

复合材料拉挤型材结构件局部屈曲分析与设计方法

刘天桥 黄亚浓 冯鹏 甄世龙

Analytical and design methods for local buckling of pultruded FRP composite structural members

LIU Tianqiao, HUANG Yanong, FENG Peng, ZHEN Shilong

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20220000.000000>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

考虑拉伸刚化效应的FRP筋/混凝土轴拉构件变形计算方法

Deformation analysis method of FRP bar/concrete tension members by considering tension stiffening effect

复合材料学报. 2021, 38(3): 932–943 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20200623.003>

偏心受拉作用下预应力CFRP筋-型钢混凝土构件抗裂试验

Experiment on crack resistance of prestressed CFRP tendons-steelreinforced concrete members under eccentric tension

复合材料学报. 2021, 38(3): 920–931 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20200710.001>

基于套管屈曲约束的拉挤型GFRP管轴压性能

Axial compression performance of pultruded GFRP tube based on casing buckling restraint

复合材料学报. 2021, 38(10): 3255–3269 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20201222.002>

飞机典型薄壁复合材料夹层结构整体屈曲

Overall buckling of typical thin-wall sandwich composites applied on the aircraft

复合材料学报. 2018, 35(8): 2235–2245 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20180402.006>

复合材料加筋板屈曲/后屈曲分析的应用

Application of buckling/post-buckling analysis for composite stiffened panels

复合材料学报. 2017, 34(1): 96–103 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20160405.001>

基于弹性基础梁理论的复合材料薄壁圆柱壳屈曲承载力模型

A model for critical buckling load of thin composite tube based on elastic foundation beam theory

复合材料学报. 2017, 34(8): 1745–1753 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20161124.005>



扫码关注微信公众号，获得更多资讯信息

复合材料拉挤型材结构件局部屈曲分析与设计方法



分享本文

刘天桥^{*1,2,3}, 黄亚浓¹, 冯鹏⁴, 甄世龙¹

(1. 北京工业大学 建筑工程学院, 北京 100124; 2. 北京工业大学重庆研究院 复合材料与结构创新研发中心, 重庆 401135; 3. 中铁第一勘察设计院集团有限公司 交通与市政工程设计研究院, 西安 710043; 4. 清华大学 土木水利学院, 北京 100084)

摘要: 局部屈曲是复合材料拉挤型材结构件设计的关键控制因素之一, 本文针对局部屈曲这一典型屈曲模式开展研究。基于能量法和经典板理论提出了一个适用于正交各向异性的复合材料拉挤型材梁、柱构件局部屈曲问题的分析方法, 采用一个二次多项式作为形函数模拟局部屈曲形态, 该形函数可满足复合材料拉挤型材壁板的边界约束作用。基于该分析方法, 建立了一套半经验半理论的工字形和箱形截面复合材料拉挤型材梁、柱构件局部屈曲设计方法, 与试验结果相比, 本文方法的准确性高于现行中国标准、美国标准、欧洲标准和 Kollar 方法。本文提出的分析和设计方法将不同截面类型的复合材料拉挤型材梁、柱构件的局部屈曲问题进行了统一, 且该方法易于更新, 对于复合材料拉挤型材这类薄壁构件的屈曲问题具有较强的适用性。

关键词: 复合材料拉挤型材; 局部屈曲; 二次非线性分析方法; 设计方法; 梁构件; 柱构件

中图分类号: TB332 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-3851(2025)09-5364-12

Analytical and design methods for local buckling of pultruded FRP composite structural members

LIU Tianqiao^{*1,2,3}, HUANG Yanong¹, FENG Peng⁴, ZHEN Shilong¹

(1. College of Architecture and Civil Engineering, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China; 2. Research Center for Composite Materials and Structures, Chongqing Research Institute of Beijing University of Technology, Chongqing 401135, China; 3. Traffic and Municipal Engineering Design and Research Institute, China Railway First Survey, and Design Institute Group Corporation, Xi'an 710043, China; 4. School of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

Abstract: Local buckling is one of the key factors controlling the design of pultruded fiber reinforced polymer (FRP) composite structural members. The research of this work focuses on a typical buckling mode—local buckling. Based on energy method and classic plate theory, an analytical method was developed and proposed for the local buckling of orthotropic pultruded FRP composite beam and column members. In particular, a quadratic polynomial was used as the shape function to simulate the buckling mode, which can satisfy the boundary conditions of the plate elements of pultruded FRP composite profiles. Based on proposed analytical method, a set of semi-empirical design method was constructed for local buckling of pultruded FRP I- and Box-shaped beam and column members. When compared to experimental data, proposed design method shows higher accuracy over current Chinese standard, American standard, European standard, and Kollar method. The proposed analytical and design methods are

收稿日期: 2024-12-31; 修回日期: 2025-01-22; 录用日期: 2025-01-24

网络首发地址: <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20220000.000000>

基金项目: 国家重点研发计划资助 (2023YFB3711600); 重庆市自然科学基金 (CSTB2023NSCQ-MSX0158); 陕西省重点研发计划 (2024SF2-GJHX-55); 重庆市科研机构绩效激励引导专项 (CSTB2023JXJL-YFX0079)
National Key RD Program of China (2023YFB3711600); Natural Science Foundation of Chongqing (CSTB2023NSCQ-MSX0158); Key RD Program of Shaanxi Province (2024SF2-GJHX-55); Incentive and Guidance Program of Chongqing Research Institute (CSTB2023JXJL-YFX0079)

通信作者: 刘天桥, 博士研究生, 校聘教授, 博士生导师, 研究方向为复合材料拉挤型材与结构 E-mail: liu_tianqiao@bjut.edu.cn

引用格式: 刘天桥, 黄亚浓, 冯鹏, 等. 复合材料拉挤型材结构件局部屈曲分析与设计方法 [J]. 复合材料学报, 2025, 42(9): 5364-5375.

LIU Tianqiao, HUANG Yanong, FENG Peng, et al. Analytical and design methods for local buckling of pultruded FRP composite structural members[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2025, 42(9): 5364-5375(in Chinese).

able to simultaneously consider the local buckling issue of pultruded FRP beam and column members having different cross-sections. In addition, proposed method is capable of being updated in a convenient manner, which well suits the local buckling issue of the thin-walled pultruded FRP composite profiles.

Keywords: pultruded FRP composite profile; local buckling; quadratic non-linear analytical method; design method; beam member; column member

复合材料拉挤型材(以下简称“拉挤型材”)特指通过拉挤工艺制备的复合材料型材制品。拉挤型材工艺稳定性高、纤维含量上限高,因此具有较高的比强度和比刚度,同时具有优秀环境耐久性和较低的碳排放量,是实现大尺寸、高荷载、长寿命、低碳排全复合材料结构的首选材料^[1-4]。拉挤型材是一种正交各向异性材料,其纵向力学性能高于横向,例如纵向和横向弹性模量之比约为3~4^[5],且拉挤型材弹性模量较低,其纵向弹性模量最高仅为普通钢材的四分之一到三分之一左右^[6],加之拉挤型材截面模仿了型钢截面,结构件是典型的薄壁构件^[7]。综上,显著的正交各向异性特征、较低的弹性模量^[8]以及薄壁构件形式导致拉挤型材结构件在受力作用下易发生屈曲破坏,进而导致结构整体快速失效甚至倒塌,因此

屈曲问题是拉挤型材结构设计的关键控制因素^[8-10]。拉挤型材结构件典型屈曲模态包括翼缘板或腹板的局部屈曲以及构件的整体屈曲,本文主要针对局部屈曲开展研究,提出的局部屈曲分析和设计方法将支持各类型拉挤型材结构设计标准的编制。

1 研究现状

拉挤工艺及拉挤型材如图1所示,对于以受弯作用为主的拉挤型材梁构件,受压翼缘板局部屈曲常先于腹板局部屈曲,因此翼缘板局部屈曲是此类设计的关键^[11],这与钢结构基本一致^[12];对于以受压作用为主的拉挤型材柱构件,则无需区分翼缘板或腹板,截面中宽厚比较大的壁板常成为局部屈曲分析对象^[13]。针对拉挤型材的局部屈曲问题,过去三十年国内外学者开展了大量研究。

