

文章编号: 1005-0523(2026)02-0076-11



火灾下波形钢腹板组合箱梁剪力滞效应研究

郑尚敏^{1,2}, 赵贤齐²

(1. 华东交通大学山区土木工程安全与韧性全国重点实验室, 江西 南昌 330013;

2. 华东交通大学土木建筑学院, 江西 南昌 330013)

摘要:为分析火灾温度梯度对波形钢腹板组合箱梁剪力滞效应的影响,基于能量变分法,结合钢-混组合梁温度应力理论,推导了火灾温度梯度下波形钢腹板组合箱梁的剪力滞效应理论分析公式,并通过 ANSYS 有限元软件建立组合箱梁热力耦合数值分析模型验证理论公式的适用性,进一步分析了组合箱梁在不同受火时间、荷载比下的剪力滞效应变化规律。结果表明:文章推导的波形钢腹板组合箱梁的剪力滞效应解析解与有限元数值解、实测值的误差均在 7% 以内,具有较好的适用性;火灾作用下组合箱梁呈现明显的剪力滞效应,且温度越高其剪力滞效应越显著。不同荷载比作用下组合箱梁剪力滞系数的变化分为两种情况:当荷载比为 0.2 与 0.3 时,其 λ_{\max} 大于常温下,呈先增加后下降趋势;当荷载比为 0.4 时, λ_{\max} 小于常温下,且呈持续下降趋势。研究结论可为火灾温度梯度下波形钢腹板组合箱梁的剪力滞效应研究提供参考。

关键词:波形钢腹板;组合梁;剪力滞效应;能量变分法;温度场;非线性温度梯度

中图分类号:U441

文献标志码:A

本文引用格式:郑尚敏,赵贤齐.火灾下波形钢腹板组合箱梁剪力滞效应研究[J].华东交通大学学报,2026,43(2):76-86.

Study on Shear Lag Effect of Composite Box Girder with Corrugated Steel Webs Under Fire

Zheng Shangmin^{1,2}, Zhao Xianqi²

(1. State Key Laboratory of Safety and Resilience of Civil Engineering in Mountain Area, East China Jiaotong University, Nanchang 330013, China; 2. School of Civil Engineering and Architecture, East China Jiaotong University, Nanchang 330013, China)

Abstract: To analyze the effect of fire temperature gradient on shear lag effect of the corrugated steel web composite box girder, based on the energy variational method and combined with the temperature stress theory of steel-concrete composite beams, this paper deduces the theoretical analysis formula of shear hysteresis-effect of composite box beams with corrugated steel webs under fire temperature gradient, and establishes the thermal coupling numerical analysis model of composite box beams with ANSYS finite element software to verify the applicability of the theoretical formula. The variation of shear lag effect of composite box girder with corrugated steel web under different fire time and load ratio is further analyzed. The error of the analytical solution, finite element numerical solution and measured values of the shear lag effect of the composite box girder with corrugated steel webs derived in this paper is less than 7%, which indicates the good applicability. Under fire, the shear lag effect of composite box girders is significant, and it becomes more pronounced as the temperature increases. The maximum shear lag coefficient λ_{\max} of the composite box girder increases first and then decreases with the in-

收稿日期: 2025-01-15

基金项目: 国家自然科学基金项目(52068025);江西省自然科学基金项目(20242BAB25309);江西省交通运输厅一般科技项目(2024YB021)

crease in fire time. The shear lag effect of the composite beam decreases with the increase of load ratio. λ_{max} is greater than that under normal temperature when the load ratio is 0.2 and 0.3, and less than normal temperature when the load ratio is 0.4. The research results can provide a reference for the analysis and calculation of the shear lag effect of corrugated steel web box girder under fire temperature gradient.

Key words: corrugated steel web; composite beam; shear lag effect; energy variational method; temperature field; nonlinear temperature gradient

Citation format: ZHENG S M, ZHAO X Q. Study on shear lag effect of composite box girder with corrugated steel webs under fire[J]. Journal of East China Jiaotong University, 2026, 43(2):76-86.

波形钢腹板组合箱梁桥是一种新型组合桥梁结构^[1],相较于传统混凝土箱梁,其采用波形钢腹板代替混凝土腹板,具有自重轻,结构受力合理,施工快、避免混凝土腹板开裂等优势,在国内外的实际工程中已得到了广泛的应用^[2-4]。相关学者对该类组合梁扭转畸变、抗火性能等方面开展了大量研究^[5-6],其剪力滞效应作为该组合桥梁的重要力学特征,影响结构的力学性能及构造设计,因此受到了学者们的广泛关注并开展了深入研究。

目前,试验法、有限元法和理论分析法被广泛地应用于箱梁剪力滞效应的研究当中。理论分析法主要包括能量变分法^[7]和比拟杆法^[8]。鲁宁宁等^[9]在变分原理基础上研究了梗腋对波形钢腹板组合梁剪力滞效应的影响。Luo等^[10]通过有机玻璃试验研究,解决了两种不同因素对箱梁剪力滞的影响。考虑温度对箱梁的剪力滞效应影响下,潘旦光等^[11-12]基于能量变分法推导了非线性温度梯度下悬臂梁与简支梁的剪力滞效应解析解。综上可知,已有研究多以分析常温下箱梁几何尺寸、荷载类型、位移影响等方面变化为研究对象,尚未有考虑火灾非线性温度梯度作用下箱梁剪力滞效应的分析方法。实际桥梁火灾过程中,受火灾高温的影响,混凝土与钢材的材料特性随之变化,导致桥梁产生热弯曲、热膨胀等现象,截面应力分布将随火灾高温特征发生变化。可见,针对火灾非线性温度梯度作用下剪力滞效应分析理论还需进一步完善。本文根据文献[11-12],选取波形钢腹板组合箱梁为研究对象,基于火灾下最不利温度梯度与能量变分原理,建立了其在火灾非线性温度梯度下的剪力滞效应微分方程,推导了适用于火灾作用下组合箱梁剪力滞效应的理论分析公式,结合ANSYS有限元模型对其进行验证,并分析了不同受火时间、受火长度及荷载比箱梁剪力滞效应变化规

律的影响。

1 非线性温度梯度下剪力滞方程推导

1.1 钢-混组合梁温度自应力

组合梁中沿梁高方向存在连续分布的非线性温度梯度曲线为 $T(y)$ ^[13],以组合梁形心 O 为原点建立坐标系 xOy , x 为沿梁长方向截面计算位置, y 为截面沿梁高方向计算位置,如图1所示。图中, y_u 和 y_b 分别为组合梁形心 O 到混凝土板上表面与钢梁下表面的距离, y_m 为两者交接处到形心 O 的距离。

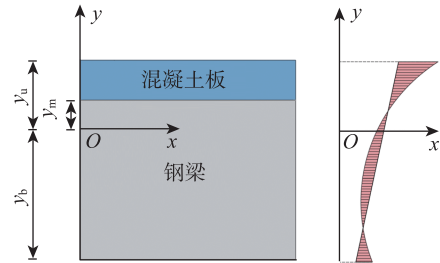


图1 非线性温度梯度下组合梁应变沿梁高分布
Fig. 1 Strain distribution of composite beams along the beam height under nonlinear temperature gradient

