所示.

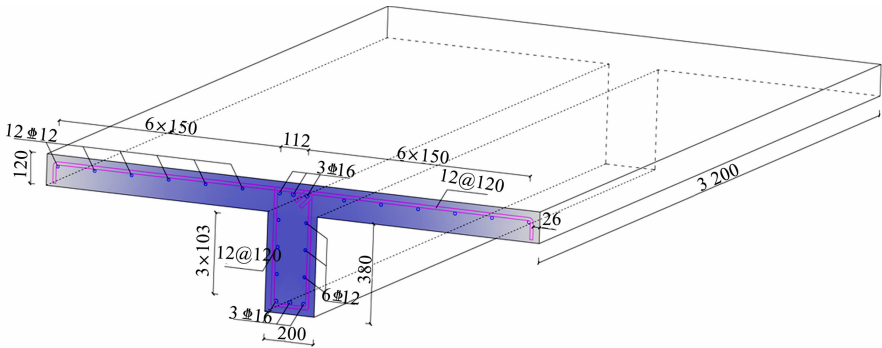


图 1 T 型梁截面尺寸和配筋(单位:mm)

Fig. 1 Section size and reinforcement of T-beam (unit: mm)

在 T 形梁 1/3 位置处施加集中荷载,沿 T 型梁长度方向上存在 3 种受力形式:在支座位置只承受的剪力;支座和加载点之间同时存在的剪力和弯矩;两加载点之间只承受的弯矩.在这 3 种受力形式范围内,分别布置应变片,测量沿 T 型梁截面宽度方向上的应力变化,布置应变片的 A,B 和 C 三个截面

位置,如图 2(a)所示. 图 2(a)中:L,R 分别是左、右动头. 每个截面应变片测点位置,如图 2(b)所示.

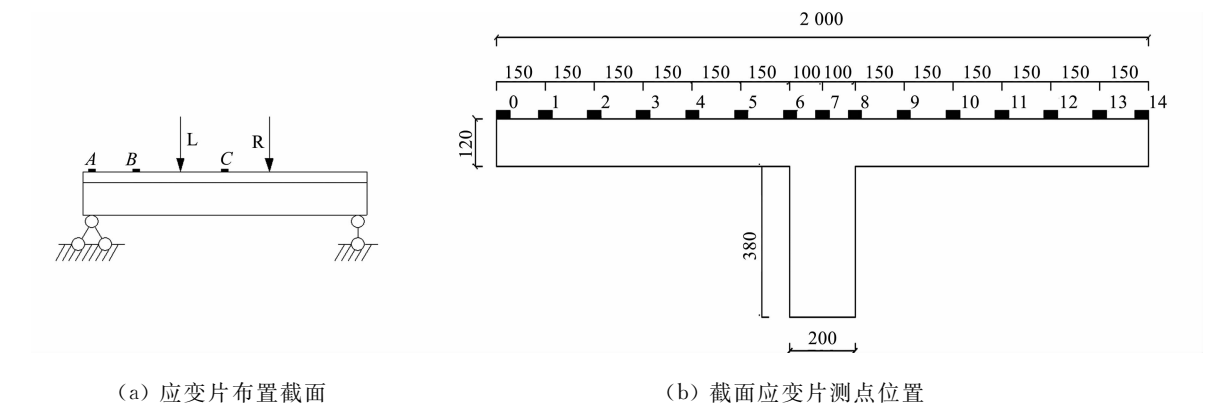


图 2 应变片布置(单位:mm)

Fig. 2 Strain gauge arrangement (unit: mm)

1.2 加载方案

T 型梁在正常使用状态下,腹板底部的钢筋应力不会达到屈服强度^[14]. 试验主要研究 T 型梁在正常使用状态下翼板内的剪力滞效应,需要计算 T 型梁腹板底部受拉钢筋达到屈服强度时的承载力,然后,分级加载. 试验所用的 T 型梁翼板宽度和厚度相对较大,腹板高度和宽度都相对较小,可以初步判断试验模型属于第 1 类 T 形截面. 受弯 T 型梁正截面,如图 3 所示. 图 3 中: σ_c 为受压混凝土应力; σ_e 为受压钢筋应力; b_f 为翼板宽度; h_f 为翼板厚度; h 为 T 型梁总高度; b 为腹板宽度; α_e 为受压钢筋到 T 型梁顶面的距离; α_s 为底层受拉钢筋到 T 型梁底面的距离; α_i 为第 i 层构造纵筋到 T 型梁底面的距离, $i=1,2,3$; M 表示 T 型梁截面所受弯矩; y_0 为 T 型梁中性轴到 T 型梁顶面的距离; φ 为 T 型梁受弯变形后的截面与原截面的夹角; A_e 为受压钢筋的截面积; σ_s 为底层受拉钢筋的应力; A_s 为底层受拉钢筋的截面积; σ_i 为第 i 层构造纵筋的应力, $i=1,2,3$; A_i 为第 i 层构造纵筋的截面积, $i=1,2,3$.

若按照第 1 类 T 形截面计算得到中性轴位置 $y_0 < h_f$, 则说明假设正确;反之,则应按照第 2 类 T 形截面重新计算. 根据初等梁理论计算 T 型梁承载力,有以下 2 个假定:

- 1) T 型梁在变形过程中符合平截面假定;
- 2) 受拉区混凝土不能承受拉力,所有拉力由受拉区钢筋承担.

