

双肋式 T 形梁力学性能的理论分析¹⁾

甘亚南^{*,2)} 石飞停^{*} 操俊林^{†,*}

^{*}(盐城工学院土木工程学院, 江苏盐城 224051)

[†](兰州交通大学土木工程学院, 兰州 730070)

摘要 以能量变分原理为基础, 考虑了剪滞翘曲应力自平衡条件、剪力滞后和剪切变形等因素, 建立了双肋式 T 形梁广义位移的控制微分方程和自然边界条件, 获得了相应广义位移的闭合解. 进而以算例为基础讨论了自平衡条件、剪力滞后和剪切变形等因素对双肋式 T 形梁正应力和挠度的贡献. 解析解与有限元数值解吻合更好, 说明了本文方法的有效性.

关键词 双肋式 T 形梁, 结构工程, 自平衡条件, 剪力滞后, 能量变分原理

中图分类号: U441+.5 文献标识码: A doi: 10.6052/1000-0879-16-362

THEORETICAL ANALYSIS OF MECHANICAL PROPERTIES OF T-BEAM WITH TWO-RIBBED SLABS¹⁾

GAN Yanan^{*,2)} SHI Feiting^{*} CAO Junlin^{†,*}

^{*}(School of Civil Engineering and Architecture, Yancheng Institute of Technology, Yancheng 224051, Jiangsu, China)

[†](School of Civil Engineering and Architecture, Lanzhou Jiaotong University, Lanzhou 730070, China)

Abstract The shear lag effect, the shear deformation and the self-equilibrium condition for the T-beam with two-ribbed slabs are considered in the present study. Two generalized displacement functions are employed to analyze the mechanical characteristics, and the corresponding four ordinary differential equations with natural boundary conditions are derived. Then, the closed-form solutions for the generalized displacements are obtained. Furthermore, the contributions of the self-equilibrium condition, the shear lag effect to the stress and the deflection of the T-beam with two-ribbed slabs are analyzed in detail. It is concluded that the mechanical analysis of the T-beam with two-ribbed slabs is more accurate. The numerical simulation using the finite element algorithm by the ANSYS validates the proposed approach. Thus, our theoretical analysis provides more insights than the shear lag theory of the T-beam with multi-ribbed slabs.

Key words T-beam with two-ribbed slabs, structure engineering, self-equilibrium condition, shear lag effect, energy-variation principle

由于双肋式 T 形梁在制造和结构性能等方面的优点, 因此其常用于各种土木工程, 特别是中小跨径的预应力混凝土或钢筋混凝土桥梁^[1-3]. 但是这类

具有宽翼缘截面的梁在对称弯曲时, 翼缘板内弯曲正应力的分布呈现不均匀性, 这就是所谓的剪力滞后效应^[4-5]. 由于剪力滞后效应的影响, 该类结构受

2016-11-07 收到第 1 稿, 2016-12-19 收到修改稿.

1) 住房和城乡建设部研究项目 (2016-K4-082) 及国家自然科学基金项目 (50578054) 资助.

2) 甘亚南, 副教授, 主要从事桥梁结构设计理论方面的分析研究. E-mail: gyn-12@163.com

引用格式: 甘亚南, 石飞停, 操俊林. 双肋式 T 形梁力学性能的理论分析. 力学与实践, 2017, 39(3): 280-285

Gan Yanan, Shi Feiting, Cao Junlin. Theoretical analysis of mechanical properties of T-beam with two-ribbed slabs. *Mechanics in Engineering*, 2017, 39(3): 280-285

力非常复杂^[6-7]. 在对多肋式 T 形梁的静力学分析中, 国内外学者进行过一定的探索, 但是既有文献均未同时考虑剪力滞后效应、剪滞翘曲应力自平衡条件和铁木辛柯剪切变形等因素的影响, 因此其静力学分析具有一定的局限性^[8-10]. 随着计算理论和设计技术的不断发展, 又由于该类结构的广泛应用, 因此其精细化的力学分析更具理论和工程实际意义. 本文以最小势能原理为基础建立了双肋式 T 形梁的控制微分方程和自然边界条件, 本文解析解与有限元数值解吻合很好. 本文理论准确揭示了双肋式 T 形梁的静力学特性, 为多肋式 T 形结构力学性能的精细化分析提供了新方法.