非线性温度梯度作用下产生的应力 $\sigma(y)$ 为

$$\begin{aligned} \sigma(y) &= E(y)\varepsilon(y) \\ &= E(y)u'_0 = E(y)[\varepsilon_0 + \varphi y - \alpha(y)T(y)] \end{aligned} \quad (1)$$

$$\varepsilon_0 = \frac{\int_{A_c+A_s} E(y)\alpha(y)T(y)dA}{\int_{A_c+A_s} E(y)dA} \quad (2)$$

$$\varphi = \frac{\int_{A_c+A_s} E(y)\alpha(y)T(y)y dA}{\int_{A_c+A_s} E(y)y^2 dA} \quad (3)$$

式中: $E(y)$ 为组合梁弹性模量的分布函数; ε_0 为组合梁形心处的应变值; φ 为组合梁温度梯度引起的

曲率; $\alpha(y)$ 为组合梁线膨胀系数的分布函数; A_c, A_s 分别为混凝土板与钢梁的截面面积。

组合梁截面上的轴力与弯矩分别为

$$N = \int_{A_c + A_s} \sigma(y) dA, \quad M = \int_{A_c + A_s} \sigma(y) y dA \quad (4)$$

1.2 等效截面换算

由于波形钢腹板特殊的几何构造, 为了便于分析, 采用剪切变形相等的原则将波形钢腹板换算为等宽等高等厚的平钢腹板, 并获得等效后平钢腹板的有效剪切模量 G_s [14], 计算式为

$$G_s = G_0 \frac{a_w + b_w}{a_w + c_w} \quad (5)$$

式中: G_0 为钢材剪切模量, $G_0 = \frac{E_s}{2(1+\mu)}$, E_s, μ 分别为钢材弹性模量, 泊松比; a_w, b_w, c_w 均为钢腹板几何尺寸(图2)。

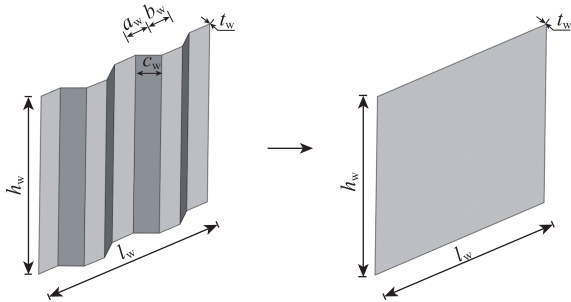


图2 几何构造图

Fig. 2 Geometric structure diagram

1.3 组合梁的剪力滞控制微分方程及求解

以桥梁横截面形心为坐标原点(图3), 在以下假设条件下研究剪力滞效应:

- 1) 只考虑温度沿桥梁梁高方向的变化;
- 2) 忽略横向弯曲应力 σ_y, σ_z 对弯曲正应力 σ_x 的影响;

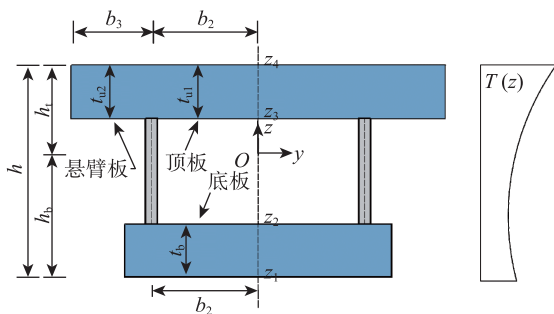


图3 截面尺寸及温度分布

Fig. 3 Cross-section sizes and temperature distribution

3) 符合“拟平截面假定”;

4) 忽略钢筋与混凝土之间的黏接滑移;

5) 忽略波形钢腹板在顶、底板中的嵌入部分, 并将截面等效为均质材料, 忽略腹板轴向变形。

截面尺寸与温度分布如图3所示。图中: b_1, b_2, b_3 分别为组合梁顶、底板与顶板悬臂板的宽度, $b_1 = b_2$; t_{u1}, t_{u2}, t_b 分别为顶板、悬臂板, 底板与底板悬臂板宽度; h_t 为顶板上缘距截面形心轴距离; h_b 为底板下缘距截面形心轴距离; 钢腹板厚度为 t_w , $T(z)$ 为温度沿梁高分布函数。

引入梁的竖向位移 $w=w(x)$ 和轴向位移 $u(x, y, z)$ 表达式为

$$u(x, y, z) = u_0 + z(w' - \gamma) + f(y, z)U(x) \quad (6)$$

式中: u_0 为温度梯度引起的箱梁轴向位移函数; $U(x)$ 为顶板与底板剪切变形最大差值; $f(y, z)$ 为截面翘曲位移函数。

全截面剪力滞翘曲位移函数为

$$f(y, z) = \begin{cases} h_u \left(1 - \frac{y^2}{b_1^2} \right), & \text{顶板} \\ h_u \left(1 - \frac{(b_1 + b_3 - y)^2}{b_3^2} \right), & \text{顶板悬臂板} \\ -h_b \left(1 - \frac{y^2}{b_2^2} \right), & \text{底板} \end{cases} \quad (7)$$

总势能表达式为

$$\Pi = V_c + V_w + V_T + W_T + W \quad (8)$$

式中: V_c 为混凝土顶板及底板所产生的应变能; V_w 为腹板的应变能; V_T 为温度自应变引起的变形势能; W_T 为温度次应力产生的势能; W 为外力势能。

上下顶板应变能表达式为

$$\bar{V}_c = t \int_0^l \int_0^b (E_c \varepsilon^2 + G_c \gamma^2) dx dy \quad (9)$$

式中:

$$\varepsilon = \frac{\partial u(x, y, z)}{\partial x} = u'_0 + z(w'' - \gamma') + f(y, z)U'(x) \quad (10)$$

$$\gamma = \frac{\partial u(x, y, z)}{\partial y} = f'(y, z)U(x) \quad (11)$$

钢腹板应变能为

$$V_w = \frac{1}{2} \int_l A_w G_s \gamma^2 dx \quad (12)$$

式中: E_c 为箱梁混凝土顶底板弹性模量; G_c 为箱梁混凝土顶底板剪切模量; G_s 为箱梁钢腹板等效剪切模量; A_w 为箱梁钢腹板有效剪切面积; t 为混凝土顶底板厚度。