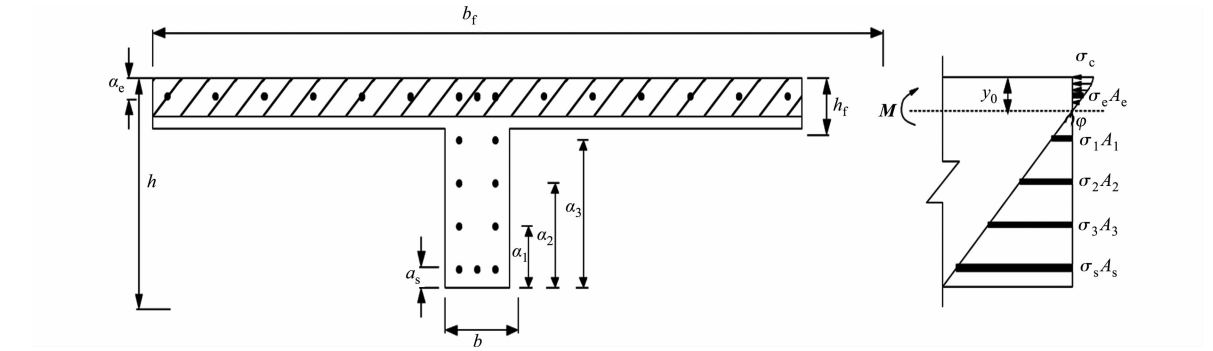


图 3 受弯 T 型梁正截面

Fig. 3 Normal section of bending T-beam

简支梁轴力为 0,由静力平衡方程^[16],有

$$\left. \begin{aligned} \int_0^{y_0} \sigma_c \cdot b_f dy + \sigma_e \cdot A_e &= \sigma_s \cdot A_s + \sum_{i=1}^3 \sigma_i \cdot A_i, \\ \int_0^{y_0} \sigma_c \cdot b_f \cdot y dy + \sigma_e \cdot A_e \cdot (y_0 - \alpha_e) + \sigma_s \cdot A_s \cdot (h - y_0 - \alpha_s) + \\ &\sum_{i=1}^3 \sigma_i \cdot A_i \cdot (h - y_0 - \alpha_i) = M. \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

由图 3 中的 T 型梁正截面的变形协调方程,有

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_c &= y_0 \cdot \varphi, \\ \epsilon_e &= (y_0 - \alpha_e) \cdot \varphi, \\ \epsilon_s &= (h - y_0 - \alpha_s) \cdot \varphi, \\ \epsilon_i &= (h - y_0 - \alpha_i) \cdot \varphi, \quad i=1,2,3. \end{aligned} \right\} \tag{2}$$

式(2)中: ϵ_c 为混凝土应变,规范^[17]中建议取值为 0.001 769; ϵ_s 为钢筋应变.混凝土的应力-应变关系采用规范^[17]中的定义的本构模型,即

$$\sigma_c = (1 - d_c) \cdot E_c \cdot \epsilon, \tag{3}$$

$$d_c = \begin{cases} 1 - \rho_c \cdot [\alpha_a + (3 - 2 \cdot \alpha_a) \cdot x + (\alpha_a - 2) \cdot x^2], & x \leq 1, \\ 1 - \frac{\rho_c}{\alpha_d \cdot (x - 1)^2 + x}, & x > 1, \end{cases} \tag{4}$$

$$x = \frac{\epsilon}{\epsilon_c}, \tag{5}$$

$$\rho_c = \frac{f_c}{E_c \cdot \epsilon_c}. \tag{6}$$

式(3)~(6)中: E_c 为混凝土弹性模量; α_a 和 α_d 为混凝土应力-应变关系曲线参数,规范中建议分别取值为 1.92 和 1.85; f_c 为混凝土单轴抗压强度,根据试验测试为 38.5 MPa.

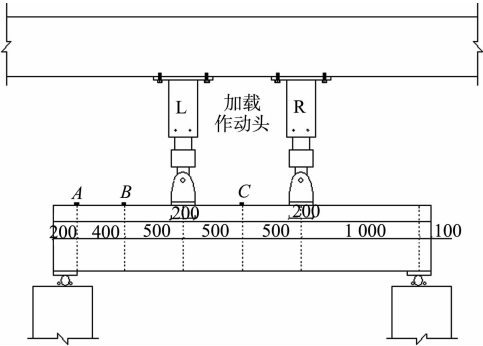
钢筋的本构关系取规范^[17]定义的三折线模型,即

$$\sigma_s = \begin{cases} E_s \cdot \epsilon_s, & \epsilon_s \leq \epsilon_y, \\ f_y & \epsilon_y < \epsilon_s \leq \epsilon_{uy}, \\ f_y + k \cdot (\epsilon_s - \epsilon_{uy}), & \epsilon_{uy} < \epsilon_s \leq \epsilon_u. \end{cases} \tag{7}$$

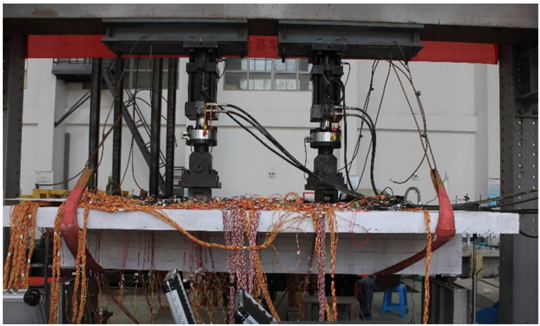
式(7)中: E_s 为钢筋弹性模量,规范^[17]中建议取值为 206 GPa; f_y 为钢筋的屈服强度,根据试验测定为 451.1 MPa; ϵ_y 为钢筋的屈服应变, $\epsilon_y = \frac{f_y}{E_s}$; ϵ_{uy} 取 $4\epsilon_y$; k 为钢筋的硬化斜率, $k = \frac{f_{ty} - f_y}{\epsilon_u - \epsilon_{uy}}$, f_{ty} 为钢筋的峰值强度,根据试验测定为 605.9 MPa, ϵ_u 为钢筋峰值应变,取 $25\epsilon_y$.

T 型梁腹板底部受拉钢筋屈服应力为 451.1 MPa,将变形协调方程、钢筋和混凝土的应力-应变关系及腹板底部钢筋的屈服应力代入静力平衡方程,可以求得在 T 型梁腹板底部钢筋应力达到屈服强度时正截面承受的弯矩 $M=160.8 \text{ kN} \cdot \text{m}$.

采用两点加载的方式,加载点为 T 型梁 1/3 的位置,距离支座距离为 1 000 mm,所以在 T 型梁腹板钢筋屈服时,加载点所施加的荷载为 160.8 kN.在加载过程中,先用力的控制方式施加荷载,将 160.8 kN 力分为 8 级加载,每 15 min 施加一级荷载(20.1 kN).160.8 kN 的荷载施加完毕后,采用位移控制的加载方式继续施加荷载,试验结束时,作动头最大行程为 120 mm.T 型梁加载方式,如图 4 所示.



