

扁平钢箱梁 U 型肋加劲板稳定承载力规范计算方法研究

梅红蕾¹, 吕忠达^{1,2*}, 赵卓², 杨黎明¹

(1. 宁波大学 机械工程与力学学院, 浙江 宁波 315211; 2. 宁波工程学院 建筑与交通工程学院, 浙江 宁波 315211)

摘要: 闭口肋加劲板作为钢箱梁的主要受力构件, 其稳定承载力的计算成为钢箱梁设计的一个关键性问题。分析比较了钢箱梁受压加劲板极限承载力的常用计算理论以及基于这些理论在国内外最新规范中关于加劲板承载力计算的相关规定, 并运用实例对各规范的相关规定进行验算。结果表明, 中国规范、欧洲规范计算结果较为接近试验结果, 美国规范次之, 最后是英国规范和日本规范; 并从同一规范的不同桥梁之间的比较得知, 在极限承载力的计算中, 加劲肋相对刚度比对计算结果有着很大的影响; 通过控制加劲肋的刚度比, 可以使用规范较好地得到加劲板的极限承载力, 为钢箱梁的设计提供一些可借鉴的思路。

关键词: 扁平钢箱梁; 加劲板; U 型闭口加劲肋; 局部稳定; 极限承载力; 规范

中图分类号: U448.36

文献标志码: A

文章编号: 1001-5132 (2018) 02-0068-06

扁平钢箱梁以其抗扭刚度和横向抗弯刚度大、抗风稳定性好、整体性强、材质均匀、强度高、自重轻、工业化程度高等突出优点在大跨径斜拉桥和悬索桥中得到广泛应用^[1-4]。根据斜拉桥和自锚式悬索桥的体系特点, 钢箱梁主要承受轴力作用, 稳定性问题凸出。加劲板作为钢箱梁的主要受力构件, 其抗压承载力计算成为钢箱梁设计的一个关键问题(图 1)。为了得到钢箱梁加劲板的受力性能, 国内外学者采用不同理论分析和有限元模拟等方法对钢箱梁正交各向异性加劲板的局部稳定承载力问题进行了研究。国外学者关于加劲板屈曲极限破坏的研究较早^[6-12], 其中以 Chou 等^[8]以奥克兰海湾大桥钢箱梁加劲板进行的稳定极限承载力试验较为经典; 国内姚行友^[13]、李立峰^[14]、陈均霞^[15]等主要对加劲板的稳定理论进行了研究, 李立峰采用模型试验对计算理论进行了验证, 阳恩龙^[16]、陈小华^[17]等则进一步对钢箱梁的局部稳定性问题进行了理论研究。除以上各种理论外, 各国关于钢箱梁桥的设计研究还编写了相关规范, 英国规范、美国规范和日本规范的应用较为普及^[18], 而现阶段

对欧洲规范和中国规范的研究较少。

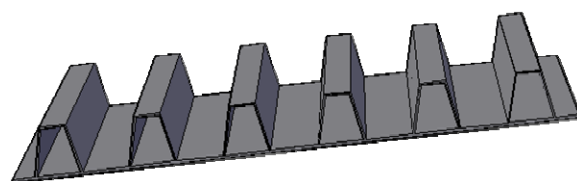


图 1 U 型闭口肋加劲板基本构造图

目前关于加劲板的计算方法主要可分成三大类^[18-20]: (1)弹性理论。如采用单个半波的屈曲模式近似, 不考虑抗扭刚度的近似情况下, 得到关于加劲板整体、局部屈曲荷载的简化公式, 以此为代表的有日本规范和美国规范。(2)弹塑性理论。如中国规范、英国规范、欧洲规范采用的压杆法以及正交异性板理论都是基于此理论得到的一种关于极限承载力的近似表达式。(3)有限元计算方法。用有限元模拟和试验相结合的方法, 拟合出相应的荷载曲线, 得到极限承载力的近似表达式。

本文着重从规范的角度来研究关于受压加劲板局部稳定承载力的计算方法, 比较各规范之间的差异性。

收稿日期: 2017-09-15.