1 双肋式 T 形梁静力学特性分析

1.1 考虑剪滞应力自平衡条件, 双肋式 T 形梁的控制微分方程和自然边界条件

1.1.1 体系总势能

图 1 力系作用下图 2 所示的双肋式 T 形截面梁, 跨度为 L , 在对称弯曲状态下, 截面上的竖向挠度为 $w(z)$, 竖向转角为 $\theta(z)$, 且翼板 b_1 部分纵向位移为 $u_1(z)$, b_2 部分纵向位移为 $u_2(z)$, 即翼板位移由剪滞效应引起双肋式 T 形梁翼板的翘曲位移和服从平截面假设刚性截面均匀位移 $W_{so1}U_1(z)$ 与 $W_{so2}U_2(z)$ 之和, 可表示为

悬臂板

$$u_1(z) = (W_{so1} - y_1 w_{sx1})U_1(z) + W_{so2}U_2(z) \quad (1)$$

式中 $w_{sx1}(x)$ 为双肋式 T 形梁悬臂板的不均匀分布函数. 且 $w_{sx1}(x) = 1 - (x^2/b_1^2)$, $b_2 \leq |x| \leq b_1 + b_2$.

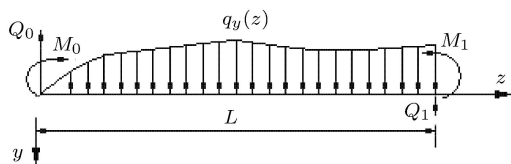


图 1 坐标及载荷系统

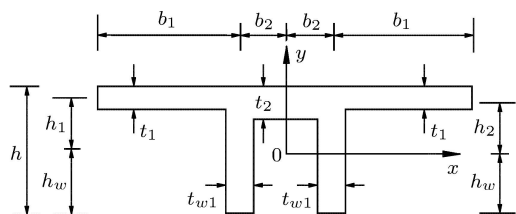


图 2 双肋式 T 形梁截面

上翼板

$$u_2(z) = (W_{so2} - y_2 w_{sx2})U_2(z) + W_{so1}U_1(z) \quad (2)$$

式中 $w_{sx2}(x)$ 为双肋式 T 梁上翼板不均匀分布函数. 且 $w_{sx2}(x) = 1 - (x^2/b_2^2)$, $0 \leq |x| \leq b_2$.

由剪滞效应产生的正应力和剪应力分别为:

悬臂板

$$\sigma_{J1} = E(W_{so1} - y_1 w_{sx1})U_1'(z) + EW_{so2}U_2'(z) \quad (3)$$

$$\tau_1 = -Gy_1 \frac{\partial w_{sx1}}{\partial x} U_1(z) \quad (4)$$

上翼板

$$\sigma_{J2} = E(W_{so2} - y_2 w_{sx2})U_2'(z) + EW_{so1}U_1'(z) \quad (5)$$

$$\tau_2 = -Gy_2 \frac{\partial w_{sx2}}{\partial x} U_2(z) \quad (6)$$

那么, 计入初等梁理论影响, 翼板总应力分别为:

悬臂板

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{sa1} &= -Ey_1\theta' + E(W_{so1} - y_1 w_{sx1})U_1'(z) + \\ &EW_{so2}U_2'(z) \\ \tau_1 &= -Gy_1 \frac{\partial w_{sx1}}{\partial x} U_1(z) \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

上翼板

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{sa2} &= -Ey_2\theta' + E(W_{so2} - y_2 w_{sx2})U_2'(z) + \\ &EW_{so1}U_1'(z) \\ \tau_2 &= -Gy_2 \frac{\partial w_{sx2}}{\partial x} U_2(z) \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