(a) 试验加载简图



(b) 试验加载装置

图 4 T 型梁加载方式(单位:mm)

Fig. 4 Loading mode of T-beam (unit: mm)

1.3 试验结果

在试验中,当荷载达到 60 kN 时,腹板底部混凝土出现开裂;当荷载达到 131.2 kN 时,腹板混凝土裂缝蔓延至与翼板交界处,并很快从腹板位置发展到翼板底面的边缘.加载点荷载(F)-位移(s)曲线,如

图 5 所示。由图 5 可知:当荷载达到 180 kN 时,荷载-位移曲线出现明显拐点;两个作动头最终加载位移 120 mm,L,R 作动头荷载分别为 276.8、275.2 kN。试验结束后的 T 型梁裂缝分布,如图 6 所示。

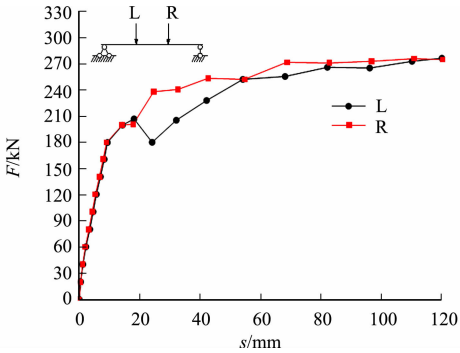


图 5 加载点荷载-位移曲线

Fig. 5 Load-displacement curves of loading points

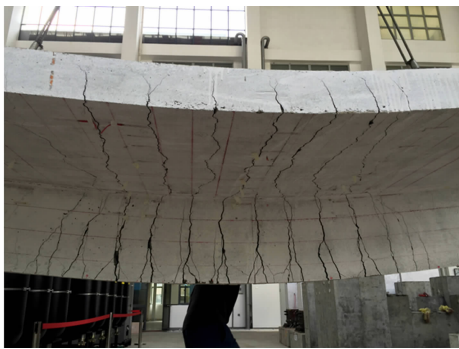


图 6 试验结束后的 T 型梁裂缝分布

Fig. 6 Cracks distribution of T-beam after test

在各级荷载下,截面 A,B 和 C 翼板上的表面正应力分布,如图 7~9 所示。截面 B,C 翼板上表面剪力滞系数,如图 10~11 所示。腹板上表面剪力滞系数-荷载曲线,如图 12 所示。图 7~12 中: W_A 、 W_B 、 W_C 为截面 A~C 翼板的横向坐标位置。

由图 7~12 可知:位于支座上部的截面 A 在理论上不受弯矩作用,正应力为 0,施加第 1 级荷载 (20.1 kN) 后,截面 A 出现了负剪力滞现象,随着荷载的增加,负剪力滞现象更加明显;位于加载点和支座中间的截面 B,在第 1 级荷载 (20.1 kN) 至第 3 级荷载 (60.3 kN) 下为正剪力滞,随着荷载的增加剪力滞系数逐渐较小,加载到第 4 级荷载 (80.4 kN) 时,截面 B 腹板位置为负剪力滞,此后,随着荷载的增加,负剪力滞现象逐渐明显,加载到第 7 级荷载 (140.7 kN) 时,截面 B 腹板位置由受压变为受拉;位于跨中纯弯段截面 C 在加载过程中,剪力滞系数变化幅度较小,在第 1 级荷载 (20.1 kN) 增大到第 6 级荷

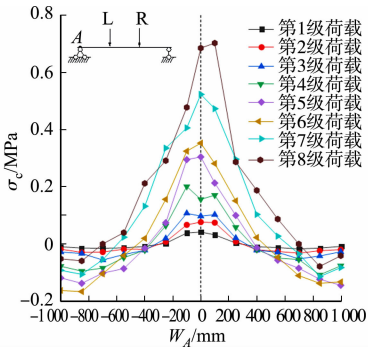


图 7 截面 A 翼板上表面正应力分布

Fig. 7 Normal stress distribution on upper surface of flange on section A

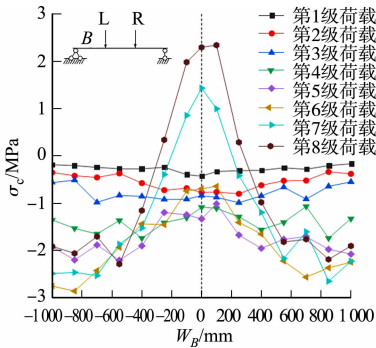


图 8 截面 B 翼板上表面正应力分布

Fig. 8 Normal stress distribution on upper surface of flange on section B

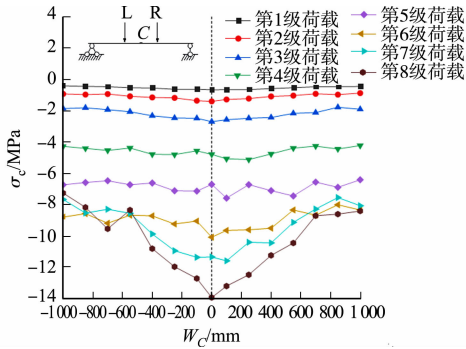


图 9 截面 C 翼板上表面正应力分布

Fig. 9 Normal stress distribution on upper surface of flange on section C

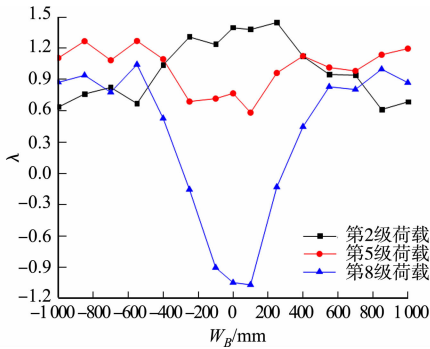


图 10 截面 B 翼板上表面剪力滞系数

Fig. 10 Shear lag coefficient on upper surface of flange on section B

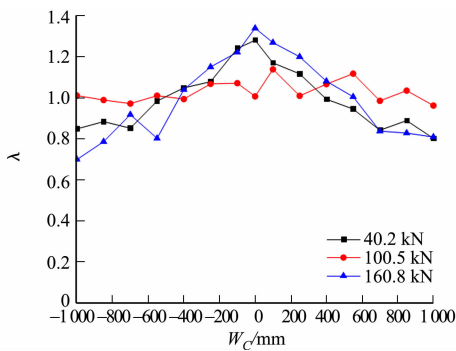


图 11 截面 C 翼板上表面剪力滞系数
Fig. 11 Shear lag coefficient on upper surface of flange on section C