将式(10)与式(11)分别代入式(9)中, 可得顶

底板应变能分别为

$$\begin{aligned}
 V_u &= \frac{1}{2}t_{u1}\int_0^{b_1}(E_c\varepsilon^2 + G_c\gamma^2)dx dy + \\
 &\quad \frac{1}{2}t_{u2}\int_0^{b_1+b_3}(E_c\varepsilon^2 + G_c\gamma^2)dx dy \\
 &= \frac{1}{2}EI_u\int_0^l[(w''-\gamma')^2 + \frac{8}{15}U'^2 + \frac{4}{3}(w''-\gamma')U']dx + \\
 &\quad \frac{1}{2}t_{u2}\int_0^{b_1+b_3}(E_c\varepsilon^2 + G_c\gamma^2)dx dy \\
 &= \frac{1}{2}EI_u\int_0^l[(w''-\gamma')^2 + \frac{8}{15}U'^2 + \frac{4}{3}(w''-\gamma')U']dx + \\
 &\quad \frac{1}{2}ES_u\int_0^l[\frac{4}{3}u'_0U' + 2u'_0(w''-\gamma')]dx + \\
 &\quad \frac{1}{2}EA_u\int_0^l(u'_0)^2dx + \frac{2G_c}{3b^2}I_u\int_0^lU^2dx
 \end{aligned} \tag{13}$$

$$\begin{aligned}
 V_b &= \frac{1}{2}t_b\int_0^{b_3}(E_c\varepsilon^2 + G_c\gamma^2)dx dy \\
 &= \frac{1}{2}EI_b\int_0^l[(w''-\gamma')^2 + \frac{8}{15}U'^2 + \frac{4}{3}(w''-\gamma')U']dx - \\
 &\quad \frac{1}{2}ES_b\int_0^l[\frac{4}{3}u'_0U' + 2u'_0(w''-\gamma')]dx + \\
 &\quad \frac{1}{2}EA_b\int_0^l(u'_0)^2dx + \frac{2G_c}{3b_2^2}I_b\int_0^lU^2dx
 \end{aligned} \tag{14}$$

式中: $b = b_1 + b_3, A_u = t_u(b_1 + b_3), S_u = A_u h_u,$

$I_u = t_u h_u^2(b_1 + b_3), A_b = t_b b_1, S_b = A_b h_b, I_b = t_b h_b^2 b_2。$

V_T 为非线性温度梯度下梁长方向应变势能,

$$V_T = -\int_V \varepsilon E \alpha T(z) dV \tag{15}$$

式中: α 为材料的热膨胀系数。

联立式(10)与式(15),可得不同部位的温度变形势能为

$$V_{Tw} = -E \alpha t_w \left(A_{Tw} \int_0^l u'_0 dx + S_{Tw} \int_0^l (w'' - \gamma') dx \right) \tag{16}$$

$$\begin{aligned}
 V_{Tu} &= -E \alpha \left[(b_1 + b_3) \left(A_{Tu} \int_0^l u'_0 dx + S_{Tu} \int_0^l (w'' - \gamma') dx \right) \right] + \\
 &\quad \frac{2}{3} (b_1 + b_3) S_{Tu} \int_0^l U dx
 \end{aligned} \tag{17}$$

$$V_{Tb} = -E \alpha b_2 \left[\left(A_{Tb} \int_0^l u'_0 dx - S_{Tb} \int_0^l (w'' - \gamma') dx \right) \right] - \tag{18}$$

$$\frac{2}{3} b_2 S_{Tb} \int_0^l U dx$$

式中: V_{Tw}, V_{Tu}, V_{Tb} 分别为波形钢腹板、顶板、底板的温

度变形势能, $V_{Tw} = \int_{z_1}^{z_4} T(z) dz, S_{Tw} = \int_{z_1}^{z_4} z T(z) dz,$

$V_{Tu} = \int_{z_3}^{z_4} T(z) dz, S_{Tu} = \int_{z_3}^{z_4} z T(z) dz, V_{Tb} = \int_{z_1}^{z_2} T(z) dz,$

$S_{Tb} = \int_{z_1}^{z_2} z T(z) dz, A_{Tu} = A_{Tu1} + A_{Tu2}, S_{Tu} = S_{Tu1} + S_{Tu2}。$

外力势能 W 为

$$W = \int_0^l M(x)(w'' - \gamma') dx + \int_0^l Q(x)\gamma dx \tag{19}$$

将式(12)~式(14)、式(16)~式(18)代入式(8)中,组合梁温度作用下总势能为

$$\begin{aligned}
 \Pi &= \frac{1}{2} \int_l A_w G_c \gamma^2 dx + \frac{1}{2} E_c I_s \int_0^l (w'' - \gamma')^2 dx + \\
 &\quad \frac{4}{15} E_c I_s \int_0^l U'^2 dx + \frac{2G}{3} I_p \int_0^l U^2 dx + \frac{2}{3} E_c S_{s1} u'_0 U' dx + \\
 &\quad \frac{2}{3} E_c I_s \int_0^l (w'' - \gamma') U' dx + \frac{1}{2} E_c A_s \int_0^l (u'_0)^2 dx + \\
 &\quad E_c S_{s1} \int_0^l u'_0 (w'' - \gamma') dx - E \alpha T_1 \int_0^l u'_0 dx - \\
 &\quad E_c \alpha T_2 \int_0^l (w'' - \gamma') dx - E_c \alpha S_T \int_0^l U dx
 \end{aligned} \tag{20}$$

式中: $I_s = I_u + I_b, I_u = I_{u1} + I_{u2}, A_s = A_u + A_b,$

$I_p = \frac{I_{u1}}{b_1^2} + \frac{I_{u2}}{b_3^2} + \frac{I_{b1}}{b_2^2}, S_s = S_u + S_b, S_{s1} = S_u - S_b,$

$S_T = \frac{2}{3} (b_1 + b_3) S_{Tu} - \frac{2}{3} b_2 S_{Tb},$

$T_1 = t_w A_{Tw} + \frac{2}{3} (b_1 + b_3) S_{Tu} - \frac{2}{3} b_2 S_{Tb} + b_1 A_{Tb},$

$T_2 = t_w S_{Tw} + (b_1 + b_3) S_{Tu2} + b_1 S_{Tb}。$

根据最小势能原理整理式(18)可得单箱单室波形钢腹板组合箱梁在热-力复合作用的控制微分方程及变分所要求的自然边界条件为

$$Q(x) + A_w G_c \gamma = 0 \tag{21}$$

$$E_c A_s u' + E_c S_{s1} (w'' - \gamma') + \frac{2}{3} E_c S_{s1} U' - E \alpha T_1 = 0 \tag{22}$$

$$M(x) + M_T(x) + E_c I_s (w'' - \gamma') + \frac{2}{3} E_c I_s U' + \tag{23}$$

$$E_c S_{s1} u' - E_c \alpha T_2 = 0$$

$$\frac{8}{15} E_c I_s U'' + \frac{2}{3} E_c I_s (w'''' - \gamma'''' - \frac{4GI_p}{3} U) = 0 \tag{24}$$

$$\left[\frac{8}{15} E_c I_s U' + \frac{2}{3} E_c I_s (w'' - \gamma') + \right. \tag{25}$$

$$\left. \frac{2}{3} E_c S_{s1} u' - E_c \alpha S_T \right] \delta U|_0 = 0$$

将式(22)对 x 作微分,然后联立式(23)消去 $w'' - \gamma''$,可得到剪力滞翼缘最大转角差值函数的控制方程为

$$U'' - k^2 U = \frac{10Q_p(x)}{3E_c I_s} \tag{26}$$

式中: $k^2 = \frac{20GI_p}{3E_c I_s}, k_1 = \frac{10}{3E_c I_s}。$

综上,波形钢腹板组合梁桥任一位置处截面弯曲正应力可表达为

$$\sigma = E \left\{ u'_0 \pm z \left[\frac{M_p(x)}{E_c I_s} + \frac{2}{3} U' + \frac{S_{s1}}{I_s} u' \right] + \right. \tag{27}$$

$$\left. f(y, z) U'(x) \right\}$$

式中: $M_p(x)$ 为热力耦合作用下产生的复合力矩。

在高温火灾下,组合梁的材料性能将发生衰退,本文通过图3温度梯度下组合梁抗弯刚度的折减来考虑材料性能的衰退,用 $E_{c,T}$ 、 $I_{s,T}$ 、 $S_{sl,T}$ 分别表示 T 时刻下组合梁退化后的刚度指标,以替换式(27)中相应的参数。 T 时刻下波形钢腹板组合梁桥任意位置处截面弯曲正应力计算式为

$$\sigma = E_{c,T} \left\{ u'_0 \pm z \left(\frac{M_p(x)}{E_{c,T} I_{s,T}} + \frac{2}{3} U' + \frac{S_{sl,T}}{I_{s,T}} u' \right) + f(y,z) U'(x) \right\} \quad (28)$$