腹板

$$\sigma_{sf} = -Ey\theta' + EW_{so1}U_1'(z) + EW_{so2}U_2'(z) \quad (9)$$

式中上标“'”表示对坐标 z 求偏导数. 而 W_{so1} 和 W_{so2} 则分别为悬臂板、上翼板满足剪滞翘曲应力自平衡条件的常系数, 且其求解过程为:

根据

$$\int_A E(W_{so1} - y_1 w_{sx1})U_1'(z)dA = 0$$

$$\int_A E(W_{so2} - y_2 w_{sx2})U_2'(z)dA = 0$$

可得

$$W_{so1} = \frac{4b_1 t_1 h_1}{3A}, \quad W_{so2} = \frac{4b_2 t_2 h_2}{3A} \quad (10)$$

双肋式 T 形梁的各项变形势能为:

(1) 悬臂板与上翼板变形势能

$$U_1 = \frac{1}{2} \iint \left(\frac{\sigma_{sa1}^2}{E} + \frac{\tau_1^2}{G} + \frac{\sigma_{sa2}^2}{E} + \frac{\tau_2^2}{G} \right) dAdz \quad (11)$$

(2) 腹板变形势能

$$U_2 = \frac{1}{2} \iint \frac{\sigma_{sf}^2}{E} dAdz \quad (12)$$

(3) 剪切应变能

$$U_3 = \frac{1}{2} \int_0^L kGA \left(\theta - \frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 dz \quad (13)$$

(4) 双肋式 T 形梁的载荷势能 U_p

$$U_p = - \int_0^L q_y(z)w(z)dz - [Q(z)w(z)]_0^L + [M_{J1}(z)U_1(z) + M_{J2}(z)U_2(z) + M_{CZ}(z)\theta(z)]_0^L \quad (14)$$

系统总势能为

$$U = U_1 + U_2 + U_3 + U_p \quad (15)$$

式中, $\theta(z)$ 为双肋式 T 形截面梁绕 x 轴转角; $U_1(z)$ 和 $U_2(z)$ 分别为剪力滞后效应引起双肋式 T 形梁悬臂板和上翼板的纵向位移差函数; $w(z)$ 为双肋式 T 形梁竖向挠度; $M_{J1}(z)$ 和 $M_{J2}(z)$ 为悬臂板和上翼板剪滞效应产生的关于 x 轴弯矩; $M_{CZ}(z)$ 为梁段端产生竖向转角 $\theta(z)$ 关于 x 轴弯矩; $Q(z)$ 和 $q_y(z)$ 为梁段端竖向剪力和双肋式 T 形梁竖向分布力; E 和 G 为材料的杨氏弹性模量和剪切弹性模量; A_1 和 A_2 为多肋 T 形梁悬臂板和上翼板截面面积, 且 $A = A_1 + A_2$; k 为截面形状系数; I_1 和 I_2 为悬臂板和上翼板关于 y 轴的惯性矩且 $I = I_1 + I_2$.

1.1.2 双肋式 T 形梁微分方程及自然边界条件^[11]

根据变分原理 $\delta U = 0$, 推导出双肋式 T 形梁的控制微分方程及自然边界条件为

$$EI\theta'' + EI_{sy1}U_1'' + EI_{sy2}U_2'' - kGA(\theta - w') = 0 \quad (16)$$

$$EI_{sy1}\theta'' + EI_{sy1}U_1'' + EI_{sy1}U_2'' - Gk_{sy1}U_1 = 0 \quad (17)$$

$$EI_{sy2}\theta'' + EI_{sy2}U_1'' + EI_{sy2}U_2'' - Gk_{sy2}U_2 = 0 \quad (18)$$

$$kGA(\theta' - w'') - q_y = 0 \quad (19)$$

$$[EI\theta' + EI_{sy1}U_1' + EI_{sy2}U_2' - M_{CZ}] \delta\theta \Big|_0 = 0 \quad (20)$$

$$[EI_{sy1}\theta' + EI_{sy1}U_1' + EI_{sy1}U_2' - M_{J1}] \delta U_1 \Big|_0 = 0 \quad (21)$$

$$[EI_{sy2}\theta' + EI_{sy2}U_1' + EI_{sy2}U_2' - M_{J2}] \delta U_2 \Big|_0 = 0 \quad (22)$$