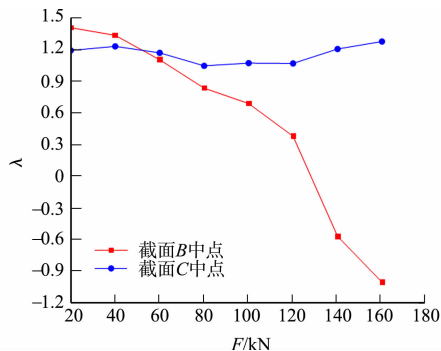


图 12 腹板上表面剪力滞系数-荷载曲线
Fig. 12 Shear lag coefficient-load curve on upper surface of web

载(120.6 kN)过程中,C 截面腹板位置的剪力滞系数逐渐减小,第 7 级荷载(140.7 kN)至第 8 级荷载(160.8 kN)剪力滞系数逐渐增大;A,B 和 C 三个截面的应力都发生了突变,剪力滞系数也有显著的增加,说明翼板的开裂进一步影响剪力在翼板内的传递,导致正应力分布更加不均匀.试验过程中,随着荷载的增加,截面 B 腹板位置由受压变为受拉,且拉应力接近混凝土的受拉极限承载力,这很可能导致 T 型梁在弹性阶段顶面出现受拉裂缝.截面 A,B 的腹板位置受拉主要是受到负剪力滞的影响,支座和集中力加载点都作用在腹板上,施加荷载后,T 形梁发生挠曲,腹板底部受拉,翼板顶面受压,腹板和翼板之间产生剪力,剪力从腹板和翼板的交界处向翼板的边缘传递.根据圣维南原理,剪力向翼板边缘传递时逐渐减小,在翼板内分布不均匀,靠近腹板的位置剪力比较大,而靠近翼板边缘的区域剪力比较小.剪力在翼板内不均匀分布影响了翼板内的正应力分布,使得正应力在翼板内部分布不均匀.

T 型梁受弯变形,如图 13(a)所示,由于简支 T 型梁的对称性,取一半结构进行分析.取支座和加载点之间翼板的一个截面 P-P,翼板顶面变形,如图 13(b)所示.将翼板沿截面 F'-F'剖开,T 型梁受弯后,翼板内沿 T 型梁长度方向产生非均匀变形,如截面 F-F.靠近支座的截面 F'-F'近似处于无应力状态,截面 F-F 和截面 F'-F'实际上为一个截面,应满足变形协调的条件,截面 F'-F'段在翼板内的腹板位置将产生拉应力,而翼板的边缘区域内产生的是压应力.翼板边缘和腹板之间纵向的应变差最大,压应力也是最大.这样就出现翼板边缘的应力大于翼板内腹板位置的应力的现象,即负剪力滞现象.当荷载进一步增加,翼板边缘和腹板的位移差随之增大,在翼板内腹板位置就出现了受拉区.

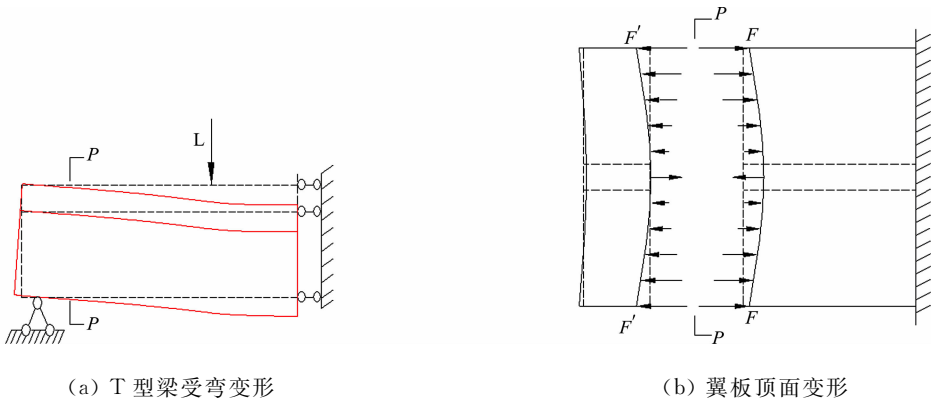


图 13 负剪力滞机理分析

Fig. 13 Mechanism analysis of negative shear lag

2 T 型梁剪力滞的模拟与分析

通过传感器采集到的应变和变形数据有限,为更加深入研究翼板内的剪力流和正应力分布的特点,以及对 T 型梁进行参数分析,使用 Abaqus 有限元软件对 T 型梁进行数值模拟.使用 Abaqus 有限元软件模拟 T 型梁加载全过程,对比有限元模型和试验过程中的荷载-位移曲线和对应位置的应力值,以此

验证有限元模型的准确性. 本构模型采用规范^[17]中定义的本构模型(式(3)~(7)). 根据 T 型梁试验模型建立有限元模型, 其加载方式与试验一致. 钢筋单元类型为 T3D2, 混凝土单元类型为 C3D8I. 采用将钢筋嵌入混凝土方式定义钢筋与混凝土的接触关系, 这种接触关系不考虑钢筋与混凝土之间的滑移. 在数值模拟中采用位移控制的方式进行加载, 与试验过程相同, 最大加载位移为 120 mm.

T 型梁加载点的荷载-位移曲线, 如图 14 所示. 由图 14 可知: 在荷载-位移曲线出现明显的拐点(180 kN 左右)之前, 试验和数值模拟的荷载-位移曲线比较接近.