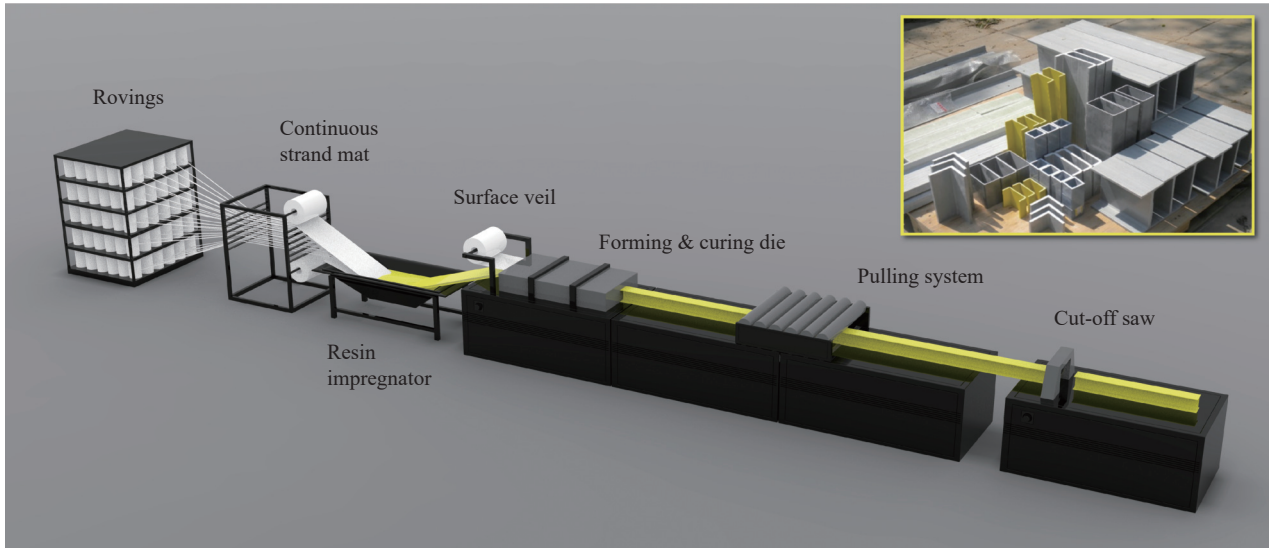


图1 拉挤工艺示意^[4]

Fig. 1 Schematic of pultrusion process^[4]

1.1 梁构件

早在1991年, Barbero等^[14]在试验中观测到了拉挤型材梁构件的翼缘板局部屈曲现象,并提出了基于能量法的经典板理论,将拉挤型材翼缘板模拟为一个具有特定边界条件的正交各向异性板,并发现翼缘板屈曲强度受翼缘板-腹板边界约束作用影响较大。随后, Bank等^[15-16]进一步证实

了翼缘板-腹板边界约束对拉挤型材局部屈曲的重要影响。沿着这一分析思路,在2000年 Pecce and Cosenza^[17]提出了一个拉挤型材局部屈曲强度设计方法,将边界约束作用分为两类(一类为铰支,另一类为固支),并针对地提出了2个经验系数以量化描述这一约束作用。使用相同的方法,2000至2010年间大量学者也提出了相似的设计公

式，其中最具影响力的是 2003 年 Kollar^[18] 提出的正交各向异性板屈曲强度计算方法，这些方法目前已被中国 T/CECS 692^[19]、美国 ASCE Pre-Standard^[20] 和欧洲 CEN/TS 19101^[21] 三部标准采纳，值得指出的是三部标准均对 Kollar 方法进行了适当调整，例如对计算公式进行简化或对计算结果进行折减。Kollar 方法对翼缘板-腹板边界处的抗扭刚度进行了计算，计算结果直接影响正交各向异性板的屈曲强度。2010 年后，Ascione 等^[22] 和 Kubiak 等^[23] 使用经典板理论和能量法也提出了一系列局部屈曲强度计算方法。2020 年本文作者^[24] 对 Kollar 提出的边界抗扭刚度进行了调整，并针对工字形截面拉挤型材梁构件提出了一种精确度高的翼缘板局部屈曲设计方法，在以上研究基础上本文将进一步研究工字形截面柱构件以及箱形截面梁和柱构件的局部屈曲问题。

1.2 柱构件

对于拉挤型材柱构件，Tomblin 和 Barbero^[25] 于 1994 年通过试验的方法研究了工字形截面拉挤型材柱构件局部屈曲问题，测得了短柱的局部屈曲强度。值得指出的是，拉挤型材柱构件局部屈曲易受整体屈曲影响，因此这类试验对柱构件的长细比、壁板的宽厚比等几何参数要求较为严格^[26]，而 Tomblin 和 Barbero 试验是现有文献中第一个仅针对局部屈曲开展的。十年后，Turvey 和 Zhang^[27-28] 也研究了工字形截面柱构件的局部屈曲强度，发现试验结果与数值模拟和设计方法均存在一定差异。拉挤型材柱构件局部屈曲分析方法类似梁构件，同样使用了基于能量法的板理论，即将柱构件的壁板模拟为具有特定边界条件的正交各向异性板，使用这种方法众多学者提出了一系列设计方法，最具代表性的包括 Bank 和 Yin^[29] 和 Kollar^[18,30]。在这类设计方法中，柱构件壁板的边界约束作用是分析和计算的关键，国内外现行标准^[19,21] 将柱构件壁板的边界约束假设为铰支，然而 Tomblin 和 Barbero^[25] 和 Turvey 和 Zhang^[27-28] 的试验均证实壁板的边界约束作用强于铰支，实际介于铰支和固支之间。基于这一发现，Cardoso 等^[31-32] 结合试验数据对壁板的边界约束作用进行了经验计算，提出了一套适用于工字形截面和箱形截面拉挤型材柱构件的半经验半理论设计方法。

1.3 本文目标

综上，国内外学者针对拉挤型材梁、柱构件局部屈曲问题开展了系统研究，建立了基于能量

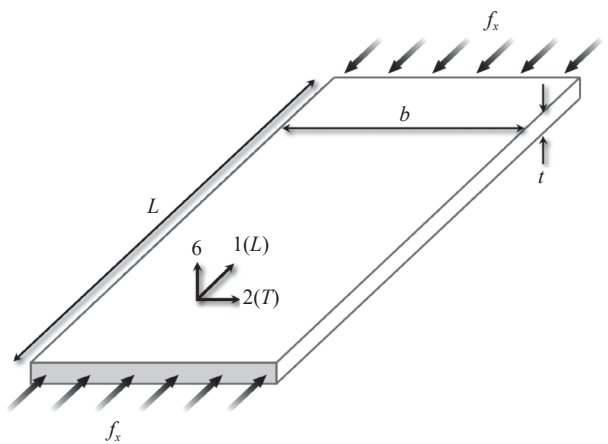
法的经典板理论，并提出了相应的设计方法。值得指出的是，上述研究大多基于有限的材料展开，因此提出的半经验方法具有相对适用性，尤其对边界约束强度的计算更依赖于有限的试验数据，因此各个设计方法之间存在系统性差异。另一方面，现有设计方法(例如中国、美国和欧洲三部设计标准)均基于能量法和板理论推导而得，正交各向异性板的能量法控制方程需同时考虑材料的纵向弯曲、横向弯曲、纵-横向耦合弯曲以及扭转这四种行为，相关数学表达式形式复杂，加之不同的形函数、经验参数的使用，导致各个设计方法不但形式复杂，而且难以统一和更新，对于标准而言作用有限。

针对以上问题，本文基于能量法和经典板理论提出一种同时适用于拉挤型材梁、柱构件局部屈曲的分析理论，并基于该理论建立一套工字形和箱形截面拉挤型材梁、柱构件局部屈曲设计方法。该方法对于各类构件而言形式统一且易于更新，这与钢结构局部屈曲设计原理相似^[33-35]，对于薄壁构件的屈曲问题具有较强的适用性。