$$[-kGA(\theta - w') - Q] \delta w \Big|_0 = 0 \quad (23)$$

式中

$$I_{sy1} = w_{so1}^2 - \frac{8h_1t_1b_1}{3}w_{so1} + \frac{16b_1t_1h_1^2}{15}$$

$$I_{sy1} = \frac{4b_1t_1h_1^2}{3}, \quad I_{sy2} = \frac{4b_2t_2h_2^2}{3}$$

$$I_{syt} = w_{so1}w_{so2}A - \frac{4h_1t_1b_1}{3}w_{so2} - \frac{4h_2t_2b_2}{3}w_{so1}$$

$$I_{sy2} = w_{so2}^2A - \frac{8h_2t_2b_2}{3}w_{so2} + \frac{16h_2^2t_2b_2}{15}$$

$$k_{sy1} = \frac{8h_1^2}{3b_1}, \quad k_{sy2} = \frac{8h_2^2}{3b_2}$$

1.2 双肋式 T 形梁控制微分方程的求解

由方程 (18) 可得 U_1'' 的表达式, 将其代入方程 (16) 可以得到

$$U_2'' + \frac{Gk_{sy2}I_{sy1}}{E(I_{sy2}I_{syt} - I_{sy1}I_{sy2})}U_2 + \frac{II_{syt} - I_{sy1}I_{sy2}}{I_{sy2}I_{syt} - I_{sy1}I_{sy2}}\theta'' - \frac{I_{syt}}{E(I_{sy2}I_{syt} - I_{sy1}I_{sy2})}kGA(\theta - w') = 0 \quad (24)$$

同样将 U_1'' 代入方程 (17) 二次求导式可以得到

$$U_2^{(4)} + \frac{G(k_{sy1}I_{sy2} + k_{sy2}I_{sy1})}{E(I_{syt}^2 - I_{sy1}I_{sy2})}U_2'' + \frac{G^2k_{sy2}k_{sy1}}{E^2(I_{syt}^2 - I_{sy1}I_{sy2})}U_2 + \frac{I_{sy1}I_{syt} - I_{sy2}I_{sy1}}{I_{syt}^2 - I_{sy1}I_{sy2}}\theta^{(4)} + \frac{Gk_{sy1}I_{sy2}}{E(I_{syt}^2 - I_{sy1}I_{sy2})}\theta'' = 0 \quad (25)$$

通过方程 (24) 和方程 (25) 之间的代换消去 U_2 项, 然后将方程 (19) 代入该新微分方程消去 θ 项, 最后可得微分方程为

$$w^{(8)} + \frac{A_1B_3 - A_2B_1 + B_4}{B_3 - A_2}w^{(6)} - \frac{A_2B_2 - A_1B_4}{B_3 - A_2}w^{(4)} - \frac{A_3B_2}{B_3 - A_2}q_y = 0 \quad (26)$$

式中

$$A_1 = \frac{Gk_{sy2}I_{sy1}}{E(I_{sy2}I_{syt} - I_{sy1}I_{sy2})}$$

$$\begin{aligned}
 A_2 &= \frac{I_{sy1}I - I_{sy1}I_{sy2}}{I_{sy2}I_{sy1} - I_{sy1}I_{sy2}} \\
 A_3 &= -\frac{I_{sy1}}{E(I_{sy2}I_{sy1} - I_{sy1}I_{sy2})} \\
 B_1 &= \frac{G(k_{sy1}I_{sy2} + k_{sy2}I_{sy1})}{E(I_{sy1}^2 - I_{sy1}I_{sy2})} \\
 B_2 &= \frac{G^2k_{sy2}k_{sy1}}{E^2(I_{sy1}^2 - I_{sy1}I_{sy2})} \\
 B_3 &= \frac{I_{sy1}I_{sy1} - I_{sy2}I_{sy1}}{I_{sy1}^2 - I_{sy1}I_{sy2}} \\
 B_4 &= \frac{Gk_{sy1}I_{sy2}}{E(I_{sy1}^2 - I_{sy1}I_{sy2})}
 \end{aligned}$$