有限元模型的刚度略大于试验模型, 因为 Abaqus 有限元模型采用的是无滑移的钢筋与混凝土接触关系, 而试验模型可能会存在微小滑移, 而且有限元模型未考虑混凝土开裂对刚度退化的影响, 所以 T 型梁的有限元模型的前期刚度比试验模型略大一些. 有限元模型和试验模型均是在 180 kN 左右, 荷载-位移曲线出现明显的拐点, 相较于弹性阶段, 在 T 型梁完全进入塑性阶段后, 有限元模型和试验模型的荷载-位移曲线差别更大一些, 可能是因为有限元模型采用的是规范中^[17]定义的钢筋和混凝土本构关系与真实存在差别. 规范中^[17]定义的是素混凝土的本构关系, 没有考虑箍筋对混凝土的约束作用. 箍筋对混凝土的约束使混凝土的延性得到较大的提高. 整体来看, 在 T 型梁未完全进入塑性阶段之前, Abaqus 有限元模型模拟 T 型梁的荷载-位移曲线与试验比较接近.

加载位移为 120 mm 时 T 型梁的变形, 如图 15 所示. 翼板上表面正应力模拟与试验的对比, 如图 16 所示.

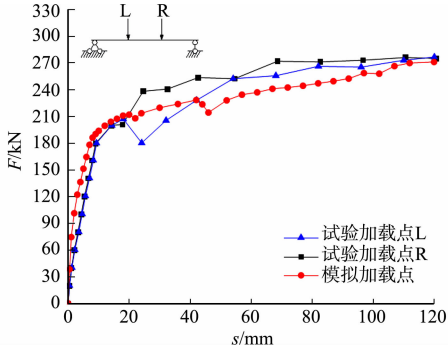
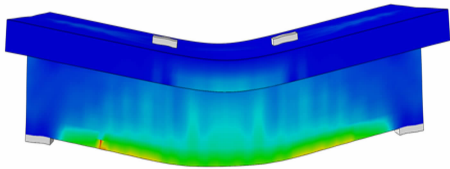


图 14 加载点荷载-位移曲线
Fig. 14 Load-displacement curves of loading points



(a) 试验

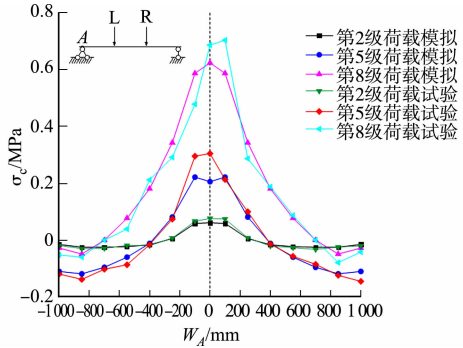


(b) 模拟

图 15 加载位移为 120 mm 时 T 型梁的变形
Fig. 15 Deformation of T-beam at 120 mm loading displacement

由图 16 可知: 有限元模拟和试验应力变化趋势基本一致, 随着荷载的增加应力逐渐增大; 有限元模拟和试验结果有一定的误差, 模拟应力值略小于试验值. 由于试验过程中测量的应力值有一定的离散性, 少数测点应力值的误差较大, 但大多数测点应力值误差都小于 10%, 说明 Abaqus 有限元模型可以有效模拟试验过程中 T 型梁翼板内应力变化过程及分布情况.

相比较于试验, Abaqus 有限元软件的模拟可以得到更详细的正应力分布情况, 这有助于更加深入地分析 T 型梁翼板内剪力流和正应力的分布特点. 在第 2 级荷载(40.2 kN)、第 5 级荷载(100.5 kN)和第 8 级荷载(160.8 kN)下翼板顶面的正应力、剪力流云图, 分别如图 17、18 所示.



(a) 截面 A

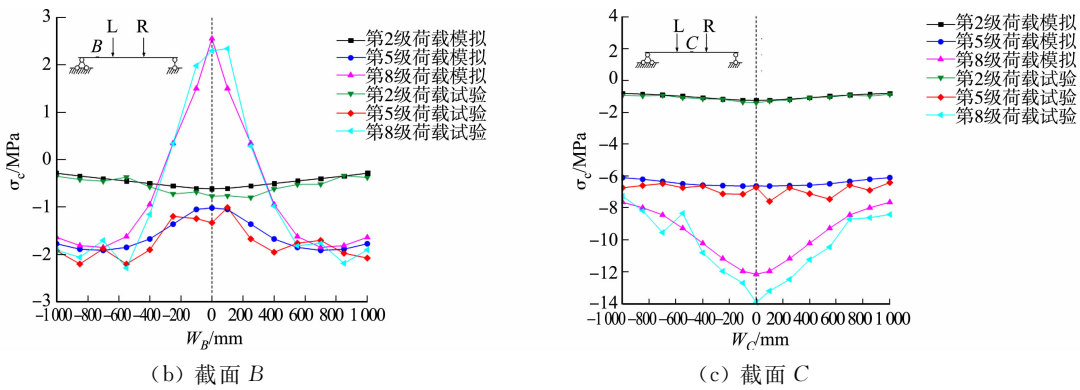


图 16 翼板上表面正应力模拟与试验的对比

Fig. 16 Comparison between simulation and test normal stresses on upper surface of flange