2 不同荷载类型下剪力滞效应求解

2.1 温度自应力等效弯矩

基于1.1节求得的组合梁温度作用下的等效弯矩,对等效弯矩作用下等截面简支箱梁的剪力滞效应进行分析,其受力示意图如图4所示。

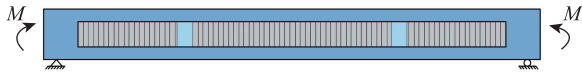


图4 简支梁受等效温矩图

Fig. 4 The equivalent temperature moment diagram of the simply-supported beam

当全梁范围内仅受弯矩 M 时,各截面剪力及弯矩表达式为

$$\begin{cases} Q_1(x) = 0 \\ M_1(x) = -M \end{cases} \quad (29)$$

将式(29)代入式(26)中,并根据边界条件 $U'|_{x=0} - k_1 M = 0$, $U'|_{x=l} = 0$ 得

$$U = k_1 M \left(\frac{\text{sh}(kx)}{k_1} - \frac{\tan h(kl/2) \text{ch}(kx)}{k_1} \right) \quad (30)$$

将式(30)代入式(28)并联立式(1),可得受温度自应力等效弯矩下的截面自应力表达式为

$$\begin{aligned} \sigma_1 = E_{c,T} \left(1 - \frac{S_{sl,T}}{I_{s,T}} \right) u'_0 \pm z \frac{M_p(x)}{E_{c,T} I_{s,T}} - \\ k_1 M \left[f(y,z) - \frac{2}{3} \right] \left[\text{ch}(kx) - \text{th}(kl/2) \right] \text{sh}(kx) \end{aligned} \quad (31)$$

2.2 集中荷载作用下

本节将针对简支箱梁在集中荷载作用下的剪力滞效应变化进行研究。箱梁受集中荷载 P 作用下距梁两端 A 、 B 的距离分别为 a 、 b ,具体工况见图5。如图5所示,简支梁受某一位置的集中荷载,可以得到任意截面的内力。

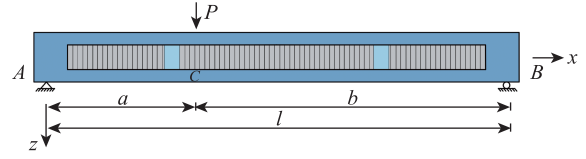


图5 集中荷载作用示意图

Fig. 5 Schematic diagram of concentrated load action

1) 当 $0 \leq x \leq a$ 时,

$$\begin{cases} Q_1(x) = \frac{b}{l} P \\ M_1(x) = \frac{b}{l} P x \end{cases} \quad (32)$$

2) 当 $a \leq x \leq l$ 时,

$$\begin{cases} Q_2(x) = -\frac{a}{l} P \\ M_2(x) = \frac{a}{l} P (l-x) \end{cases} \quad (33)$$

同理,根据边界条件及连续条件,可得

$$\begin{cases} U_1(x) = \frac{10P}{3E_{c,T} I_{s,T} k^2} \left(\frac{\text{sh}k(l-a)}{\text{sh}(kl)} \text{ch}(kx) - \frac{b}{l} \right) \\ U_2(x) = \frac{10P}{3E_{c,T} I_{s,T} k^2} \left(\text{sh}(ka) \text{sh}(kx) - \text{sh}(ka) \text{th}(kl) \text{ch}(kx) + \frac{a}{l} \right) \end{cases} \quad (34)$$

将式(34)代入式(28)中, AC 段的弯曲正应力为

$$\begin{aligned} \sigma = \sigma_0^1 + E_{c,T} z \frac{M_p(x)}{E_{c,T} I_{s,T}} - \\ \frac{10P}{3E_{c,T} I_{s,T} k} \left\{ f(y,z) - \frac{2}{3} \left[\frac{\text{sh}[k(l-a)]}{\text{sh}(kl)} \text{sh}(kx) \right] \right\} \end{aligned} \quad (35)$$

CB 段的弯曲正应力为

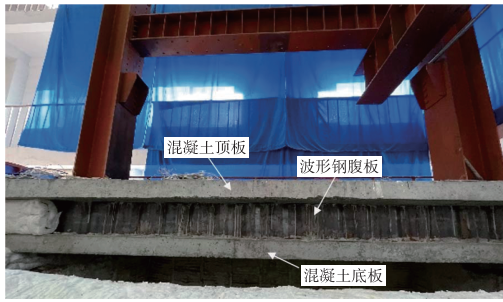
$$\sigma = \sigma_0^1 + E_{c,T} z \left\{ \frac{M_p(x)}{E_{c,T} I_{s,T}} - \frac{10P}{3E_{c,T} I_{s,T} k} \left[f(y,z) - \frac{2}{3} \right] \cdot \left[\text{sh}(ka) \text{ch}(kx) - \text{sh}(ka) \text{th}(kl) \text{sh}(kx) \right] \right\} \quad (36)$$

3 试验验证

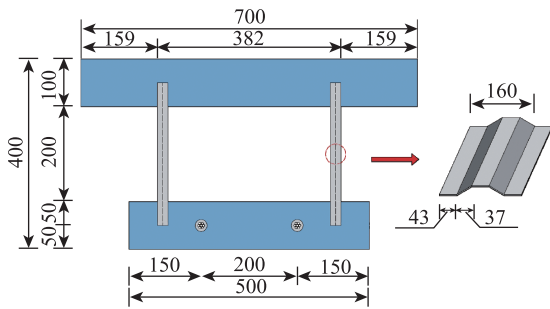
3.1 有限元模型建立

选取波形钢腹板组合箱梁(试验梁)作为研究对象,跨径布置为3.9 m,混凝土顶板尺寸为700 mm×100 mm,波形钢腹板选取1600型,厚3 mm,内嵌于混凝土顶底板之中;组合箱梁顶底板普通钢筋直径为12 mm。组合箱梁混凝土强度等级为C30,普通钢筋选取HPB300型,钢材为Q235钢。预应力筋采用直径15.2 mm的钢绞线,抗拉强度标准值1 860 MPa,抗拉设计强度1 260 MPa。试验梁及基本尺寸如图6所示。