宁波大学学报(理工版) 网址: <http://journalg.nbu.edu.cn/>

基金项目: 浙江省重点科技创新团队项目 (2013TD21)。

第一作者: 梅红蕾 (1991-), 女, 河北石家庄人, 在读硕士研究生, 主要研究方向: 桥梁工程。E-mail: 2856166689@qq.com

*通信作者: 吕忠达 (1963-), 男, 浙江奉化人, 教授级高工, 主要研究方向: 桥梁工程。E-mail: lzd@189.cn

1 各国规范关于加劲板承载力计算规定

由于薄板的临界失稳应力和板件的宽厚比有关, 故在钢结构设计中保证板件局部不发生失稳的主要方法是控制板件的宽厚比, 各国规范关于极限承载力的规定也大都要求在加劲板的构造要求符合规范条文的基础上进行进一步计算。

1.1 中国钢结构桥梁设计规范 JTG/D64-2015

中国规范^[21]计算加劲板承载力时基于压杆法, 把整个板件离散成单个加劲肋连同有效板宽的压杆(图 2)进行板件承载力计算。

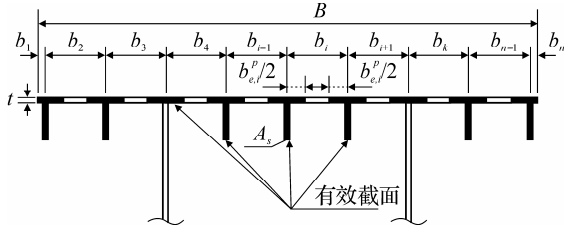


图 2 刚性加劲肋的板元分割和有效截面布置图

轴心受压构件的强度按下式计算:

$$\gamma_0 N_d \leq A_{\text{eff},c} f_d,$$

$$b_e^p = \sum_{i=1}^{n_p} b_{e,i}^p = \sum_{i=1}^{n_p} \rho_i b_i,$$

$$A_{\text{eff},c} = \sum_{i=1}^{n_p} b_{e,i}^p t_i + \sum A_{s,j},$$

式中, $b_{e,i}^p$ 为第 i 块受压板段考虑局部稳定影响的有效宽度; b_i, t_i 为第 i 块受压板段或板元的宽度和厚度; n_p 为被腹板或刚性加劲肋分割后的受压板段或板元数; $\sum A_{s,j}$ 为有效宽度范围内的加劲肋面积之和; ρ_i 为第 i 块受压板段或板元的局部稳定折减系数, 可按下式规定计算:

$$\bar{\lambda}_p \leq 0.4, \rho = 1,$$

$$\bar{\lambda}_p > 0.4, \rho = \frac{1}{2} \{1 + (1 + \varepsilon_0) / \bar{\lambda}_p^2 -$$

$$\sqrt{[1 + (1 + \varepsilon_0) / \bar{\lambda}_p^2]^2 - 4 / \bar{\lambda}_p^2}\}.$$

1.2 欧洲规范

欧洲规范^[22-24]是在压柱理论和正交异性板理论的基础上, 先计算受压翼缘板折减系数, 确定其有效截面面积(图 3), 以说明局部屈曲, 并利用加劲肋的有效截面面积来验算加劲板的整体板屈曲(作为等效正交异性板)。

根据整体板屈曲确定相应的整体折减系数,

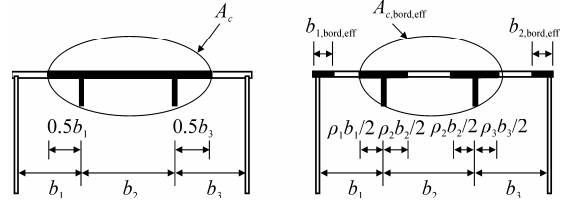


图 3 欧洲规范均匀受压加劲板有效截面图

计算公式如下:

$$N_{Rd} = \frac{A_{\text{eff}} f_y}{\gamma_{M1}},$$

$$A_{\text{eff}} = \rho_c A_{c,\text{eff},\text{loc}} + \sum b_{\text{edg},\text{eff}} t,$$

$$A_{c,\text{eff},\text{loc}} = A_{sl,\text{eff}} + \sum \rho_{\text{loc}} b_{c,\text{loc}} t,$$