2 分析方法

2.1 能量法控制方程

拉挤型材梁构件受压翼缘板或柱构件任意壁板可模拟为具有特定边界条件的正交各向异性板^[36]，如图 2 所示。本文仅考虑压应力导致的局部



1(L) direction denotes the principal (longitudinal) direction of the orthotropic plate; 2(T) direction represents the secondary (transverse) direction; the 6-direction corresponds to the thickness direction; Geometric parameters include the plate thickness t , width b , and L (half of the local buckling half-wave length); the plate is subjected to a uniform compressive stress f_x along its longitudinal axis

图 2 正交各向异性板示意图

Fig. 2 Schematic of orthotropic plate

屈曲，未考虑剪应力导致的局部屈曲，这主要是由于剪应力对于拉挤型材薄壁构件影响有限，因此在拉挤型材梁和柱构件局部屈曲分析中常忽略剪切应力的影响^[15,17,18]。

图 2 中：1(*L*) 方向为正交各向异性板的主方向或纵向；2(*T*) 方向为副方向或横向；6 方向为壁厚方向；*t* 为板厚度；*b* 为板宽度；*L* 为板局部屈曲半波长的一半；*f_x* 为板承受的均匀压应力。正交各向异性板局部屈曲发生时可依据能量法建立控制方程，如下式所示：

$$U + W = 0$$

(1)

其中：*U* 为正交各向异性板局部屈曲时的应变能，*W* 为对应的外力功^[34]，计算方法如下式所示：

$$U = \frac{1}{2} \int_0^b \int_0^L \left[D_{11} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)^2 + D_{22} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)^2 + 2D_{12} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) + 4D_{66} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 \right] dx dy$$

(2)

$$W = -\frac{1}{2} \int_0^b \int_0^L t f_x \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)^2 dx dy$$

(3)

其中：*w(x,y)* 为正交各向异性板局部屈曲形函数，用以描述局部屈曲形态；*D_{ij}* 为正交各向异性板的抗弯或抗扭刚度系数，计算方法如下式所示：

$$D_{11} = \frac{E_L t^3}{12(1 - \nu_{LT} \nu_{TL})}$$

(4)

$$D_{22} = \frac{E_T t^3}{12(1 - \nu_{LT} \nu_{TL})}$$

(5)

$$D_{12} = \nu_{LT} D_{22}$$

(6)

$$D_{66} = \frac{G_{LT} t^3}{12}$$

(7)

$$\nu_{TL} = \frac{E_T}{E_L} \nu_{LT}$$

(8)

其中：*D₁₁* 为纵向抗弯刚度系数；*D₂₂* 为横向抗弯刚度系数；*D₁₂* 为纵-横向耦合抗弯刚度系数；*D₆₆* 为抗扭刚度系数；*E_L* 为纵向弹性模量，*E_T* 为横向弹性模量；*G_{LT}* 为面内剪切弹性模量，用以描述局部屈曲形态；*ν_{LT}* 为主泊松比；*ν_{TL}* 为副泊松比。

2.2 边界约束和屈曲形态

工字形和箱形截面拉挤型材翼缘板具有不同的边界约束条件，其中工字形截面的外伸翼缘板仅一端受腹板约束、另一端为自由端，如图 3 所示；而箱形截面任意壁板两端均受相邻壁板约束，

如图 4 所示，其中边界约束作用通过一个具有抗扭刚度 *k* 的弹簧描述。

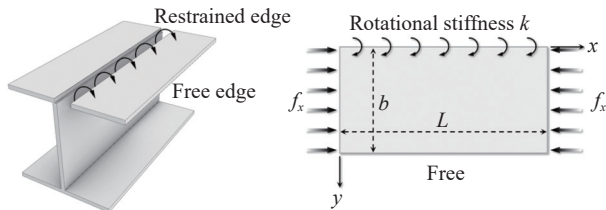


图 3 工字形截面拉挤型材翼缘板边界条件^[37]
Fig. 3 Boundary conditions of I-section PFRP composite profile^[37]

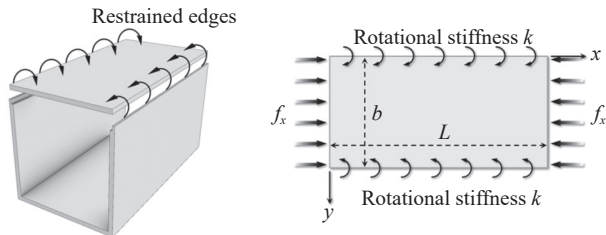


图 4 箱形截面拉挤型材翼缘板边界条件^[37]
Fig. 4 Boundary conditions of Box-section PFRP composite profile^[37]

正交各向异性板能量法控制方程中形函数 *w(x,y)* 的选择对局部屈曲强度的计算具有较大影响。试验测得的工字形和箱形截面拉挤型材梁构件局部屈曲形态如图 5 和图 6 所示，工字形和箱形截面拉挤型材柱构件局部屈曲形态如图 7 所示。

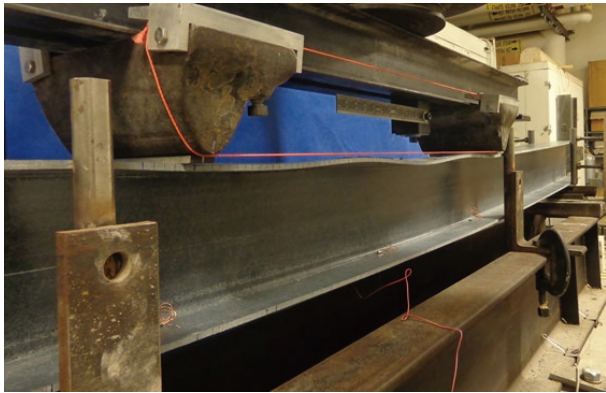


图 5 工字形截面拉挤型材梁构件局部屈曲^[24]
Fig. 5 Local buckling of PFRP I-beam^[24]

由图 5~7 可知，拉挤型材结构件局部屈曲形态在纵向上呈正弦或余弦波形，在横向上呈曲线形，其中工字形截面拉挤型材外伸翼缘板的约束端与腹板变形协调一致，而自由端变形较大，箱形截面任意壁板在约束端与相邻壁板变形协调一致，在壁板中心线位置变形较大。基于以上试验现象，采用正弦函数模拟纵向屈曲形态，采用二

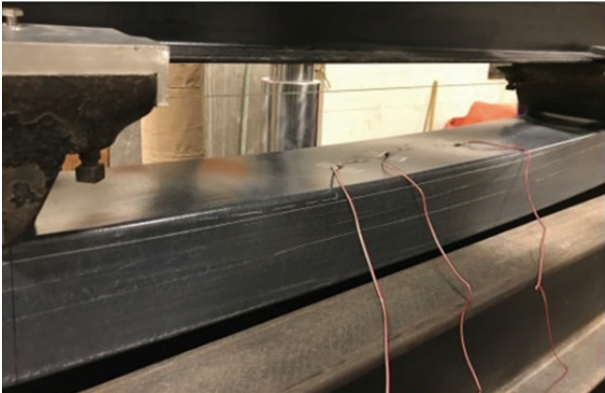


图6 箱形截面拉挤型材梁构件局部屈曲^[38]
Fig. 6 Local buckling of PFRP Box-beam^[38]



图7 工字形和箱形截面拉挤型材柱件局部屈曲^[31-32]
Fig. 7 Local buckling of PFRP I- and Box-columns^[31-32]

次多项式模拟横向屈曲形态，组成的工字形和箱形截面拉挤型材局部屈曲形函数如下式所示：

$$w(x,y)=\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right)\left(c_1y^2+c_2y\right) \tag{9}$$

$$w(x,y)=\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right)\left[c_3\left(\frac{y}{b}\right)^2-c_4\left(\frac{y}{b}\right)\right] \tag{10}$$