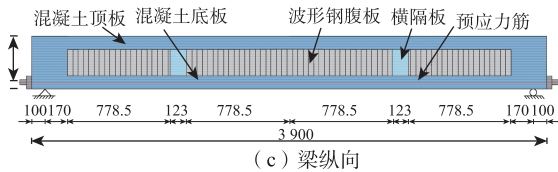
采用有限元软件ANSYS对波形钢腹板组合箱



(a) 试验梁



(b) 跨中截面



(c) 梁纵向

图6 组合箱梁构造图(单位:mm)

Fig. 6 Layout of composite beams with corrugated steel webs (Unit: mm)

梁进行热力耦合数值分析。组合箱梁的热力耦合分析模型的建立采用间接耦合建模法,先建立热分析模型,后建立结构分析模型。热分析中,混凝土顶板、底板及混凝土横隔板采用SOLID70单元,波形钢腹板采用SHELL57单元,预应力束采用LINK33单元。火源到梁表面的热传递采用SURF152单元覆盖于组合箱梁受火面的SOLID70单元与SHELL57单元实现。升温曲线采用碳氢升温曲线(HC),热对流系数取 $50 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{C})$,综合热辐射系数取 $0.5^{[15]}$ 。结构分析时需将热分析单元SOLID70、SHELL57、LINK33分别转换为SOLID185、SHELL181、LINK180。模型中混凝土、钢材、钢筋的热工性能参数依据欧洲规范取值。有限元模型及具体单元转换如图7所示。

3.2 模型验证

为验证本文建模方法的适用性与可行性,根据课题组前期火灾试验梁的温度场及位移变化数据,通过ANSYS建立热力耦合有限元模型,提取相应

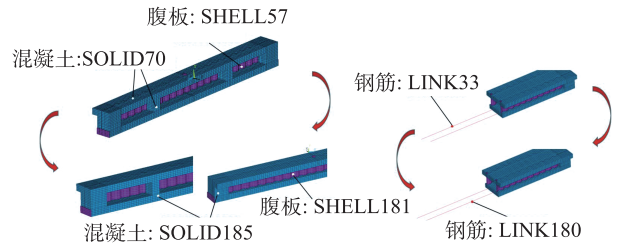


图7 有限元模型

Fig. 7 Finite element model

数据与试验梁火灾响应数据进行比对验证。受火方式为桥下三面受火,受火长度 L 为3 m,受火场景布置见图8所示。组合箱梁各部分(混凝土顶板、底板及腹板)温度时程与位移时程比对见图9所示。

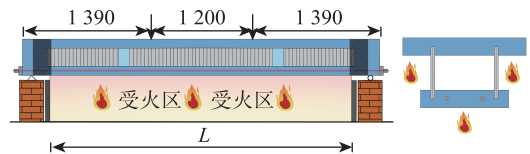


图8 简支梁受火场景(单位:mm)

Fig. 8 Fire scene of simple supported beams (Unit: mm)

3.3 最不利温度梯度拟合

本节根据前文温度时程曲线,选取组合箱梁温度梯度进行拟合,并基于组合箱梁的有限元分析结果与耐火试验结果进行对比研究。通过热力耦合分析得到组合箱梁的混凝土顶、底板及波形钢腹板温度时程曲线如图10所示。

实际桥梁火灾中,梁体的温度随延火时间的增加而升高,且由于不同构件受火顺序及热传递方式的不同,各部位之间存在明显的温度梯度,致使箱梁产生热弯曲和热膨胀现象,主要表现为梁体轴向伸长和向下产生挠度变化。通过对波形钢腹板组合箱梁开展温度场研究,选取各层温度测点平均值,绘出5、30 min时组合箱梁截面的竖向温度梯度,如图11所示。

由图11可知,箱梁截面温度变化趋势大致相近,箱梁截面温度呈自下而上升高的趋势,受梁体各部位距火源距离的不同,顶板上表面与底板下表面之间存在显著的温度差值,5、30 min时温度差值分别为 98.8 、 430.1 C 。随着延火时间的增加,腹板温度曲线极值点所处轴线($y = -b/2a$)下移,混凝土与钢材材料性能退化,截面中和轴上移^[16]。本文通过ORIGIN软件对组合箱梁各时刻下温度梯度进行拟合,得到了其竖向拟合温度梯度。其中,

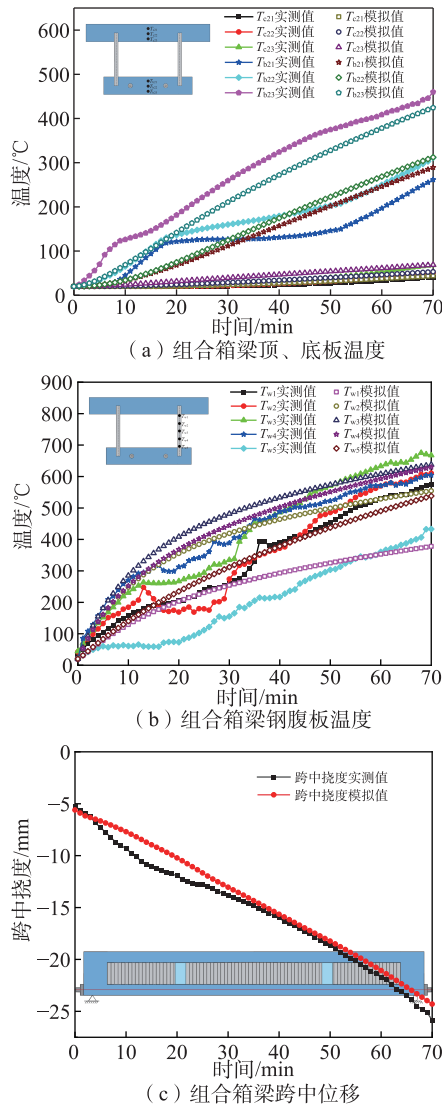


图9 组合箱梁各部位温度时程与总体挠度对比图
Fig. 9 Comparison of temperature time history and overall deflection of each part of composite box girder

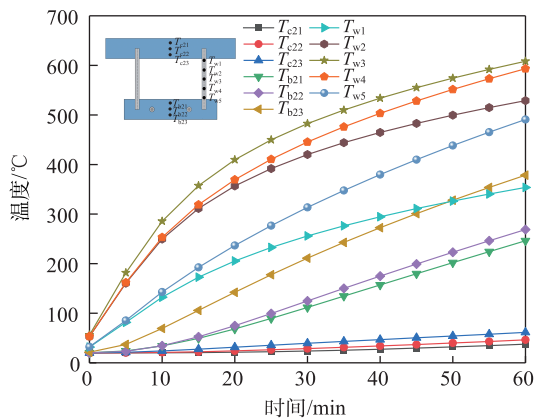


图10 组合箱梁各部位跨中温度时程图
Fig. 10 Mid-span temperature time history diagram of each part of composite box girder