ρ_c 为加劲板件有效截面折减系数, 由下式求得:

$$\rho_c = (\rho - \chi_c) \xi (2 - \xi) + \chi_c,$$

$$\xi = \sigma_{cr,p} / \sigma_{cr,c} - 1, \text{ 且 } 0 < \xi \leq 1.$$

对于内部受压板件, ρ_{loc} 和 ρ 可通过下式确定:

$$\rho = 1.0, \bar{\lambda}_p \leq 0.673,$$

$$\rho = (\bar{\lambda}_p - 0.055(3 + \phi)) / \bar{\lambda}_p^2 \leq 1.0,$$

$$\bar{\lambda}_p > 0.673, \text{ 且 } (3 + \phi) \geq 0.$$

1.3 英国规范 BS5400

英国规范^[25]关于加劲板极限承载力的规定以 Perry 压杆公式为基础, 把加劲板视为加劲肋和相连部分的母板组成的压杆模型进行计算。为避免加劲肋发生局部屈曲破坏, 对加劲肋的几何尺寸进行了限制。当加劲板的构造满足规范要求时, 可按以下公式进行承载力计算:

$$N_{Rd} = \sigma_a A_{\text{eff}} =$$

$$\min(k_{11} \sigma_{ys} / \gamma_m \gamma_{f3}, k_{12} \sigma_{ys} / \gamma_m \gamma_{f3}) A_{\text{eff}},$$

$$A_{\text{eff}} = \sum K_c b t + \sum A_{s,j},$$

其中, K_c 为板在压力下的系数, 按规范给定的曲线取值。 k_{11}, k_{12} 为折减系数, 其值参考下式 k_1 的函数取值:

当 $\lambda \neq 0$ 时,

$$k_1 = 0.5((1 + 5700(1 + \eta) / \lambda^2) - \sqrt{(1 + 5700(1 + \eta) / \lambda^2)^2 - 22800 / \lambda^2});$$

当 $\lambda = 0$ 时,

$$k_1 = 1 / (1 + \eta).$$

1.4 美国规范 AASHTO

美国规范^[26-27]关于极限承载力的计算方法是基于 Timoshenko 弹性理论^[28]的非完全刚性加劲肋

方法,并通过设置加劲肋的几何尺寸来避免加劲肋局部屈曲破坏.对于符合规定的加劲肋设计要求的受压翼缘极限承载力计算公式如下:

$$\begin{aligned} & \text{当 } \lambda_f \leq R_1 \sqrt{\frac{kE}{F_{yc}}}, \\ & F_{nc} = R_b R_h F_{yc} \Delta; \\ & \text{当 } R_1 \sqrt{\frac{kE}{F_{yc}}} < \lambda_f \leq R_2 \sqrt{\frac{kE}{F_{yc}}}, \\ & F_{nc} = R_b R_h F_{yc} (\Delta - (\Delta - F_{yr} / (R_h F_{yc}))) \cdot \\ & \quad \left(1 - \sin \left(\frac{\pi}{2} \left(R_2 - \frac{w}{t_{fc}} \sqrt{\frac{F_{yc}}{kE}} \right) / (R_2 - R_1) \right) \right); \\ & \text{当 } \lambda_f > R_2 \sqrt{\frac{kE}{F_{yc}}}, \\ & F_{nc} = \frac{0.9 E R_b k}{(w/t_{fc})^2} - \frac{R_b f_v^2 k}{0.9 E k_s^2} \left(\frac{w}{t_{fc}} \right)^2. \end{aligned}$$

k 为加劲板在轴压作用下的屈曲系数, $k=2\sim 4$:

$$\begin{aligned} & \text{当 } n=1 \text{ 时, } k = \left(\frac{8 I_l}{w t_{fc}^3} \right)^{1/3}; \\ & \text{当 } n \geq 2 \text{ 时, } k = \left(\frac{I_l}{0.07 w t_{fc}^3 n^4} \right)^{1/3}. \end{aligned}$$

1.5 日本道路桥示方书·同解说

日本规范^[29]基于 Giencke 公式规定了加劲肋的最小刚度比,并对加劲肋的几何尺寸进行限制,采用容许应力法对加劲板极限承载力进行设计.