其中： c_1 、 c_2 、 c_3 和 c_4 为常数项。对于工字形截面拉挤型材，形函数 w 需满足一个约束端关于变形协调的边界条件，如式(11)和(12)所示；对于箱形截面拉挤型材，形函数 w 需满足两个约束端关于变形协调的边界条件，如式(11)和(12)所示。将形函数 w 带入边界条件(12)，可解得项 c_1 和 c_2 以及常数项 c_3 和 c_4 之间的转换关系式，通过常数项之间的转换关系式即可得到仅具有一个常数项

的形函数 w 的表达式。

$$(w)_{y=0}=0 \tag{11}$$

$$\left(D_{12}\frac{\partial^2w}{\partial x^2}+D_{22}\frac{\partial^2w}{\partial y^2}\right)_{y=0}=k\frac{\partial w}{\partial y} \tag{12}$$

2.3 边界抗扭刚度

Kollar^[18]针对工字形和箱形截面拉挤型材梁、柱构件的翼缘板或壁板提出了边界抗扭刚度 k 的计算方法，其中工字形截面的 k 如式(13)所示，箱形截面的 k 如式(14)所示。

$$k_{\text{Kollar}}=\frac{1}{2}\frac{c_5D_{22,w}}{d-t_f}\left[1-\frac{(t_f f_{\text{cr,ssf}})a_f}{(t_w f_{\text{cr,ssw}})a_w}\right] \tag{13}$$

$$k_{\text{Kollar}}=\frac{c_5D_{22,w}}{d-t_f}\left[1-\frac{(t_f f_{\text{cr,ssf}})a_f}{(t_w f_{\text{cr,ssw}})a_w}\right] \tag{14}$$

其中：对于梁构件， $c_5=4$ ；对于柱构件， $c_5=2$ ； $D_{22,w}$ 为腹板横向抗弯刚度系数； d 为拉挤型材截面高度； t_f 为翼缘板壁厚； t_w 为腹板壁厚； a_f 和 a_w 是关于翼缘板和腹板的材料各向异性的参数，对于具有相同纤维铺层的翼缘板和腹板， $a_f=a_w$ ； $f_{\text{cr,ssf}}$ 是两端简支的翼缘板的局部屈曲强度； $f_{\text{cr,ssw}}$ 是两端简支的腹板的局部屈曲强度。 $f_{\text{cr,ssf}}$ 和 $f_{\text{cr,ssw}}$ 计算方法如式(15)~(22)所示。

(1) 工字形截面梁构件：

$$f_{\text{cr,ssf}}=\frac{12D_{66,f}}{t_f b_f^2} \tag{15}$$

$$f_{\text{cr,ssw}}=\frac{\pi^2}{t_w(d-t_f)^2}\left[13.9\sqrt{D_{11,w}D_{22,w}}+11.1(D_{12,w}+2D_{66,w})\right] \tag{16}$$

(2) 工字形截面柱构件：

$$f_{\text{cr,ssf}}=\frac{12D_{66,f}}{t_f b_f^2} \tag{17}$$

$$f_{\text{cr,ssw}}=\frac{\pi^2}{t_w(d-t_f)^2}\left[2\sqrt{D_{11,w}D_{22,w}}+2(D_{12,w}+2D_{66,w})\right] \tag{18}$$

(3) 箱形截面梁构件：

$$f_{\text{cr,ssf}}=\frac{\pi^2}{b_f^2}\left[2\sqrt{D_{11,f}D_{22,f}}+2(D_{12,f}+2D_{66,f})\right] \tag{19}$$

$$f_{\text{cr,ssw}}=\frac{\pi^2}{b_w^2}\left[13.9\sqrt{D_{11,w}D_{22,w}}+11.1(D_{12,w}+2D_{66,w})\right] \tag{20}$$

(4) 箱形截面柱构件：

f_{cr,ssf} = \frac{\pi^2}{b_f^2} \left[2 \sqrt{D_{11,f} D_{22,f}} + 2 (D_{12,f} + 2 D_{66,f}) \right] \tag{21}

f_{cr,ssw} = \frac{\pi^2}{b_w^2} \left[2 \sqrt{D_{11,w} D_{22,w}} + 2 (D_{12,w} + 2 D_{66,w}) \right] \tag{22}

其中：b_f 和 b_w 分别是翼缘板和腹板的宽度。

研究发现 Kollar 的方法与试验结果存在一定差异，例如低估了工字形截面梁构件的局部屈曲强度^[24]，并高估了箱形截面梁构件的局部屈曲强度^[38]。因此，为提高拉挤型材梁、柱构件局部屈曲强度计算方法的准确性，本文基于国内外现有试验数据对 Kollar 提出的边界抗扭刚度进行经验性修正，得到设计使用的 k 值，且该 k 值可在试验数据进一步补充后即时更新。

f_x = \frac{\frac{1}{2} \int_0^b \int_0^L \left[D_{11,f} (\partial^2 w / \partial x^2)^2 + D_{22,f} (\partial^2 w / \partial y^2)^2 + 2 D_{12,f} (\partial^2 w / \partial x^2) (\partial^2 w / \partial y^2) + 4 D_{66,f} (\partial^2 w / \partial x \partial y)^2 \right] dx dy}{\frac{1}{2} \int_0^b \int_0^L t (\partial^2 w / \partial x^2)^2 dx dy} \tag{23}

式 (23) 是一个关于局部屈曲半波长 L 的表达式，此时满足式 (23) 一阶导数为零的半波长即为临界屈曲半波长 L_{cr} 将 L_{cr} 带入式 (23) 即可求得临界屈曲强度 f_{cr}。例如，对于工字形截面梁构件，临界屈曲半波长 L_{cr} 表达式如式 (24) 所示，将式 (24) 代入式 (23) 即可求得工字形截面梁构件局部屈曲强度 f_{cr}。使用该方法亦可推得工字形截面柱构件、箱形截面梁和柱构件的局部屈曲强度 f_{cr}。该分析方法最早由本文作者于 2020 年提出^[24]，但仅限于工字形截面拉挤型材梁构件，且未与不同来源的试验数据进行横向比较。本文在前期基础上将局部屈曲分析方法进一步拓展至工字形截面拉挤型材柱构件，以及箱形截面拉挤型材梁、柱构件，进而形成一套同时适用于开口和闭口截面拉挤型材结构件局部屈曲的分析方法，该方法还可拓展至槽形截面、角形截面拉挤型材结构件的局部屈曲问题，这对各类型拉挤型材结构设计标准的编制具有支持作用。

L_{cr} = \pi b \left[D_{11,f} \left(\frac{1}{20 D_{22,f}} + \frac{D_{22,f}}{3 k^2 b^2} + \frac{1}{4 k b} \right) \right]^{1/4} \tag{24}

3 设计方法

在本文提出的二次非线性局部屈曲分析方法基础上，依据试验数据对边界抗扭刚度 k 进行经验拟合修正，得到复合材料拉挤型材梁、柱构件局部屈曲设计方法。值得指出的是，相比于钢结构或铝合金结构而言，国内外关于拉挤型材结构

2.4 局部屈曲强度

在形函数 w 和边界抗扭刚度 k 确定后，将形函数 w 带入能量法控制方程 (见式 (1))，通过该方程可推得正交各向异性板两端压应力 f_x，如式 (23) 所示。值得指出的是，形函数 w 中的常数项在 f_x 计算过程中均将消去；若采用三次或更高次多项式，或三角函数作为形函数，则常数项将无法消除，此时 f_x 的表达式将变为一个超越方程，而超越方程无解析解，仅有数值解，数值解将难以在设计标准中应用。因此，采用二次多项式模拟工字形和箱形截面拉挤型材梁、柱构件的横向屈曲形态是本文方法的关键点之一，本文将该方法称作“二次非线性局部屈曲分析方法”。