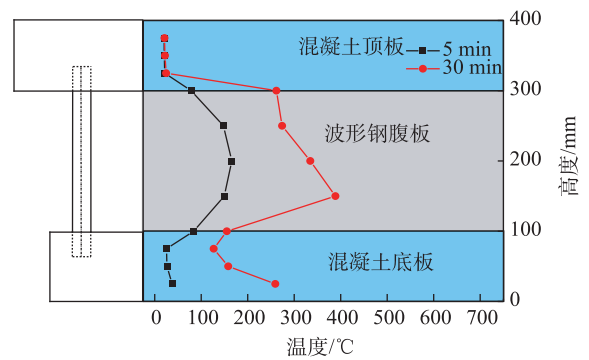


图11 组合箱梁截面的竖向温度梯度对比
Fig. 11 Comparison of vertical temperature gradient of composite box girder section

根据图11中温度分布特性,顶底板、钢腹板温度分布采用线性函数拟合,详见式(37)与式(38)。

1) 5 min时温度梯度曲线

$$T(y) = \begin{cases} -0.244y + 41.8, & 0 < y \leq 100 \\ -0.00927y^2 + 3.687y - 196.39, & 100 < y \leq 300 \\ -0.0266y + 29.948, & 300 < y \leq 400 \end{cases} \quad (37)$$

2) 30 min时温度梯度曲线

$$T(y) = \begin{cases} -2.65y + 313.93, & 0 < y \leq 100 \\ -0.0661y^2 + 14.5y - 661.6, & 100 < y \leq 300 \\ -0.07228y + 47.779, & 300 < y \leq 400 \end{cases} \quad (38)$$

3.4 理论公式验证

本节通过将波形钢腹板组合箱梁热力耦合分析下的应力值及挠度值与本文理论公式、试验梁实测值进行对比分析,以验证理论公式的适用性。

主要选取3个时刻下组合箱梁上翼缘板的正应力值为对比分析对象。组合箱梁开展热力耦合结构分析时,在组合箱梁的跨中顶板位置施加集中荷载(100 kN),组合箱梁受力状态如图12所示。

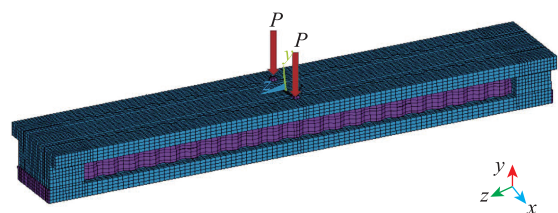


图12 荷载施加示意图
Fig. 12 Schematic diagram of load application

根据3.3节拟合的箱梁截面最不利温度梯度,通过混凝土、钢材高温下材料性能折减与等效烧损深度理论^[17],得到其截面特性的变化。将拟合的温度梯度曲线、折减后的截面刚度等代入理论公式,利用数学分析软件MAPLE进行编程计算,同时结合ANSYS建立有限元数值模型分析数据,对本文所推导理论公式的适用性进行了验证。具体对比结果如图13与表1所示。

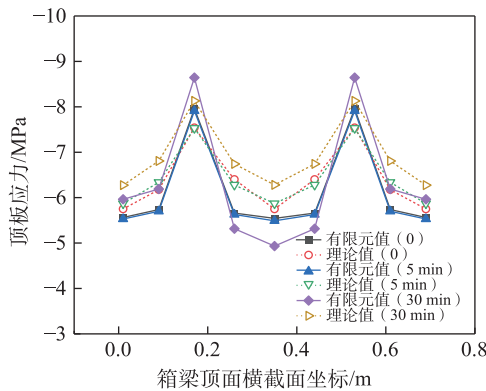


图13 组合箱梁跨中截面正应力对比

Fig. 13 Comparison of normal stress of mid-span section of composite box girder

表1 组合箱梁跨中挠度对比

Tab.1 Deflection comparison of composite box girder

时间/ min	模拟 值/mm	实测 值/mm	理论 值/mm	误差 ①/%	误差 ②/%
0	-5.46	-5.25	-5.13	6.43	2.34
5	-6.50	-6.85	-6.47	0.46	5.87
30	-13.04	-13.85	-13.35	2.32	3.75

注:误差①=(模拟值-理论值)/理论值;误差②=(实测值-理论值)/理论值。

从图13可以看出,集中荷载作用下,组合箱梁上翼缘呈正剪力滞效应,顶板与腹板交接处应力值最大,且随时间增加而变大。结合图13与表1可知,组合箱梁顶板与腹板交接处应力的理论值与有限元值在0、5、30 min时的误差均在7%以内;跨中挠度理论值与模拟值、实测值的误差分布于2.32%~6.43%。理论值与有限元值的误差主要受顶板横向温度分布的微小差异影响,而理论值与实测值的误差受试验环境、试验方法及试验设备等因素影响。所提理论适用于火灾温度梯度下波形钢腹板组合筒支梁的剪力滞效应计算,具有很高的预测精度。

4 火灾下组合箱梁剪力滞效应及影响因素分析

4.1 受火时间分析

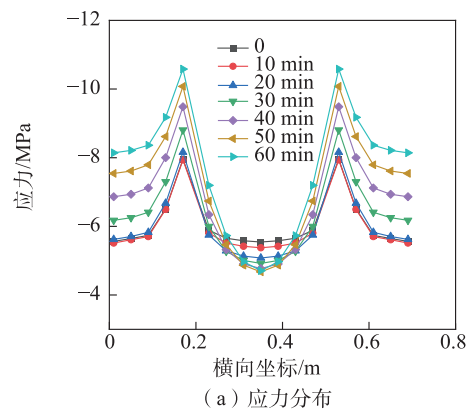
为更好的研究火灾下组合箱梁剪力滞效应的变化规律,引入剪力滞系数 λ ^[18]来定义截面的剪力滞效应的变化幅度,具体如下

$$\lambda = \frac{\sigma}{\sigma_0} \quad (39)$$

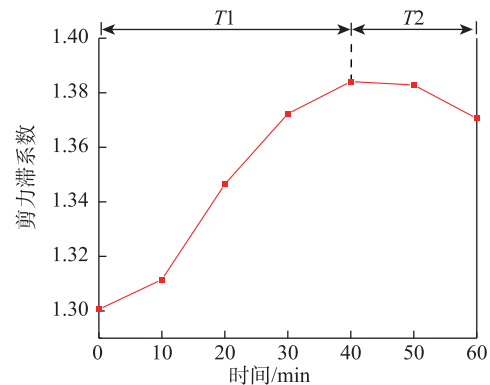
$$\sigma_0 = \frac{\int_b \sigma dx}{b} \quad (40)$$

式中: σ 为截面任一点纵向弯曲应力; σ_0 为平均正应力; b 为顶板宽度;顶板混凝土与钢腹板交接处剪力滞系数最大,定义为 λ_{max} 。

通过ANSYS有限元数值模型分析得到组合箱梁的弯曲正应力分布,并根据式(39)与式(40)计算得到不同受火时间下顶板与腹板交界处剪力滞系数 λ_{max} 。具体如图14所示,图14(a)中0曲线为常温下截面应力分布曲线,提供参照作用。受火场景