在加劲板几何尺寸满足规定的情况及轴压荷载作用下,加劲板的极限承载力计算公式如下:

$$\begin{cases} \sigma_{cr} / \sigma_y = 1.0, R_R \leq 0.5, \\ \sigma_{cr} / \sigma_y = 1.5 - R_R, 0.5 < R_R \leq 1.0, \\ \sigma_{cr} / \sigma_y = 0.5 / R_R^2, R_R > 1.0, \end{cases}$$

$$R_R = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E} \cdot \frac{12(1-\mu^2)}{\pi^2 k_R}},$$

式中, b, t 为加劲板的板宽和板厚; σ_{cr} 、 E 、 μ 为钢材的屈服强度、弹性模量和泊松比, $k_R = 4n^2$ 为屈曲系数; n 为加劲板被加劲肋切成的板块数.

1.6 各规范理论基础(规范内容)比较

从理论角度看,欧洲规范、英国规范和中国规范是基于压杆理论和正交异性板理论,属于弹塑性理论计算方法,美国规范和日本规范基于弹性

理论设计方法.实际生产中, U 型肋加劲板属于弹塑性材料,相对于弹性计算理论更加完善.

1.6.1 各规范计算极限承载力时的具体折减内容

从各国规范计算公式来看,弹塑性理论的规范主要是对加劲板的受压面积进行折减,避免局部屈曲情况,来进一步求解极限承载力数值.弹性理论主要是根据宽厚比的取值范围来进一步确定屈曲应力的函数形式,对屈曲应力进行求解换算(相当于对材料屈服应力的折减),从而来确定抗压极限承载力.

1.6.2 各规范折减系数的选取

欧洲规范考虑板柱综合作用影响,在板屈曲折减系数和柱屈曲折减系数之间内插得到整体屈曲系数,更接近实际情况.英国规范根据宽厚比的不同,选用不同的柱子曲线确定受压翼缘的折减系数,对材料屈服应力进行微调.中国规范除对截面进行面积折减外,还采用了材料的设计值.美国规范关于加劲肋数量范围有要求,根据加劲肋惯性矩反算出 k 有一定的误差,导致应力折减所采用的函数计算结果并不精确.日本规范通过宽厚比的取值范围确定屈曲应力函数曲线,并计算加劲板的弹性屈曲应力,从而确定加劲板的抗压极限承载力.

1.6.3 加劲板构造要求和刚度比要求

加劲板件的宽厚比和刚度比是控制加劲板抗压承载力很重要的两个因素.各国规范关于抗压承载力的计算也都是在加劲板满足构造要求的情况下进行.

(1)欧洲规范对加劲板的宽厚比和刚度比均进行了明确的条文规定;

(2)英国规范只对加劲板的构造要求进行了规定,并没有涉及到刚度比的要求;

(3)美国规范对受压翼缘板和加劲肋的构造分别进行了规定,但对加劲肋刚度设计给了一定的范围,并不要求一定是刚性加劲肋,当不满足刚性加劲肋要求时,计算结果存在一定的误差;

(4)日本规范要求加劲肋必须满足刚性加劲肋的构造要求,计算理论是基于刚性加劲肋推导得出的.当满足构造要求时,规范可以较准确地计算出加劲板抗压承载力;不满足构造要求时,误差较大;

(5)中国规范关于加劲板的构造要求和刚度要求均有详细的条文规定. 在加劲肋刚度设计时, 中国规范和日本规范都是基于 Giencke 公式推导得出, 不同之处在于中国规范考虑了不同的刚度取值范围, 而日本规范采用等稳原则, 使受压加劲板整体屈曲系数等于肋间母板局部屈曲系数, 从而确定刚性加劲临界刚度比, 即取等于以加劲肋为波节屈曲的稳定系数.

1.6.4 规范关于加劲肋类型的区分

欧洲规范、英国规范、中国规范严格区分了开口加劲肋和闭口加劲肋的相关规定, 美国规范并没有严格区分开口加劲肋和闭口加劲肋, 日本规范主要针对开口加劲肋做了详细的规定, 对闭口加劲肋的规定并不完善.