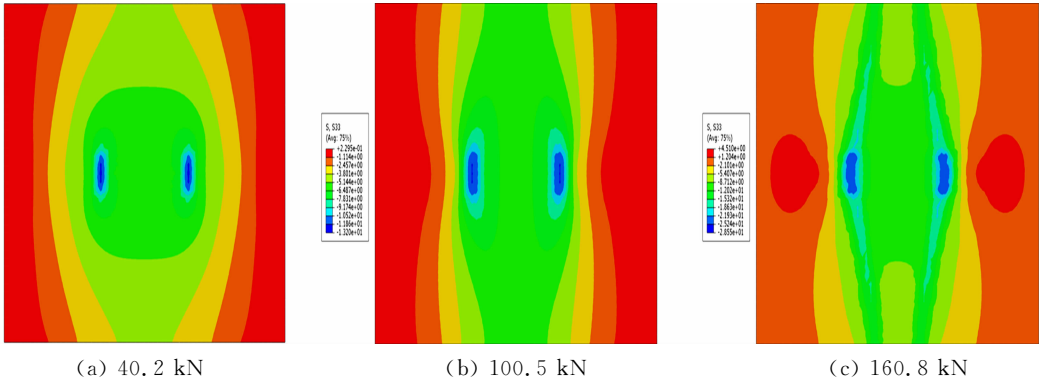


图 17 各级荷载下翼板正应力云图

Fig. 17 Normal stress nephogram of flange under different loads

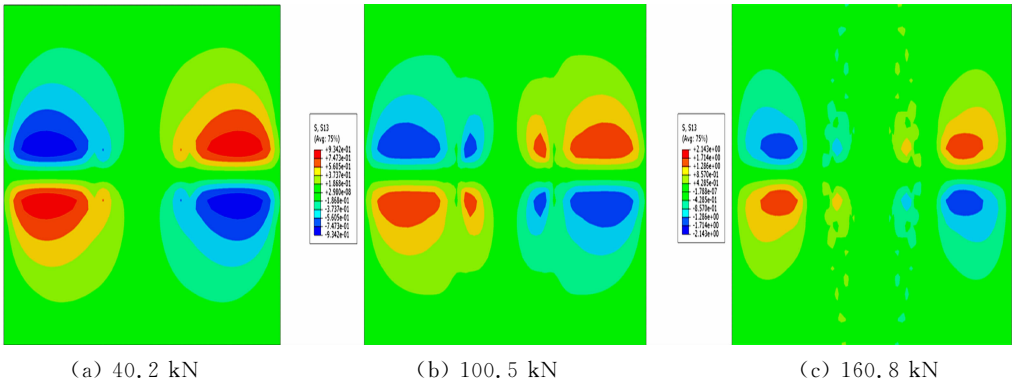


图 18 各级荷载下翼板内剪力流云图

Fig. 18 Shear stress nephogram of flange under different loads

由图 17 可知:随着荷载的增加,加载点的局部效应加强,加载点附近的正应力明显比较大;两个集中力的加载点都位于腹板的顶部,翼板内靠近腹板区域的正应力明显比较大;在加载点到支座位置之间的区域,出现负剪力滞现象,并且翼板顶面由受压变为受拉,这与 T 型梁试验结论一致,翼板内正应力分布不均匀主要是受翼板内剪力流分布不均匀的影响。

由图 18 可知:剪力在翼板和腹板交界处产生,在向翼板边缘传递的过程中迅速衰减,产生剪力滞后现象,在两加载点之间的纯弯段几乎不存在剪应力,沿宽度方向正应力变化很小;当荷载施加到 139.8 kN 时,翼板底面开裂,翼板边缘的正应力开始明显小于腹板位置的正应力。Abaqus 有限元模拟和试验结果类似,翼板底面开裂缝后,翼板边缘的正应力进一步滞后于腹板位置的正应力,剪力滞效应增强。

3 腹板厚度对剪力滞的影响分析

在 T 形梁受弯变形时,翼板和腹板之间存在剪力,当腹板宽度增大时,翼板内的剪力滞效应将会减

弱^[18]. 为了研究腹板的厚度对翼板剪力滞效应的影响, 采用已经验证过的 Abaqus 有限元模型, 研究不同腹板厚度的 T 型梁翼板内的剪力滞效应. 试验模型共设计 3 种腹板厚度分别为 200, 300, 400 mm 的 T 型梁模型(在下文中分别用 T200, T300 和 T400 表示 3 种 T 型梁)进行对比分析. 3 种 T 型梁模型仅是腹板的宽度不同, 钢筋的配筋形式和数量完全相同, 钢筋和混凝土的强度都采用试验测定的强度. 根据初等梁理论计算公式(1), 虽然腹板厚度不同, 但是相同的配筋下 T 形梁的承载力相同. 在试验中已经验证, 随着荷载的增加, 剪力滞效应也会发生改变, 采用相同的配筋可以避免不同荷载比对剪力滞效应的影响.

T300 和 T400 正截面配筋, 如图 19 所示. 图 19 中: T 型梁的长度均为 3 200 mm, 与试验模型相同, 在梁跨 1/3 位置处两点加载.

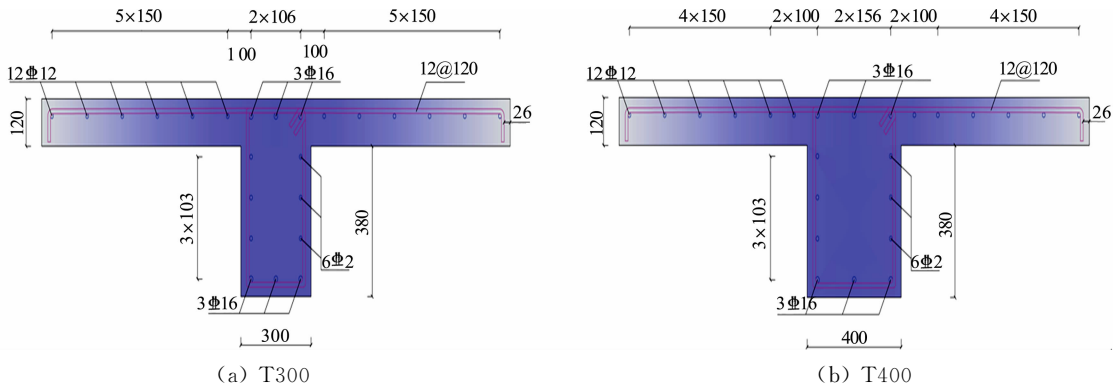


图 19 T300 和 T400 正截面配筋(单位: mm)

Fig. 19 Reinforcement of T300 and T400 normal sections (unit: mm)

3 种截面形式的 T 型梁, 在腹板底部钢筋应力达到屈服强度时的承载力都是 160.8 kN · m, 与试验相同, 分 8 级加载, 每级荷载 20.1 kN. 3 种截面形式下, Abaqus 有限元软件模拟加载点荷载-位移曲线, 如图 20 所示. 在相同的配筋的情况下, 仅增加腹板的厚度, T 型梁的承载力有微小提升. 可能是因为有限元模拟中混凝土本构模型采用的是塑性损伤模型, 该本构模型考虑了混凝土的受拉行为, 而理论计算中完全忽略了混凝土的拉应力对承载力的贡献. 第 2 级荷载(40.2 kN)和第 8 级荷载(160.8 kN)下, 不同腹板厚度截面 A, B, C 正应力分布, 如图 21~23 所示.