(a) 应力分布



(b) 剪力滞系数

图14 跨中截面剪力滞效应图

Fig. 14 Shear lag effect of mid-span section

(L 为3.7 m)与加载方式(P 为100 kN)分别如图8、图12所示。

由图14(a)可知,受火时间为0~60 min时,组合箱梁顶板存在显著的正剪力滞效应,悬臂板位置应力值随受火时间增加变大,顶板中间位置随受火时间增加减小;其中顶板与腹板交接处受压应力作用,应力值最大,为应力峰值;应力峰值随受火时间增加变大,60 min时其应力值为-10.581 MPa,为0(常温下)时应力值-7.957 MPa的1.329 8倍。顶板悬臂板由于下部为受火面,直接遭遇火灾侵袭,故温度升高导致该组合箱梁部分应力值随时间变化幅度较大,60 min时,悬臂板外边缘测点处应力值相较于常温应力值变化为2.55 MPa。混凝土顶板由于未直接受火,其应力值受温度变化影响较小,呈微弱下降趋势。

由图14(b)可知,波形钢腹板组合箱梁剪力滞系数 λ_{\max} 的变化曲线大致可分为两个阶段:T1(阶段I),受火时间为0~40 min,该区间内梁体温度由常温开始上升,组合箱梁各部位混凝土与钢材的材

料性能随温度升高发生折减,且在温度梯度下产生温度自应力,内力进行重分布,从而导致剪力滞系数上升,上升速率为0.002 088/min。T2(阶段II),受火时间为40~60 min,该区间内剪力滞系数呈现缓慢下降趋势,下降速率仅为0.000 675/min。剪力滞系数下降的主要原因为:受火时间40 min后,悬臂板由于温度升高导致的压应力增大幅度大于其顶板与腹板交接处压应力增大幅度,故 λ_{\max} 呈逐渐下降趋势;结合式(39)与式(40),其表现为截面应力积分增加幅度大于应力最大值增加幅度。

4.2 荷载比的影响

桥梁在火灾发生时所承受的荷载大小会使其产生不同的结构响应,为进一步研究组合箱梁受火过程中不同荷载下波形钢腹板组合箱梁剪力滞的变化规律,选取荷载比为0.2、0.3和0.4,受火长度为3.3 m,模拟组合箱梁热-力耦合工况。应力-时程曲线如图15所示,不同荷载比下剪力滞系数 λ_{\max} 时程曲线如图16所示,组合箱梁在不同荷载比下 λ_{\max} 值及其变化率如表2所示。

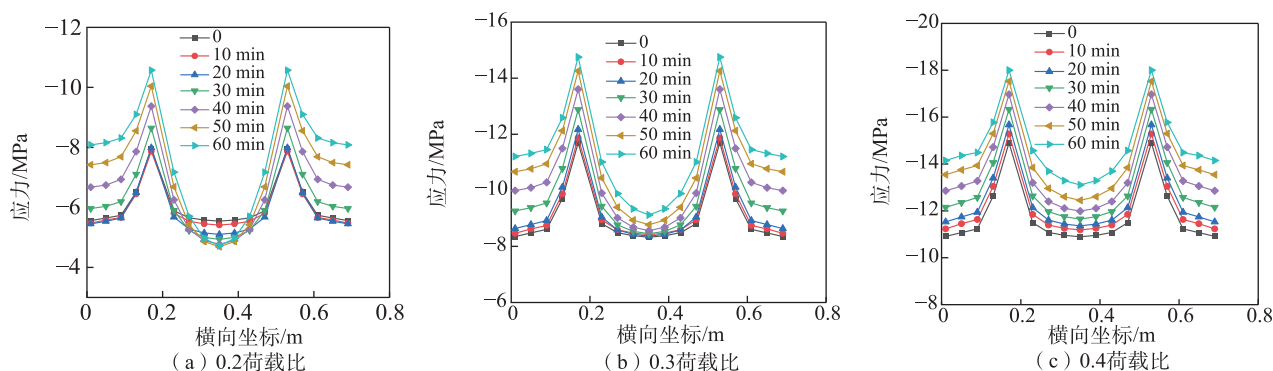


图15 不同荷载比下跨中顶板应力时程曲线图

Fig. 15 Stress time history of mid-span roof under different load ratios

由图15可知,组合箱梁跨中顶板应力同样呈正剪力滞效应分布;其中,不同荷载比下组合箱梁悬臂板位置处应力均随受火时间增加而变大;组合箱梁顶板中间位置处应力变化受荷载比的影响呈不同的变化趋势,0.2荷载比下该位置随受火时间增加应力值减小,0.3荷载比与0.4荷载比下与之相反,随受火时间增加变大。对于不同荷载比下组合箱梁应力峰值的变化,其值随荷载比增加而递增,当延火时间为60 min时,组合箱梁在0.2、0.3与0.4荷载比作用下的应力峰值分别为-10.57、-14.75 MPa与-18.00 MPa;应力随延火时间的增加同步增长,

当延火时间为60 min时,组合箱梁在0.2、0.3与0.4荷载比下的应力峰值分别为常温下0时的1.328倍、1.854倍与2.262倍,可以看出,其应力峰值的增长幅度随荷载比增加而减小。

结合图16及表2可知,不同荷载比作用下组合箱梁剪力滞系数 λ_{\max} 的变化分为两种。第1种为:组合箱梁在荷载比为0.2与0.3时,其值均大于常温下; λ_{\max} 随时间的变化规律与4.1节中相似,当组合箱梁的延火时间为0~40 min时, λ_{\max} 随延火时间增加而增长,40 min时达到极值,荷载比为0.2与0.3时分别为1.390 825与1.306 832,为常温下的1.068

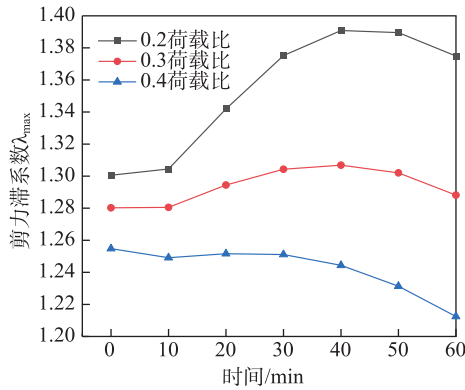


图16 不同荷载比下剪力滞系数时程图

Fig. 16 Time history diagram of shear lag coefficient under different load ratios

表2 不同荷载比下λ_{max}值及变化率

Tab.2 λ_{max} and their difference ratios under different load ratios

时间/ min	λ _{0.2}	λ _{0.3}	λ _{0.4}	DR1/ %	DR2/ %
0	1.300	1.280	1.254	1.56	3.52
10	1.304	1.280	1.249	1.84	4.24
20	1.341	1.294	1.251	3.54	6.73
30	1.375	1.304	1.251	5.16	9.03
40	1.390	1.306	1.244	6.04	10.53
50	1.389	1.302	1.231	6.29	11.38
60	1.374	1.288	1.212	6.31	11.82

注: $DR1 = \frac{(\lambda_{0.2} - \lambda_{0.3})}{\lambda_{0.2}} \times 100\%$; $DR2 = \frac{(\lambda_{0.2} - \lambda_{0.4})}{\lambda_{0.2}} \times 100\%$; λ_{0.2}、λ_{0.3}、λ_{0.4}均为相应荷载比下λ_{max}值。