2 规范实例计算比较

为研究国内外规范在桥梁设计中的适用性,选取已建成的杭州湾跨海大桥、苏通大桥及三汊矶大桥 3 座大桥^[1,3,30], 以其基本数据为例(表 1), 结合围绕桥梁开展的模型试验(图 4), 与规范计算值进行比较, 进一步说明各规范的优缺点及其适用性.

运用上节中各规范的公式, 将计算结果列示于表 2, 且各规范与试验结果偏差如图 5 所示.

从结果可以看出, 一般来说, 规范对受压加劲

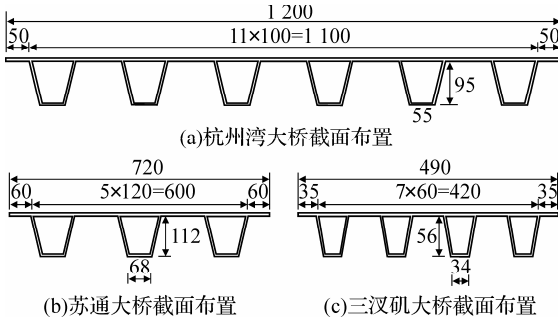


图 4 算例截面布置图(单位: mm)

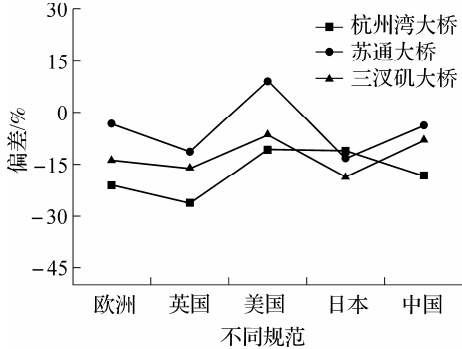


图 5 各规范与试验结果偏差分析

板的计算精度主要取决于设计理论基础和稳定性折减系数^[19-20]. 规范与试验结果偏差分析图表明, 在同一桥梁模型下, 各国规范的计算结果与试验值相比较, 除杭州湾跨海大桥算例模型外, 基本呈现出从中国规范、欧洲规范、美国规范、英国规范

表 1 算例基本数据

桥梁算例名称	节段长度/mm	母板				加劲肋			
		宽度/mm	厚度/mm	高度/mm	上翼缘宽/mm	下翼缘宽/mm	厚度/mm	间距/mm	个数/个
杭州湾跨海大桥	1 250	1 200	6	95	100	55	3.0	200	6
苏通大桥	1 600	720	8	112	120	68	4.0	240	3
三汊矶大桥	600	490	3	56	60	34	1.5	120	4

表 2 规范计算结果汇总

项目	试验值 σ_1	规范值 σ_2				
		欧洲	英国	美国	日本	中国
杭州湾跨海大桥	1.12 σ_y	0.881 σ_y	0.825 σ_y	0.999 σ_y	0.993 σ_y	0.915 σ_y
	偏差值 = $(\sigma_2 - \sigma_1) / \sigma_1 \times 100\%$	-21.3	-26.3	-10.8	-11.3	-18.3
苏通大桥	0.91 σ_y	0.880 σ_y	0.805 σ_y	σ_y	0.787 σ_y	0.874 σ_y
	偏差值 = $(\sigma_2 - \sigma_1) / \sigma_1 \times 100\%$	-3.3	-11.5	9.0	-13.5	-3.9
三汊矶大桥	1.07 σ_y	0.920 σ_y	0.897 σ_y	0.999 σ_y	0.867 σ_y	0.982 σ_y
	偏差值 = $(\sigma_2 - \sigma_1) / \sigma_1 \times 100\%$	-14.0	-16.2	-6.6	-18.9	-8.2

到日本规范与试验值偏差越来越大的结果。杭州湾跨海大桥计算模型中加劲板的抗弯刚度比较小,加劲板容易发生整体屈曲模态的破坏,出现类似于单板的屈曲模态,故基于弹性理论的日本规范和美国规范的计算结果与试验值较为接近。但实际工程中,这种情况并不经常出现,基于弹性理论的规范设计仍具有一定的局限性。