对方程 (26) 分析可知, 其微分方程特征解可为

$$\begin{aligned}
 r_{1,2} &= \pm(\alpha_1 + \beta_1 i) = \pm\eta_1 \\
 r_{3,4} &= \pm(\alpha_2 + \beta_2 i) = \pm\eta_2
 \end{aligned}$$

则方程 $w(z)$ 的解为

$$w(z) = c_1 \text{ch}\eta_1 z + c_2 \text{sh}\eta_1 z + c_3 \text{ch}\eta_2 z + c_4 \text{sh}\eta_2 z + c_5 z^3 + c_6 z^2 + c_7 z + c_8 + \frac{q_y}{24EI} z^4 \quad (27)$$

根据方程 $kGA(\theta' - w'') - q_y = 0$ 可得 $\theta' = w'' + q_y/(kGA)$. 根据常微分方程组性质和方程 (27) 解形式可以假设 $\theta(z)$ 解的表达式, 将其代入方程 $\theta' = w'' + q_y/(kGA)$ 可得常系数项为统一表示形式 $\theta(z)$ 的方程为

$$\begin{aligned}
 \theta(z) &= c_1 \eta_1 \text{sh}\eta_1 z + c_1 \eta_1 \text{ch}\eta_1 z + c_3 \eta_2 \text{sh}\eta_2 z + \\
 &c_4 \eta_2 \text{ch}\eta_2 z + c_5 \left(3z^2 + \frac{6EI}{kGA} \right) + 2c_6 z + c_7 + \\
 &\frac{q_y}{kGA} z + \frac{q_y}{6EI} z^2 \quad (28)
 \end{aligned}$$

若令

$$\begin{aligned}
 m_1 &= EI_{sy1}, \quad m_2 = EI_{sy1} \\
 m_3 &= -Gk_{sy1}, \quad m_4 = EI_{sy1} \\
 m_5 &= EI_{sy2}, \quad m_6 = EI_{sy2}, \quad m_7 = -Gk_{sy2}
 \end{aligned}$$

然后根据常微分方程组性质和方程 (27), 方程 (28) 解的形式首先假设 $U_1(z)$ 和 $U_2(z)$ 解的形式, 继而将 $U_1(z)$ 和 $U_2(z)$ 表达式及其导数式代入方程 (17) 和 (18), 根据恒等式原理求得其常系数. 最后可得 $U_1(z)$ 和 $U_2(z)$ 的方程为

$$\begin{aligned}
 U_1(z) &= c_1 D_1 \text{sh}\eta_1 z + c_2 D_1 \text{ch}\eta_2 z + c_3 D_3 \text{sh}\eta_2 z + \\
 &c_4 D_3 \text{ch}\eta_2 z + (6EI_{sy1}/Gk_{sy1})c_5 +
 \end{aligned}$$

$$(I_{sy1}/Gk_{sy1}I)q_y z \quad (29)$$

$$\begin{aligned}
 U_2(z) &= c_1 E_1 \text{sh}\eta_1 z + c_2 E_1 \text{ch}\eta_2 z + c_3 E_3 \text{sh}\eta_2 z + \\
 &c_4 E_3 \text{ch}\eta_2 z + (6EI_{sy2}/Gk_{sy2})c_5 + \\
 &(I_{sy2}/Gk_{sy2}I)q_y z \quad (30)
 \end{aligned}$$

式中

$$\begin{aligned}
 E_1 &= \frac{m_1 m_4 \eta_1^5 - m_5 \eta_1^3 (m_2 \eta_1^2 + m_3)}{(m_6 \eta_1^2 + m_7)(m_2 \eta_1^2 + m_3) - m_4^2 \eta_1^4} \\
 D_1 &= \frac{-(E_1 m_4 + m_1 \eta_1) \eta_1^2}{m_2 \eta_1^2 + m_3} \\
 E_3 &= \frac{m_1 m_4 \eta_2^5 - m_5 \eta_2^3 (m_2 \eta_2^2 + m_3)}{(m_6 \eta_2^2 + m_7)(m_2 \eta_2^2 + m_3) - m_4^2 \eta_2^4} \\
 D_3 &= \frac{-(E_3 m_4 + m_1 \eta_2) \eta_2^2}{m_2 \eta_2^2 + m_3}
 \end{aligned}$$