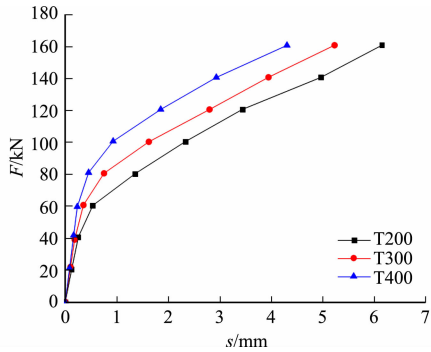


图 20 模拟加载点荷载-位移曲线

Fig. 20 Load-displacement curves of simulated loading points

由图 21 可知: 截面 A 在 40.2 kN 荷载下, 不同腹板厚度的 T 型梁翼板边缘的应力差别较小, 腹板位置的正应力有明显的降低; T300 相较于 T200 腹板与翼板交界处正应力降低 42.0%, T400 相较于 T200 腹板与翼板交界处正应力降低 60.9%; 截面 A 在 160.8 kN 荷载下, T300 和 T400 翼板边缘的正应力几乎相同, 相较于 T200 压应力增加, 拉应力降低, T300 相较于 T200 腹板与翼板交界处正应力降低 49.8%, T400 相较于 T200 腹板与翼板交界处正应力降低 67.4%.

由图 22 可知: 截面 B 在荷载较小时出现正剪力滞效应, 荷载增大后, 出现负剪力滞效应; 截面 B 在 40.2 kN 荷载下, T300 相较于 T200 腹板与翼板交界处正应力降低 9.5%, T400 相较于 T200 腹板与翼板交界处正应力降低 16.4%; 截面 B 在 160.8 kN 荷载下, T300 和 T400 负剪力滞现象显著低于 T200, 在翼板 B 截面内 T300 和 T400 腹板位置没有出现受拉区域.

由图 23 可知: 截面 C 在 40.2 kN 荷载下, 不同的腹板厚度的 T 型梁翼板内的应力有明显区别, T300 相较于 T200 腹板与翼板交界处正应力降低 14.2%, T400 相较于 T200 腹板与翼板交界处正应力降低 25.4%; 截面 C 在 160.8 kN 下, T300 和 T400 翼板内腹板位置的正应力相较于 T200 几乎一致.

不同梁腹板厚度的 T 型梁的模拟分析表明, 在 T 型负剪力滞区域, 增大腹板厚度, 剪力滞效应明显降低, 但是随着腹板厚度的增大, 剪力滞效应降低的程度减小. 所以通过增加腹板厚度降低剪力滞效应