从表2同一规范对3座不同桥梁的计算分析结果可以看出,中国规范、欧洲规范和英国规范规律较为一致,计算结果均小于试验值,偏安全,随着苏通大桥、三汊矶大桥、杭州湾跨海大桥的加劲肋刚度比依次减小,计算结果呈现出偏差越来越大的趋势。由于美国规范对加劲肋刚度要求很高,3座桥梁模型通过惯性矩反算出的屈曲系数较小,造成结果偏差较大,计算结果有的大于试验值,有的小于试验值,没有规律性,具有很大的局限性。日本规范要求加劲肋为完全刚性加劲肋,当不满足完全刚性加劲肋时,计算结果也呈现出一定的误差。

3 小结

对各国规范的条文内容进行了较为详细的研究和比较,并选取实例进行计算分析,从计算结果来看,与理论分析相符合,得出以下结论:

(1)总体来看,欧洲规范和中国规范计算结果与试验结果较为接近,比试验结果偏低,偏安全,对加劲板的适用性也更为广泛。美国规范次之,只适用于加劲肋根数较少的时候,具有很大的局限性,故美国规范并不适合大型钢箱梁加劲板的设计研究。英国规范没有规定加劲肋的刚度要求,计算结果比较保守。日本规范对加劲肋刚度要求较高,在加劲板刚度不满足要求时,计算结果存在误差,适用性有待考量。

(2)在极限承载力计算过程中,各国规范关于惯性矩的计算采用了不同的基准轴,欧洲规范、英国规范、中国规范的基准轴采用组合截面的形心轴,美国规范采用的是母板下边缘为基准轴,日本规范则采用母板中面为计算基准轴,但是从计算结果来看,其对结果的影响值较小,并不作为主要影响因素。

(3)加劲肋的刚度比是影响加劲板极限承载力

的重要因素,在加劲板设计过程中,应重点关注刚度比的设计指标。

综合以上分析,在加劲板设计过程中,为了考虑更加全面,推荐采用欧洲规范和中国规范进行设计分析。

参考文献:

- [1] 李立峰. 正交异性钢箱梁局部稳定分析理论及模型试验研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2005.
- [2] 狄谨. 钢箱梁梯形肋加劲板受力性能与设计方法研究[D]. 西安: 长安大学, 2009.
- [3] 姜洪阳. 钢箱梁受压加劲板设计方法研究[D]. 西安: 长安大学, 2013.
- [4] 程斌, 肖汝诚, 赵金城. 双轴受压小刚度加劲厚板的极限强度计算[J]. 土木工程学报, 2010, 43(6):87-93.
- [5] 孔祥福, 周绪红, 狄谨, 等. 钢箱梁斜拉桥正交异性桥面板的受力性能[J]. 长安大学学报(自然科学版), 2007, 27(3):52-56.
- [6] Komatsu S, Kitada T. Statistical study on compression butt-welded plate[J]. Journal of Structural Engineering, 1983, 109(2):386-403.
- [7] Herzog M A M. Simplified design of unstiffened and stiffened plates[J]. Journal of Structural Engineering, 1987, 113(10):2111-2124.
- [8] Chou C C, Uang C M, Seible F. Experimental evaluation of compressive behavior of orthotropic steel plates for the new San Francisco-Oakland Bay Bridge[J]. Journal of Bridge Engineering, 2006, 11(2):140-150.
- [9] Benson S, AbuBakar A, Dow R S. A comparison of computational methods to predict the progressive collapse behaviour of a damaged box girder[J]. Engineering Structures, 2013, 48:266-280.
- [10] Tran K L, Douthe C, Sab K, et al. Buckling of stiffened curved panels under uniform axial compression[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2014, 103:140-147.
- [11] Benson S, Downes J, Dow R S. Overall buckling of lightweight stiffened panels using an adapted orthotropic plate method[J]. Engineering Structures, 2015, 85:107-117.
- [12] Alinia M M, Gheitani A, Shakiba M. Postbuckling and ultimate state of stresses in steel plate girders[J]. Thin-Walled Structures, 2011, 49:455-464.
- [13] 姚行友, 郭彦利. 轴心受压部分加劲板件稳定系数计算方法研究[J]. 宁夏大学学报, 2014, 35(2):136-140.
- [14] 李立峰, 邵旭东. 扁平钢箱梁闭口 U 形肋加劲板屈曲特性理论分析[J]. 公路交通科技, 2008, 25(3):88-92.