件局部屈曲试验研究数据较少，其中部分针对工字形和箱形截面梁构件的试验数据来自本文作者的前期研究^[15,24]，本文选取试验数据的基本依据是局部屈曲现象突出且拉挤型材相关材性数据完整可靠。

3.1 工字形截面梁构件

本文从现有文献汇总得到 9 组工字形截面梁构件翼缘板局部屈曲试验 (如表 1 所示)，其中翼缘板宽厚比 (b/t) 范围为 6~12，基本覆盖了土木工程用拉挤型材结构件的几何尺寸。通过式 (23) 和 (24) 可推得工字形截面梁构件翼缘板局部屈曲强度，如式 (25) 所示。依据试验数据对局部屈曲强度表达式 (25) 中的边界抗扭刚度 k 进行拟合修正，得 k=2.12 k_{Kollar}，此时局部屈曲设计强度如表 1 所示 (见 Present work)，此时计算结果与试验结果的比值 (pred/exp) 平均值为 1.00 (变异系数为 0.17)。由表 1 可知，本文设计方法高估了 152.4×76.2×6.35、203×203×12.7、102×102×6 和 203×203×9.53 这四种工字形截面的局部屈曲强度，造成这一现象的原因主要有两个：其一是本文采取的拟合方法同时考虑了 9 组截面的试验数据，并以预测值与试验值比值的平均值接近 1.00 为目标，故部分截面的预测值将不可避免地高于试验值；其二是当翼缘板宽厚比较小时 (例如小于 10 时)，在试验过程中局部屈曲和整体屈曲可能以耦合形式同时发生，导致试验观测得到的局部屈曲强度较小^[24]，而本文设计方法仅考虑局部屈曲单独发生的情况，

因此预测值可能高于试验数据。尽管存在预测值高于试验值的情况，但设计标准均采用了一个经验的折减系数对预测值进行保守取值，对于局部

屈曲而言中国和美国标准均采用了 0.8 这一折减系数^[19-20]，本文从理论角度出发未考虑现行标准中的经验性折减系数。

表 1 工字梁截面梁构件翼缘板局部屈曲强度
Table 1 Flange local buckling strength of pultruded FRP I-beams

Authors	<i>b</i> × <i>d</i> × <i>t</i> (mm)	<i>E_L</i> (MPa)	<i>E_T</i> (MPa)	<i>G_{LT}</i> (MPa)	Experiment <i>f_{cr}</i> (MPa)	T/CECS 692 ^[19]		CEN/TS 19101 ^[21]		ASCE 74 ^[20]		Kollar		Present work	
						<i>f_{cr}</i>	pred/ exp	<i>f_{cr}</i>	pred/ exp	<i>f_{cr}</i>	pred/ exp	<i>f_{cr}</i>	pred/ exp	<i>f_{cr}</i>	pred/ exp
Liu et al. ^[24]	152.4×152.4×6.35	24 010	8 289	2 882	60	36	0.59	20	0.33	20	0.33	47	0.77	58	0.96
	152.4×127.0×6.35				90	49	0.55	29	0.32	29	0.32	64	0.71	83	0.92
	152.4×101.6×6.35				131	73	0.56	45	0.34	45	0.34	94	0.71	116	0.88
	152.4×76.2×6.35				155	121	0.78	80	0.52	80	0.52	153	0.99	176	1.14
Bank et al. ^[15]	203×203×9.5	24 010	7 530	2 630	85	41	0.48	23	0.27	23	0.27	50	0.59	68	0.81
	203×203×12.7				134	100	0.75	57	0.43	57	0.43	116	0.87	155	1.16
Pecce et al. ^[17]	102×102×6.4	22 000	7 500	2 400	149	70	0.47	38	0.25	38	0.25	85	0.57	115	0.78
Vieira et al. ^[39]	102×102×6	30 401	7 867	2 298	88	62	0.70	32	0.36	32	0.36	80	0.91	111	1.27
Ascione et al. ^[40]	203×203×9.53	24 600	10 300	3 700	80	57	0.71	33	0.41	33	0.41	50	0.62	87	1.09
Avg. pred/exp							0.62		0.36		0.36		0.75		1.00
COV of pred/exp							0.19		0.23		0.23		0.20		0.17

Notes: *b*—Flange width; *d*—Depth; *t*—Flange thickness.

$$f_{cr} = \frac{60L_{cr}^2k^2D_{22,f}}{\pi^2tb^2\left[20\left(D_{22,f}\right)^2+15kbD_{22,f}+3k^2b^2\right]} + \frac{80D_{66,f}\left[3\left(D_{22,f}\right)^2+3kbD_{22,f}+k^2b^2\right]}{tb^2\left[20\left(D_{22,f}\right)^2+15kbD_{22,f}+3k^2b^2\right]} + \frac{\pi^2D_{11,f}}{tL_{cr}^2} - \frac{20kD_{12,f}\left(3D_{22,f}+kb\right)}{tb\left[20\left(D_{22,f}\right)^2+15kbD_{22,f}+3k^2b^2\right]} \quad (25)$$

本文将计算得到的工字形截面梁构件局部屈曲强度与中国标准 T/CECS 692^[19](如式 (26)~(28) 所示)、美国标准 ASCE 74^[20](如式 (29) 所示)、欧洲标准 CEN/TS 19101^[21](如式 (30) 所示) 以及 Kollar^[18]方法进行对比，计算结果见 表 1。本文已删除各标准中的屈曲强度折减系数，以便进行对比分析。中国标准给出的局部屈曲强度与试验结果比值 (pred/exp) 平均值为 0.62(变异系数为 0.19)；美国标准和欧洲标准计算方法一致，pred/exp 平均值为 0.36(变异系数为 0.23)；Kollar 方法 pred/exp 平均值为 0.75(变异系数为 0.20)。由此可见，现有方法中 Kollar 方法考虑了翼缘板边界约束作用，与试验结果相比准确性最高；中国标准也考虑了翼缘板的边界约束作用，给出的局部屈曲强度较 Kollar 方法低约 17%；而美国 and 欧洲标准仅考虑了简支翼缘板，因此其准确性最低，较 Kollar 方法低约 52%。与中、美、欧标准和 Kollar 方法相

比，本文方法与试验结果相比准确性最高，准确性比 Kollar 方法高约 34%。

$$f_{cr} = \frac{4t_f^2}{b^2}\left(\frac{7}{12}\sqrt{\frac{E_LE_T}{1+4.1\xi}}+G_{LT}\right) \quad (26)$$

$$\xi = \frac{E_Lt_f^3}{6bk_r} \quad (27)$$

$$k_r = \frac{E_Tt_w^3}{6h}\left[1-\left(\frac{48t_f^2h^2}{11.1\pi^2t_w^2b^2}\right)\left(\frac{G_{LT}}{1.25\sqrt{E_LE_T+E_T\nu_{LT}}+2G_{LT}}\right)\right] \quad (28)$$

$$f_{cr} = \frac{G_{LT}}{\left(\frac{b}{2t_f}\right)^2} \quad (29)$$

$$f_{cr} = \frac{12D_{66}}{t_f\left(\frac{b}{2}\right)^2} \quad (30)$$

3.2 箱形截面梁构件

箱形截面梁构件局部屈曲相关试验数据较为匮乏，现有文献中仅 4 组试验提供了完整材料参数和试验数据，因此作为本文依据，如 表 2 所示。其中 152.3×101.4×6.07*截面与 152.3×101.4×6.07 截面跨度不同，加之壁厚存在一定偏差，且细观构造存在非均匀的初始缺陷，导致两者试验结果存在一定偏差^[38]。使用以上分析方法，通过式 (23)

可推得箱形截面梁构件翼缘板局部屈曲强度，如式 (31) 所示。依据试验数据对局部屈曲强度表达式 (31) 中的边界抗扭刚度 k 进行修正，得 $k=3.47 k_{\text{Kollar}}$ ，此时局部屈曲设计强度如表 2 所示 (见 Present work)，此时计算结果与试验结果的比