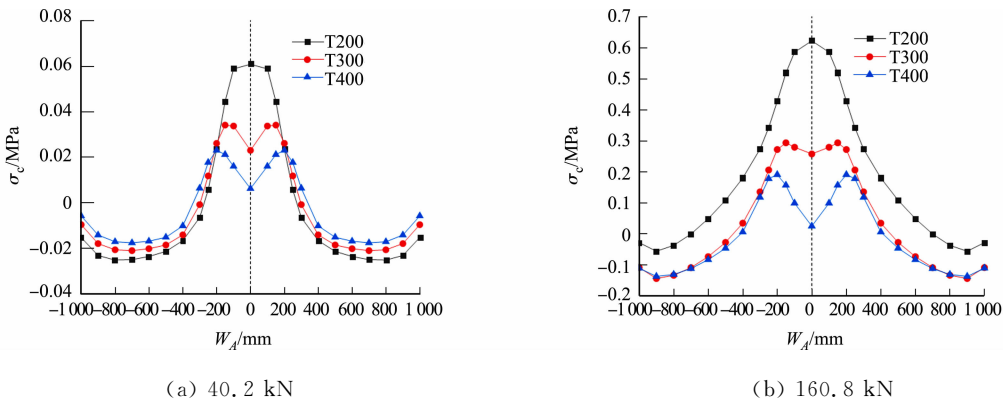


图 21 不同腹板厚度 A 截面正应力分布

Fig. 21 Normal stress distribution of section A with different web thickness

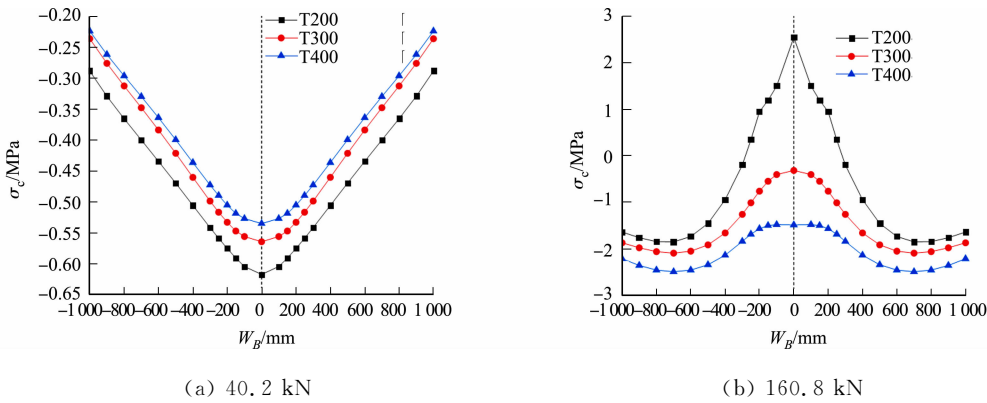


图 22 不同腹板厚度 B 截面正应力分布

Fig. 22 Normal stress distribution of section B with different web thickness

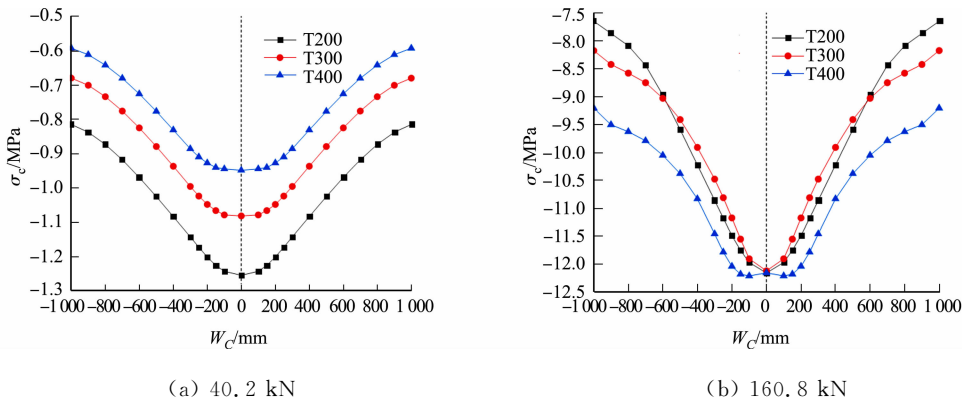


图 23 不同腹板厚度 C 截面正应力分布

Fig. 23 Normal stress distribution of section C with different web thickness

的作用会随着腹板厚度的增加而减弱。在 T 型梁的纯弯段,当荷载较小时,增加腹板厚度可以显著降低正应力和剪力滞效应;而当荷载较大时,翼板底面出现裂缝导致剪力滞效应增强,增大腹板厚度对减弱正剪力滞效应的作用不大。

4 结论

通过钢筋混凝土简支 T 型梁试验,研究 T 型梁不同位置截面正应力的分布情况。通过 Abaqus 有限元软件对 T 型梁的加载全过程进行模拟,验证有限元模型的准确性,并利用数值模拟分析翼板内正应力和剪力流的分布特点。利用有限元模型,分析在相同配筋和荷载下不同腹板厚度对翼板剪力滞效应的影响。对于钢筋混凝土简支 T 型梁剪力滞分析,主要得出以下 3 个结论。

- 1) 钢筋混凝土简支 T 型梁在荷载作用下,翼板内存在明显的剪力滞现象。翼板内靠近支座位置的

区域存在显著的负剪力滞现象,并且随着荷载的增大,出现负剪力滞的区域混凝土出现受拉的现象,支座与加载点中间位置最大拉应力达到 2.34 MPa,接近混凝土极限抗拉强度。

2) Abaqus 有限元软件对钢筋混凝土简支 T 型梁的试验过程的模拟表明,Abaqus 有限元模型可以有效模拟 T 形梁的剪力滞现象.通过数值模拟结果可以看到,T 型梁在集中荷载下,加载点附近的局部效应明显;剪力主要发生在腹板和翼板的交界处,剪力在向翼板边缘传递的过程中快速衰减,纯弯段翼板内没有明显的剪力。

3) 在 T 型梁负剪力滞区域,增加腹板厚度,剪力滞效应明显降低,但是随着厚度的增大,剪力滞效应降低的程度减小.在 T 型梁的纯弯段,当翼板底面出现裂缝后,增大腹板厚度对减弱正剪力滞效应的作用不大.翼板中的裂缝会导致剪力滞效应的增强。

参考文献:

- [1] 程翔云.悬臂薄壁箱梁的负剪力滞[J].上海力学,1987(2):52-61.
- [2] 樊思众.简支混凝土小箱梁剪力滞效应研究[J].科技视界,2019(19):38-39. DOI:10.19694/j.cnki.issn2095-2457.2019.19.016.
- [3] 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.
- [4] 朱波.超高性能混凝土 π 形梁横向上力学性能研究[D].北京:北京交通大学,2019.
- [5] 罗旗帜,俞建立.钢筋混凝土连续箱梁桥翼板横向裂缝问题[J].桥梁建设,1997(1):43-47.
- [6] 李坤,王吉文.箱梁剪力滞效应的试验研究[J].市政技术,2018,36(1):78-80. DOI:10.3969/j.issn.1009-7767.2018.01.027.
- [7] 方志,曹国辉,王济川.钢筋混凝土连续箱梁剪力滞效应试验研究[J].桥梁建设,2000(4):1-3. DOI:10.3969/j.issn.1003-4722.2000.04.001.
- [8] 曹国辉,方志,王济川.钢筋混凝土箱梁剪力滞效应试验研究[J].中南公路工程,2000,25(3):26.
- [9] 林丽霞,吴亚平,丁南宏,等.钢筋混凝土箱梁非线性及剪滞效应的试验研究[J].实验力学,2013,28(5):614-622. DOI:10.7520/1001-4888-12-106.
- [10] 梁巧真,刘凡,丁红艳.基于材料非线性下的箱形截面剪力滞试验研究[J].建筑科学,2015,31(9):58-64. DOI:10.13614/j.cnki.11-1962/tu.2015.09.011.
- [11] 张元海.T 形截面梁的应力与挠度计算[J].中国铁道科学,2005(2):83-86.
- [12] 安平和,时元绪,邬晓光,等.装配式宽幅连续 T 梁剪力滞效应研究[J].铁道建筑,2018,58(5):6-8.
- [13] 张军锋,朱冰,李杰,等.计算模型对简支箱梁和 T 梁剪力滞结果影响[J].重庆交通大学学报(自然科学版),2019,38(2):7-12. DOI:10.3969/j.issn.1674-0696.2019.02.02.
- [14] 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.
- [15] 黄祖林.RC 简支 T 梁桥加固拓宽改造研究与应用[D].重庆:重庆大学,2016.
- [16] 段进涛,董毓利,朱三凡,等.港珠澳大桥沉管隧道的横截面承载力分析[J].华侨大学学报(自然科学版),2020,41(1):8-18. DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.201907042.
- [17] 中华人民共和国住房和城乡建设部.混凝土结构设计规范:GB 50010—2010[S].北京:中国建筑工业出版社,2011.
- [18] 秦绪喜.基于辛弹性力学的宽翼板 T 梁及箱梁剪力滞理论[D].长春:吉林大学,2009.

(责任编辑:陈志贤 英文审校:方德平)