- [15] 陈均霞. 正交异性钢箱梁桥梯形加劲板稳定性能研究[D]. 衡阳: 南华大学, 2015.
- [16] 阳恩龙. 斜拉桥扁平钢箱梁局部稳定性研究[D]. 长沙: 长沙理工大学, 2014.
- [17] 张小华. 正交异性钢箱梁加劲板局部稳定理论研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2010.
- [18] 刘书杰. 对受压加劲板极限承载力计算方法的评述[J]. 城市道桥与防洪, 2014, 11(11):184-186.
- [19] 赵秋, 高璞. 受压加劲板稳定承载力计算方法比较[J]. 福州大学学报(自然科学版), 2014, 42(1):123-127.
- [20] 赵秋, 吴冲, 丁文俊. U 型肋加劲板抗压承载力计算方法比较[C]. 第 18 届全国结构工程学术会议论文集, 广州, 2008:693-698.
- [21] JTG D64-2015. 公路钢结构桥梁设计规范[S].
- [22] ENV 1993-2:1997. Eurocode 3: Design of Steel Structures [S].
- [23] ENV 1991-1-1:2005. Eurocode 3: Design of Steel Structures: Part1-1: General Rules and Rules for Buildings [S].
- [24] ENV 1991-1-5:2006. Design of Steel Structures: Part1-5: Plated Structural Elements[S].
- [25] British Standards Institution. Steel, Concrete and Composite Bridges(BS5400), (Part3:Code of Practice for Design of Steel Bridges)[S]. 1982, 17-20; 71-72.
- [26] AISC. Load and Resistance Factor Design Specification for Structural Steel Buildings[S].
- [27] 美国各州公路和运输工作者协会(AASHTO). 公路桥梁标准规范: 荷载与抗力系数设计法[M]. 鲍卫钢, 齐济平, 译. 北京: 人民交通出版社, 1994:361-500.
- [28] 铁摩辛柯 S P, 古地尔 J N. 弹性理论[M]. 3 版. 徐芝纶, 译. 北京: 高等教育出版社, 2014.
- [29] 日本道路协会. 日本本州四国联络桥公团基准·同解说[C]. 严国敏, 译. 中国公路学会桥梁与结构工程学会, 1998.
- [30] 吴冲, 曾明根, 冯凌云. 苏通大桥正交异性板局部模型极限承载力试验[J]. 桥梁建设, 2006(2):21-35.

Study on standard calculation methods of stability bearing capacity of flat steel box girder with U stiffened panel

MEI Hong-lei¹, LÜ Zhong-da^{1,2*}, ZHAO Zhuo², YANG Li-ming¹

(1.Faculty of Mechanical Engineering & Mechanics, Ningbo University, Ningbo 315211, China;

2.School of Civil and Transportation Engineering, Ningbo University of Technology, Ningbo 315211, China)

Abstract: As a main step in computing for the steel box girder, the calculation of its stability and bearing capacity becomes a key issue in the design. In this paper the commonly used calculation theory of compression stiffened plate of steel box girder of ultimate bearing capacity is adopted, based on which the latest practices in the calculation of bearing capacity of stiffened plate, as well as the application of the relevant provisions of the checking code are analyzed. It indicates that the results calculated using both Chinese and European standards respectively are in good consistence to the test results; less consistent is identified with the American Standard, and the least is found with both the British and Japanese standards. On the basis of the comparison between the different bridges with the same specifications, it is found that the relative stiffness ratio of bearing capacity has a great impact on the calculation results. Better controlling the stiffness of the stiffener can be achieved by using the standard of bearing capacity of stiffened plates. The work in this paper may provide some references for future design of steel box girder.

Key words: flat steel box girder; stiffened plate; U rib; local stability; ultimate bearing capacity; standard

(责任编辑 章践立)