值 (pred/exp) 平均值为 1.00(变异系数为 0.12)。此外，152.3×101.4×6.07 截面的预测值高于试验值，造成这一现象的原因与工字形截面梁构件一致，故不再赘述。

表 2 箱形截面梁构件翼缘板局部屈曲强度
Table 2 Flange local buckling strength of pultruded FRP Box-beams

Authors	$b \times d \times t$ (mm)	E_L (MPa)	E_T (MPa)	G_{LT} (MPa)	Experiment f_{cr} (MPa)	T/CECS 692 ^[19]		CEN/TS 19101 ^[21]		ASCE 74 ^[20]		Kollar		Present work	
						f_{cr}	pred/ exp	f_{cr}	pred/ exp	f_{cr}	pred/ exp	f_{cr}	pred/ exp	f_{cr}	pred/ exp
Liu et al. ^[38]	152.3×101.5×7.08	21 367	11 260	3 399	112	98	0.88	94	0.84	91	0.81	126	1.13	97	0.87
	152.3×101.5×6.07				95	80	0.85	69	0.73	67	0.70	105	1.11	95	1.00
	152.3×101.4×6.98				103	96	0.93	91	0.89	88	0.86	124	1.20	96	0.93
	152.3×101.4×6.07*				79	80	1.02	69	0.87	67	0.85	105	1.33	94	1.20
Avg. pred/exp							0.92		0.83		0.81		1.19		1.00
COV of pred/exp							0.07		0.07		0.08		0.07		0.12

$$f_{cr} = \frac{(D_{22,f})^2 (120D_{66,f}L_{cr}^2\pi^2 + D_{11,f}b^2\pi^4)}{60b^2tL_{cr}^2\pi^2 \left[20(D_{22,f})^2 + 15D_{22,f}bk + 3b^2k^2 \right]} + \frac{60D_{22,f}L_{cr}^4k^2 + 3D_{11,f}b^4k^2\pi^4 - 20D_{12,f}L_{cr}^2b^2k^2\pi^2 + 80D_{66,f}L_{cr}^2b^2k^2\pi^2}{120bt\pi^2 \left[20(D_{22,f})^2 + 15D_{22,f}bk + 3b^2k^2 \right]} +$$
$$\frac{D_{22,f} (15D_{11,f}b^3k\pi^4 - 60D_{12,f}L_{cr}^2bk\pi^2 + 240D_{66,f}L_{cr}^2bk\pi^2)}{120bt\pi^2 \left[20(D_{22,f})^2 + 15D_{22,f}bk + 3b^2k^2 \right]} + \frac{L_{cr}^2k \left[2(D_{22,f})^2 + 2D_{22,f}bk + b^2k^2 \right]}{4D_{22,f}^2b^3t\pi^2 \left[20(D_{22,f})^2 + 15D_{22,f}bk + 3b^2k^2 \right]}$$

(31)

本文将计算得到的箱形截面梁构件局部屈曲强度与中国标准 T/CECS 692^[19](如式 (32)~(34) 所示)、美国标准 ASCE 74^[20](如式 (35) 所示)、欧洲标准 CEN/TS 19101^[21](如式 (36) 所示) 和 Kollar^[18]方法进行对比，计算结果见表 2。中国标准给出的局部屈曲强度与试验结果比值 (pred/exp) 平均值为 0.92(变异系数为 0.07)；美国标准 pred/exp 平均值为 0.81(变异系数为 0.08)；欧洲标准 pred/exp 平均值为 0.83(变异系数为 0.07)；Kollar 方法 pred/exp 平均值为 1.19(变异系数为 0.07)，Kollar 方法高估了箱形截面梁构件局部屈曲强度，导致不安全的设计。由此可见，现有方法中，中国标准给出的箱形截面梁构件局部屈曲强度与试验结果相比准确性最高；美国和欧洲标准相近。与中、美、欧标准和 Kollar 方法相比，本文方法与试验结果相比准确性最高。

$$f_{cr} = \frac{4\pi^2t_f^2}{b^2} \left[\frac{\sqrt{(E_L E_T)(1 + 4.1\xi)}}{6} + (2 + 0.62\xi^2) \left(\frac{E_T \nu_{LT}}{12} + \frac{G_{LT}}{6} \right) \right]$$

(32)

$$\xi = \frac{1}{1 + \frac{4E_T t_f^3}{5bk_r}}$$

(33)

$$k_r = \frac{E_T t_w^3}{3h} \left(1 - \frac{t_f^2 h^2}{6t_w^2 b^2} \right)$$

(34)

$$f_{cr} = \frac{\left(\frac{\pi^2}{6} \right) \left[\sqrt{E_L E_T} + \nu_{LT} E_T + 2G_{LT} \right]}{\left(\frac{b}{t_f} \right)^2}$$

(35)

$$f_{cr} = \frac{\pi^2}{t_f b^2} \left[2\sqrt{D_{11,f} D_{22,f}} + 2(D_{12,f} + 2D_{66,f}) \right]$$

(36)

3.3 工字形截面柱构件

本文从现有文献中汇总得到 8 组工字形截面柱构件局部屈曲试验数据，如表 3 所示。使用以上分析方法，通过式 (23) 可推得工字形截面柱构件局部屈曲强度，如式 (37) 所示。依据试验数据对局部屈曲强度表达式 (37) 中的边界抗扭刚度 k 进行修正，得 $k=2.19 k_{\text{Kollar}}$ ，此时局部屈曲设计强度如表 3 所示 (见 Present work)，此时计算结果与试验结果的比值 (pred/exp) 平均值为 1.00(变异系

表 3 工字形截面柱构件局部屈曲强度
Table 3 Local buckling strength of pultruded FRP I-columns

Authors	$b \times d \times t$ (mm)	E_L (MPa)	E_T (MPa)	G_{LT} (MPa)	Experiment f_{cr} (MPa)	T/CECS 692 ^[19]		CEN/TS 19101 ^[21]		ASCE 74 ^[20]		Kollar		Present work	
						f_{cr}	pre/ exp	f_{cr}	pre/ exp	f_{cr}	pre/ exp	f_{cr}	pre/ exp	f_{cr}	pre/ exp
Cardoso et al. ^[32]	100×101×6.34	27 100	8 760	4 550	171	73	0.43	73	0.43	73	0.43	99 0.58	159	0.93	
	74.8×76.3×6.33	26 100	8 560	4 290	283	123	0.43	123	0.43	123	0.43	169 0.60	273	0.97	
Tomblin et al. ^[25]	102×102×6.4	19 237	8 918	3 051	107	48	0.45	48	0.45	48	0.45	70 0.65	118	1.14	
	152×152×6.4	20 587	9 737	3 318	58	24	0.41	24	0.41	24	0.41	34 0.58	57	0.98	
	152×152×9.5	20 599	9 009	3 111	124	49	0.39	49	0.39	49	0.39	71 0.57	179	0.97	
	203×203×9.5	21 252	9 103	3 134	67	27	0.41	27	0.41	27	0.41	40 0.60	101	1.01	
Turvey et al. ^[28]	102×102×6.4	23 800	8 900	3 400	131	54	0.41	54	0.41	54	0.41	78 0.60	133	1.01	
Turvey et al. ^[27]	102×102×6.24	23 800	8 900	3 400	130	51	0.39	51	0.39	51	0.39	74 0.57	127	0.97	
Avg. pred/exp							0.42		0.42		0.42		0.59		1.00
COV of pred/exp							0.05		0.05		0.05		0.04		0.06

数为 0.06)。

$$f_{cr} = \frac{60L_{cr}^2 k^2 D_{22,f}}{\pi^2 t b^2 \left[20(D_{22,f})^2 + 15k b D_{22,f} + 3k^2 b^2 \right]} + \frac{80D_{66,f} \left[3(D_{22,f})^2 + 3k b D_{22,f} + k^2 b^2 \right]}{t b^2 \left[20(D_{22,f})^2 + 15k b D_{22,f} + 3k^2 b^2 \right]} + \frac{\pi^2 D_{11,f}}{t L_{cr}^2} - \frac{20k D_{12,f} (3D_{22,f} + k b)}{t b \left[20(D_{22,f})^2 + 15k b D_{22,f} + 3k^2 b^2 \right]} \quad (37)$$