倍与1.021倍;当组合箱梁的延火时间为40~60 min时,λ_{max}有微弱下降趋势。第2种为:当组合箱梁在荷载比为0.4时,λ_{max}始终低于常温下,其值随延火时间增加而不断减小;当延火时间为60 min时,λ_{max}为1.212 423,为常温下的0.966倍。另外,组合箱梁在0.3荷载比与0.4荷载比作用下其变化率随受火时间增加而变大,0.4荷载比下最为明显,受火60 min的差值率可达11.82%。综上可知,当荷载比为0.2与0.3时,其λ_{max}大于常温下,且呈先增加后下降趋势;荷载比为0.4时,组合箱梁的λ_{max}均小于常温下,且呈持续下降趋势;组合箱梁λ_{max}的变化率随受火时间增加而变大,0.4荷载比下最为明显。

5 结论

本文考虑火灾下非线性温度梯度,基于能量变

分原理建立了波形钢腹板组合箱梁在火灾高温下的剪力滞效应计算方法,并通过建立与试验梁相同的有限元模型,验证了本文方法的科学性与准确性,主要结论如下。

1) 本文理论公式求解所得波形钢腹板组合箱梁火灾非线性温度梯度下的剪力滞解析解与有限元解吻合良好,顶板与腹板交界处应力值误差均在7%以内,具有较好的适用性,可为桥梁在火灾下的剪力滞效应分析提供参考。

2) 随着受火时间的增加,波形钢腹板组合箱梁受温度影响各部位材料退化,整体截面应力重分布,剪力滞系数λ_{max}先增大后减小。

3) 不同荷载比作用下组合箱梁剪力滞系数的变化分为两种情况。当荷载比为0.2与0.3时,其λ_{max}大于常温下,呈先增加后下降趋势,当荷载比为0.4时,λ_{max}小于常温下,且呈持续下降趋势。

参考文献:

[1] 郑尚敏,沈强,程海根,等. 新型组合波形钢腹板的弹性剪切屈曲强度[J]. 公路交通科技, 2023, 40(1): 92-97, 151. ZHENG S M, SHEN Q, CHENG H G, et al. Elastic shear buckling strength of new composite corrugated steel webs[J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development, 2023, 40(1): 92-97, 151.

[2] JIANG R J, KWONG AU F T, XIAO Y F. Prestressed concrete girder bridges with corrugated steel webs: review[J]. Journal of Structural Engineering, 2015, 141(2): 04014108.

[3] ZHENG Y X, WANG J H, GUO P, et al. A review of the mechanical properties of and long-term behavior research on box girder bridges with corrugated steel webs[J]. Buildings, 2024, 14(10): 3056.

[4] LI Q B, ZHOU M. Dynamic response of girder bridges with corrugated steel webs subjected to moving loads[J]. Thin-Walled Structures, 2024, 203: 112180.

[5] 秦翱翔,刘世忠,马驰,等. 新型波形钢腹板组合箱梁畸变效应[J]. 中国铁道科学, 2024, 45(1): 89-98. QIN A A, LIU S Z, MA C, et al. Distortion effect of new composite box girder with corrugated steel webs[J]. China Railway Science, 2024, 45(1): 89-98.

[6] 张紫辰,王根会,樊江,等. 等截面波纹腹板钢箱组合连续梁自振特性[J]. 中国铁道科学, 2021, 42(4): 51-59. ZHANG Z C, WANG G H, FAN J, et al. Natural vibration characteristics of continuous box composite girder with corrugated steel webs of uniform cross-section[J].

- China Railway Science, 2021, 42(4): 51–59.
- [7] HE X Y, XIANG Y Q, CHEN Z Y. Improved method for shear lag analysis of thin-walled box girders considering axial equilibrium and shear deformation[J]. Thin-Walled Structures, 2020, 151: 106732.
- [8] ZHOU C, LI L F, WANG J Q. Modified bar simulation method for shear lag analysis of non-prismatic composite box girders with corrugated steel webs[J]. Thin-Walled Structures, 2020, 155:106957.
- [9] 鲁宁宁, 刘世忠, 毛亚娜, 等. 考虑梗腋影响的波形钢腹板组合箱梁剪力滞效应研究[J]. 计算力学学报, 2023, 40(4): 614–620.
LU N N, LIU S Z, MAO Y N, et al. Shear lag effect theory and parameter analysis of composite box girder with corrugated steel webs considering the influence of haunch[J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2023, 40(4): 614–620.
- [10] LUO Q Z, WU Y M, TANG J, et al. Experimental studies on shear lag of box girders[J]. Engineering Structures, 2002, 24(4): 469–477.
- [11] 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.
PAN D G, CHENG Y, CHEN F, et al. Shear lag effect on cantilever box girder under nonlinear temperature gradient[J]. Journal of Hefei University of Technology (Natural Science), 2018, 41(3): 384–389.
- [12] 潘旦光, 李冬晴. 非线性温度梯度作用下简支箱梁的剪力滞效应[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2020, 52(2): 103–110.
PAN D G, LI D Q. Shear lag effect on the cantilever box girder under nonlinear temperature gradient[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2020, 52(2): 103–110.
- [13] 刘永健, 刘江, 张宁, 等. 钢-混凝土组合梁温度效应的解析解[J]. 交通运输工程学报, 2017, 17(4): 9–19.
LIU Y J, LIU J, ZHANG N, et al. Analytical solution of temperature effects of steel-concrete composite girder[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2017, 17(4): 9–19.
- [14] SAMANTA A, MUKHOPADHYAY M. Finite element static and dynamic analyses of folded plates[J]. Engineering Structures, 1999, 21(3): 277–287.
- [15] ZHANG G, KODUR V, SONG C J, et al. A numerical model for evaluating fire performance of composite box bridge girders[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2020, 165: 105823.
- [16] ZHANG G, ZHAO X C, LU Z L, et al. Review and discussion on fire behavior of bridge girders[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering (English Edition), 2022, 9(3): 422–446.
- [17] 朱建明, 王晓纯, 魏东, 等. 火灾后混凝土构件的剩余刚度估计[J]. 工程力学, 2011, 28(8): 193–197, 207.
ZHU J M, WANG X C, WEI D, et al. Estimation of the residual stiffnesses of fire-damaged concrete members[J]. Engineering Mechanics, 2011, 28(8): 193–197, 207.
- [18] 吴文清, 叶见曙, 杨效中, 等. 薄壁箱梁剪力滞效应研究理论的若干问题讨论[J]. 桥梁建设, 2001, 31(6): 53–57.
WU W Q, YE J S, YANG X Z, et al. Discussions about the existing problems of the theoretical studies on shear lag effect of thin-walled box girder[J]. Bridge Construction, 2001, 31(6): 53–57.



第一作者:郑尚敏(1984—),男,副教授,硕士生导师,研究方向为组合结构桥梁力学性能。E-mail:lanxiaowenlin@126.com。



通信作者:赵贤齐(1999—),男,硕士研究生,研究方向为组合结构抗火性能。E-mail:z17637982426@163.com。

(责任编辑:吴海燕)