2 常用自然边界条件

简支双肋式 T 形梁几何、物理边界条件

$$\left. \begin{aligned}
 w(z)|_0^l &= 0, \quad \theta'(z)|_0^l = 0 \\
 U'_1(z)|_0 &= 0, \quad U'_2(z)|_0 = 0
 \end{aligned} \right\} \quad (31)$$

对于如图 3 所示的简支双肋式 T 形梁, 若跨间所受力为一个或多个集中力, 且集中力 p_k 左右相邻边界距离为 l_{k1} 和 l_{k2} , 则 k 点处还须引入下列连续边界条件为

$$\left. \begin{aligned}
 w'_{k1}(l_{k1}) &= w'_{k2}(0), \quad U_{k1(1)}(l_{k1}) = U_{k2(1)}(0) \\
 U_{k1(2)}(l_{k1}) &= U_{k2(2)}(0), \quad \theta'_{k1}(l_{k1}) = \theta'_{k2}(0) \\
 U'_{k1(1)}(l_{k1}) &= U'_{k2(1)}(0), \quad U'_{k1(2)}(l_{k1}) = U'_{k2(2)}(0) \\
 w_{k1}(l_{k1}) &= w_{k2}(0), \quad \theta_{k1}(l_{k1}) = \theta_{k2}(0)
 \end{aligned} \right\} \quad (32)$$

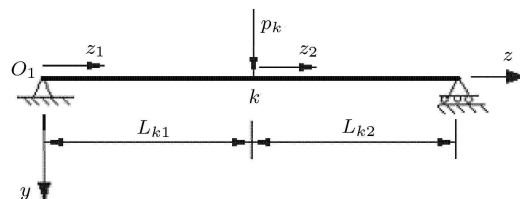


图 3 双肋式 T 形梁坐标及载荷系统

3 算例

对于双肋式 T 形梁, 其材料参数和几何参数为 $E = 35 \text{ GPa}$, $G = 15 \text{ GPa}$, $t_{w1} = 0.25 \text{ m}$, $t_1 = 0.3 \text{ m}$,

$t_2 = 0.3\text{ m}$, $b_1 = 1.625\text{ m}$, $b_2 = 3.125\text{ m}$, 且梁高为 $h = 1.5\text{ m}$, 静力学分析中集中力 $P_k(z) = 98\text{ kN}$, 均布力为 $q_k(z) = 9.8\text{ kN/m}$. 则根据本文推导公式和其他算法可计算出双肋式 T 形梁的应力和位移变化. 在 ANSYS 有限元软件中, 按图 1 双肋式 T 形梁各交点坐标绘制出该双肋式 T 形梁断面, 然后应用 ANSYS 的 Extrude 功能形成体, 划分单元网格后, 模拟简支边界条件在双肋式 T 形梁一端节点 x, y, z 三向施以约束, 另一端则在节点 x, y 方向施以约束.

从图 4 和图 5 可以看到, (1) 均布载荷作用下, 翘曲应力自平衡条件的引入对翼板正应力不均匀分布的影响很大, 因而自平衡条件的引入很大程度上提高了翼板正应力的计算精度; (2) 翘曲应力自平衡条件对翼板正应力的影响还将受到跨宽比的制约, 即跨宽比小自平衡条件的影响大, 否则相反; (3) 同样, 双肋式 T 形梁跨宽比对剪滞效应的大小

具有一定影响, 且跨宽比小剪滞效应的影响大, 反之则相反.

比较图 4 和图 6 可以发现, (1) 与均布载荷相比较, 集中载荷作用下双肋式 T 形梁翼板剪滞效应的影响更加突出; (2) 相同条件, 均布载荷作用下自平衡条件对该类结构翼板正应力的影响较为均匀, 而集中力作用下自平衡条件对双肋式 T 形梁翼板正应力的影响极不均匀, 特别是在翼板与腹板相交处影响更大.