本文将计算得到的工字形截面柱构件局部屈曲强度与中国标准 T/CECS 692^[19](如式 (38) 所示)、美国标准 ASCE 74^[20](如式 (38) 所示)、欧洲标准 CEN/TS 19101^[21](如式 (39) 所示) 和 Kollar^[18] 方法进行对比, 计算结果见表 3。中国标准、美国标准和欧洲标准均考虑了简支壁板, 给出的工字形截面柱构件局部屈曲强度一致, 与试验结果比值 (pred/exp) 平均值为 0.42(变异系数为 0.05); Kollar 方法考虑了壁板的边界约束作用, pred/exp 平均值为 0.59(变异系数为 0.04), 可见 Kollar 方法与试验结果相

$$f_{cr} = \frac{(D_{22,f})^2 (120D_{66,f} L_{cr}^2 \pi^2 + D_{11,f} b^2 \pi^4)}{60b^2 t L_{cr}^2 \pi^2 \left[20(D_{22,f})^2 + 15D_{22,f} b k + 3b^2 k^2 \right]} + \frac{60D_{22,f} L_{cr}^4 k^2 + 3D_{11,f} b^4 k^2 \pi^4 - 20D_{12,f} L_{cr}^2 b^2 k^2 \pi^2 + 80D_{66,f} L_{cr}^2 b^2 k^2 \pi^2}{120b t \pi^2 \left[20(D_{22,f})^2 + 15D_{22,f} b k + 3b^2 k^2 \right]} + \frac{D_{22,f} (15D_{11,f} b^3 k \pi^4 - 60D_{12,f} L_{cr}^2 b k \pi^2 + 240D_{66,f} L_{cr}^2 b k \pi^2)}{120b t \pi^2 \left[20(D_{22,f})^2 + 15D_{22,f} b k + 3b^2 k^2 \right]} + \frac{L_{cr}^2 k \left[2(D_{22,f})^2 + 2D_{22,f} b k + b^2 k^2 \right]}{4D_{22,f}^2 b^3 t \pi^2 \left[20(D_{22,f})^2 + 15D_{22,f} b k + 3b^2 k^2 \right]} \quad (40)$$

本文将计算得到的箱形截面柱构件局部屈曲强度与中国标准 T/CECS 692^[19](如式 (41) 所示)、美国标准 ASCE 74^[20](如式 (42) 所示)、欧洲标准 CEN/TS 19101^[21](如式 (43) 所示) 和 Kollar^[18] 方法进行对比, 计算结果见表 4。中国标准局部屈曲强度表

比准确性较高。与中、美、欧标准和 Kollar 方法相比, 本文方法与试验结果相比准确性最高, 准确性比 Kollar 方法高约 68%, 比标准高约 139%。

$$f_{cr} = \frac{G_{LT}}{\left(\frac{b}{2t_f} \right)^2} \quad (38)$$

$$f_{cr} = \frac{12D_{66}}{t_f \left(\frac{b}{2} \right)^2} \quad (39)$$

3.4 箱形截面柱构件

本文从现有文献中汇总得到 4 组箱形截面柱构件局部屈曲试验数据, 如表 4 所示。使用以上分析方法, 通过式 (23) 可推得箱形截面柱构件局部屈曲强度, 如式 (40) 所示。依据试验数据对局部屈曲强度表达式 (40) 中的边界抗扭刚度 *k* 进行修正, 得 *k*=3.34 *k*_{Kollar}, 此时局部屈曲设计强度如表 4 所示 (见 Present work), 此时计算结果与试验结果的比值 (pred/exp) 平均值为 1.00(变异系数为 0.04)。

达式中的系数 0.22 包含了安全系数 0.8, 在与其他标准做对比时将 0.8 排除, 中国标准与试验结果的比值 (pred/exp) 平均值为 0.17(变异系数为 0.24); 美国标准 pred/exp 平均值为 0.97(变异系数为 0.24); 欧洲标准 pred/exp 平均值为 1.02(变异系数为 0.23);

表 4 箱形截面柱构件局部屈曲强度
Table 4 Local buckling strength of pultruded Box-columns

Authors	<i>b</i> × <i>d</i> × <i>t</i> (mm)	<i>E_L</i> (MPa)	<i>E_T</i> (MPa)	<i>G_{LT}</i> (MPa)	Experiment <i>f_{cr}</i> (MPa)	T/CECS 692 ^[19]		CEN/TS 19101 ^[21]		ASCE 74 ^[20]		Kollar		Present work	
						<i>f_{cr}</i>	pre/ exp	<i>f_{cr}</i>	pre/ exp	<i>f_{cr}</i>	pre/ exp	<i>f_{cr}</i>	pre/ exp	<i>f_{cr}</i>	pre/ exp
Cardoso et al. ^[31]	50.8×50.8×3.2	23 700	10 500	2 200	114	26	0.23	161	1.41	154	1.35	73	0.64	120	1.05
	88.9×88.9×6.4	24 000	12 800	2 600	245	38	0.16	239	0.98	229	0.93	157	0.64	251	1.02
	102×102×6.4	22 700	12 000	2 400	188	28	0.15	173	0.92	165	0.88	103	0.55	180	0.96
Hashem et al. ^[41]	132×132×9.5	33 400	17 900	2 900	419	51	0.12	321	0.77	307	0.73	334	0.80	401	0.96
Avg. pred/exp							0.17		1.02		0.97		0.66		1.00
COV of pred/exp							0.24		0.23		0.24		0.14		0.04

Kollar 方法 pred/exp 平均值为 0.66(变异系数为 0.14)。可见美国标准准确性最高，其次为 Kollar 方法，中国标准准确性最低，而欧洲标准给出了不安全的设计。与中、美、欧标准和 Kollar 方法相比，本文方法与试验结果相比准确性最高，准确性比 Kollar 方法高约 52%。

$$f_{cr} = \frac{0.22}{0.8} \frac{\sqrt{E_L E_T} + \nu_{LT} E_T + 2G_{LT}}{\beta_w^2}$$

(41)

$$f_{cr} = \frac{\left(\frac{\pi^2}{6}\right) \left[\sqrt{E_L E_T} + \nu_{LT} E_T + 2G_{LT} \right]}{\beta_w^2}$$

(42)

$$f_{cr} = \frac{\pi^2}{t_f b^2} \left[2 \sqrt{D_{11} D_{22}} + 2(D_{12} + 2D_{66}) \right]$$

(43)

4 讨论

本文提出的拉挤型材结构件局部屈曲分析方法具有两个关键点。首先，本文采用二次多项式组成形函数，模拟拉挤型材结构件的局部屈曲形态。相较于三次或更高次多项式形函数以及三角函数形函数，二次多项式可充分满足拉挤型材壁板的边界约束条件，如式 (11) 和 (12) 所示，满足边界约束条件是本方法准确性的前提保障。第二，本文提出的形函数考虑了拉挤型材壁板的弹性约束作用，即边界抗扭刚度 *k*，对 *k* 的准确衡量是保障本方法准确性的关键。

与钢结构和铝合金结构相似^[8,42]，翼缘板或壁板的宽厚比对拉挤型材梁和柱构件的局部屈曲强度具有较大影响。从设计角度出发，局部屈曲强度设计值应大于设计荷载，然而在这一前提下若翼缘板或壁板宽厚比较高，则局部屈曲强度快速下降，最终导致材料利用率降低。因此，在拉挤型材结构设计中，应充分考虑局部屈曲强度和材料破坏强度的比值(即材料利用率)，通过调控翼缘板或壁板宽厚比的方式使材料利用率提高。