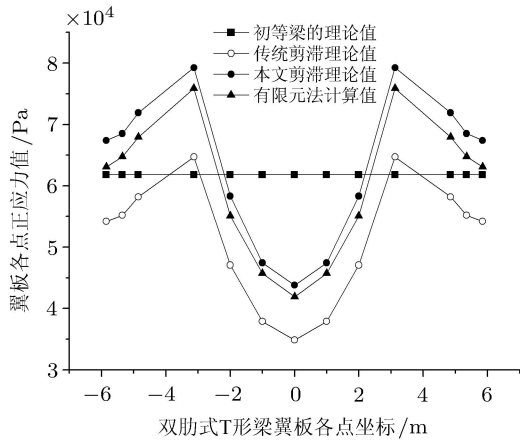


图 4 简支双肋式 T 形梁正应力比较图 ($z = L/2, L = 12\text{ m}$) (均布载荷)

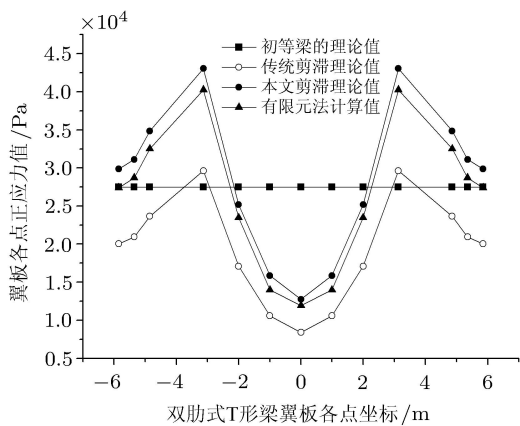


图 5 简支双肋式 T 形梁正应力比较图 ($z = L/2, L = 8\text{ m}$) (均布载荷)

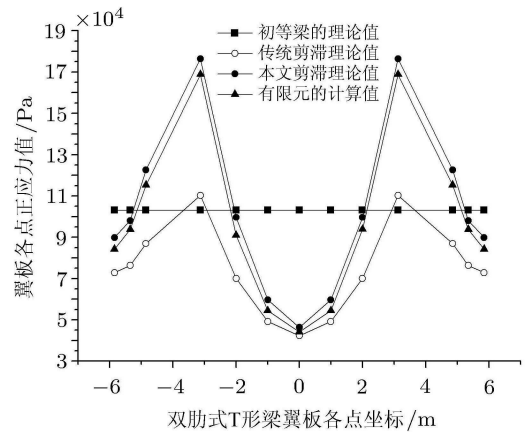


图 6 简支双肋式 T 形梁正应力比较图 ($z = L/2, L = 12\text{ m}$) (集中载荷)

从图 7 可以发现, 铁木辛柯剪切变形的引入改善了双肋式 T 形梁竖向位移的计算精度, 且其影响在整个位移中所占比例约 9%, 而剪滞效应的影响约占整个位移的 4%, 两者之和约 13%, 因而铁木辛柯剪切变形和剪力滞效应影响的引入提高了该类结构竖向位移的计算精度. 且由算例可知, 翘曲应力自平衡条件对双肋式 T 形梁竖向位移的影响很小, 可略

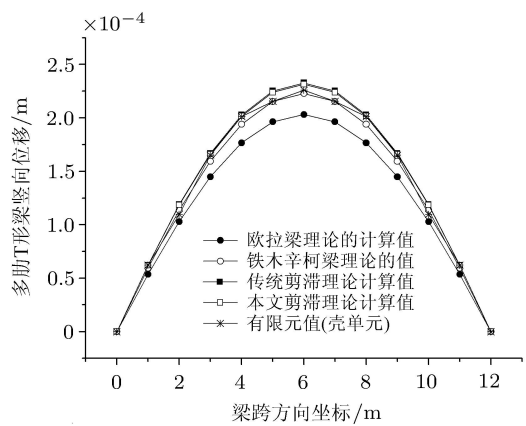


图 7 简支双肋式 T 形梁挠度值比较图 ($x = L/2$) (集中载荷)

去不计, 而且由力学分析和计算可知, 铁木辛柯剪切变形的引入对双肋式 T 形梁正应力无贡献。

4 结 论

剪滞翘曲应力自平衡条件和铁木辛柯剪切变形的引入完善了双肋式 T 形梁静力学分析, 提高了该类结构翼板正应力和竖向位移的计算精度。且本文理论为多肋式 T 形梁力学性能的精细化分析提供了新方法, 进而为该类结构设计和施工奠定了可靠的理论基础。因而, 本文方法具有一定的理论和工程实际意义。

参 考 文 献

- 1 Pei XY, Chen L, Li JL, et al. Effect of damage on the vibration modal of a novel three-dimensional and four-directional braided composite T-beam. *Composites Part B*, 2016, 86: 108-109
- 2 郭琦, 宋一凡, 贺拴海. 多肋式梁桥模态参数分解识别与试验研究. *振动与冲击*, 2007, 26(9): 67-70
- 3 甘亚南, 石飞停. 考虑自平衡条件 T 形曲梁的静力学特性分析. *力学与实践*, 2015, 37(1): 79-85
- 4 周茂定, 李丽园, 张元海. 薄壁箱梁的剪力滞翘曲位移函数研究. *中国公路学报*, 2015, 28(6): 67-73
- 5 张元海, 林丽霞. 薄壁箱梁剪力滞效应分析的初参数法. *工程力学*, 2013, 30(2): 205-211
- 6 Song QG, Sordelis AC. Shear lag analysis of T, I and box beams. *Structural Engineering*, 1990, 116(5): 1306-1318
- 7 张岗, 王翠娟, 宣纪明等. 多肋火灾下混凝土 T 形梁桥实体剪力滞比研究. *桥梁建设*, 2014, 44(5): 75-80
- 8 张剑, 黄剑峰, 叶见曙等. 多肋式梁桥在全过程中应力重分布研究. *哈尔滨工业大学学报*, 2010, 42(10): 1656-1661
- 9 Xie HB, Wang YF, Zou RF. Reliability analysis of RC T-beam highway bridges in China based on a virtual bridge dataset. *Engineering Structures*, 2015, 104: 133-140
- 10 Hasangebi O, Dumlupınar T. Linear and nonlinear model updating of reinforced concrete T-beam bridges using artificial neural networks. *Computers and Structures*, 2013, 119: 1-11
- 11 胡海昌. 弹性力学的变分原理及其应用. 北京: 科学出版社, 1981

(责任编辑: 刘希国)

力学学科未来发展研讨会暨《力学学报》创刊 60 周年座谈会

《力学学报》创刊于 1957 年 2 月, 是力学学科中历史最为悠久的一本期刊。首任主编为钱学森。第二至第十任主编分别为郭永怀、郑哲敏、林同骥、黄克智、吴承康、王自强、杨卫、程耿东、郑泉水, 现任主编为魏悦广。

为庆祝《力学学报》创刊 60 周年, 《力学学报》编委会决定于 2017 年 6 月 16 日在北京西郊宾馆召开“力学学科未来发展研讨会暨《力学学报》创刊 60 周年座谈会”。

会议主题: 一是回顾《力学学报》的发展历程; 主题二是对力学学科的未来发展进行研讨。会议邀请报告有:

- (1) 崔俊芝院士: 含阻尼的连续动力学方程 —— 模型和算法
- (2) 方岱宁院士: 基于增材制造的轻量化多功能一体化材料与结构设计制造与装备
- (3) 胡海岩院士: 航天结构在轨展开和自主组装动力学
- (4) 王光谦院士: 天河动力学的基本问题
- (5) 于起峰院士: 大型结构变形与大尺度运动摄像测量研究进展
- (6) 姜宗林研究员: 高超声速复现风洞理论、技术和应用

届时会议还将举行优秀审稿人和影响力提升优秀贡献奖的颁奖仪式。