复合材料拉挤型材具有正交各向异性，局部屈曲设计方法需同时考虑纵向弯曲、横向弯曲、纵-横向耦合弯曲以及扭转这四种力学行为，导致本文提出的设计方法形式复杂。但值得指出的是，本文提供了一套解析解，验证发现具有较高的准确性。同时，为了精简本文方法的表达形式，计划结合现有文献中的数学化简方法^[24]，在下阶段工作中对设计方法进行数学化简，将开展大规模参数分析和模拟，进而形成一套形式简洁的设计计算方法。

5 结论

针对复合材料拉挤型材结构件的局部屈曲问题展开研究，提出了一个二次非线性局部屈曲分析方法，并以此为基础提出了一套梁、柱构件局部屈曲设计方法。本文提出的分析和设计方法与试验结果相比具有较高的准确性，且该方法易于更新，对拉挤型材这类薄壁构件的屈曲问题具有较强的适用性。本文主要结论如下：

- (1) 二次非线性局部屈曲分析方法使用二次多项式作为形函数从而模拟横向屈曲形态，在满足拉挤型材壁板边界约束作用的前提下保障了局部屈曲强度计算的准确性。
- (2) 二次非线性局部屈曲设计方法是一种半经验半理论的设计计算方法，通过修正边界抗扭刚度定量考虑了拉挤型材壁板的边界约束作用，提高了局部屈曲强度计算的准确性。
- (3) 二次非线性局部屈曲分析和设计方法将不同截面类型、不同构件类型的拉挤型材局部屈曲问题进行了统一，且该方法易于更新，直接支持未来相关标准的编制。

参考文献：

[1] 叶列平, 冯鹏. FRP 在工程结构中的应用与发展 [J]. 土木工程

- 学报, 2006, (3): 24-36.
- YE Lieping, FENG Peng. Applications and development of fiber-reinforced polymer in engineering structures[J]. *China Civil Engineering Journal*, 2006, (3): 24-36(in Chinese).
- [2] LIU T Q, TANG J T, ZHANG S, et al. Carbon emissions of durable FRP composite structures in civil engineering[J]. *Engineering Structures*, 2024, 315: 118482.
- [3] 齐俊伟, 李勇, 肖军. 先进拉挤成形技术及其在大飞机复合材料结构中的应用 [J]. *航空制造技术*, 2011, (15): 58-60.
- QI Junwei, LI Yong, XIAO Jun. Advanced Pultrusion Technology Used on Large Aircraft Composite Structures[J]. *Aeronautical Manufacturing Technology*, 2011, (15): 58-60(in Chinese).
- [4] LIU T Q, LIU X, FENG P. A comprehensive review on mechanical properties of pultruded FRP composites subjected to long-term environmental effects[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2020, 191: 107958.
- [5] LIU T Q, FENG P, BAI Y, et al. Flexural performance of curved-pultruded GFRP arch beams subjected to varying boundary conditions[J]. *Engineering Structures*, 2024, 308: 117962.
- [6] LIU T Q, FENG P, WU Y, et al. Developing an innovative curved-pultruded large-scale GFRP arch beam[J]. *Composite Structures*, 2021, 256: 113111.
- [7] LIU T Q, VIEIRA J D, HARRIES K A. Lateral torsional buckling and section distortion of pultruded GFRP I-sections subject to flexure[J]. *Composite Structures*, 2019, 225: 111151.
- [8] 王元清, 王中兴, 殷福新, 等. 铝合金受弯构件局部稳定性能试验研究 [J]. *建筑结构学报*, 2015, 36(8): 42-48.
- WANG Yuanqing, WANG Zhongxing, YIN Fuxin, et al. Experimental study on local buckling behavior of aluminium alloy beams[J]. *Journal of Building Structures*, 2015, 36(8): 42-48(in Chinese).
- [9] 陈健, 孙泽阳, 詹 瑒, 等. 等边三角形纤维增强复合材料型材轴压性能试验研究 [J]. *复合材料科学与工程*, 2022, (12): 62-68+100.
- CHEN Jian, SUN Zeyang, ZHAN Yang, et al. Experimental study on the critical force of local buckling of GFRP equilateral angular members under axial compression[J]. *Science and Engineering of Composite Materials*, 2022, (12): 62-68+100(in Chinese).
- [10] 李峰, 李达, 朱锐杰. 基于套管屈曲约束的拉挤型 GFRP 管轴压性能 [J]. *复合材料学报*, 2021, 38(10): 3255-3269.
- LI Feng, LI Da, ZHU Ruijie. Axial compression performance of pultruded GFRP tube based on casing buckling restraint[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2021, 38(10): 3255-3269(in Chinese).
- [11] VIEIRA J, LIU T Q, HARRIES K A. Flexural stability of pultruded glass fibre-reinforced polymer I-sections[J]. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Structures and Buildings*, 2018, 171(11): 855-866.
- [12] 陈朝晖, 陈冯逾, 幸佳杰, 等. CU 型双肢拼合 CFS 箱梁屈曲机制与受弯承载力计算方法 [J]. *建筑结构学报*, 2023, 44(6): 36-46.
- CHEN Zhaohui, CHEN Fengyu, XIN Jiajie, et al. Buckling mechanism and bearing capacity calculation method of CU type CFS built-up double-limb box girder[J]. *Journal of Building Structures*, 2023, 44(6): 36-46(in Chinese).
- [13] HASSAN N K, MOSALLAM A S. Buckling and Ultimate Failure of Thin-Walled Pultruded Composite Columns[J]. *Polymers and Polymer Composites*, 2004, 12(6): 469-481.
- [14] BARBERO E J, FU S H, RAFTOYIANNIS I. Ultimate bending strength of composite beams[J]. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 1991, 3(4): 292-306.
- [15] BANK L C, GENTRY T R, NADIPELLI M. Local buckling of pultruded FRP beams-analysis and design[J]. *Journal of reinforced plastics and composites*, 1996, 15(3): 283-294.
- [16] BANK L C, YIN J, NADIPELLI M. Local buckling of pultruded beams-nonlinear, anisotropy and inhomogeneity[J]. *Construction and Building Materials*, 1995, 9(6): 325-331.
- [17] PECCE M, Cosenza E. Local buckling curves for the design of FRP profiles[J]. *Thin-Walled Structures*, 2000, 37(3): 207-222.
- [18] KOLLAR L P. Local buckling of fiber reinforced plastic composite structural members with open and closed cross sections[J]. *Journal of Structural Engineering*, 2003, 129(11): 1503-1513.
- [19] 清华大学, 中冶建筑研究总院有限公司. 复合材料拉挤型材结构技术规程: T/CECS 692-2020[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2020.
- Tsinghua University, Central research institute of building and construction. Composite pultrusion profile structure technical specification: T/CECS 692-2020[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2020(in Chinese).
- [20] American Society of Civil Engineers (ASCE). Pre-standard for load & resistance factor design (LRFD) of pultruded fiber reinforced polymer (FRP) structures[S], 2010.
- [21] European Committee for Standardization (CEN). Design of fibre-polymer composite structures: CEN/TS 19101[S], 2022.
- [22] ASCIONE F, FEO L, LAMBERTI M, et al. A closed-form equation for the local buckling moment of pultruded FRP I-beams in major-axis bending[J]. *Composites Part B*, 2016, a,97: 292-299.
- [23] KUBIAK T, KOLAKOWSKI Z, SWINIARSKI J, et al. Local

buckling and post-buckling of composite channel-section beams-Numerical and experimental investigations[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2016, 91: 176-188.

[24] LIU T Q, VIEIRA J D, HARRIES K A. Predicting Flange Local Buckling Capacity of Pultruded GFRP I-Sections Subject to Flexure[J]. *Journal of Composites for Construction*, 2020, 24(4): 04020025.

[25] TOMBLIN J, BARBERO E. Local buckling experiments on FRP columns[J]. *Thin-walled structures*, 1994, 18(2): 97-116.

[26] MOTTRAM J T. Determination of critical load for flange buckling in concentrically loaded pultruded columns[J]. *Composites Part B*, 2004, 35(1): 35-47.

[27] TURVEY G J, ZHANG Y. Local buckling of axially compressed, pultruded GRP, WF-section, short columns-Comparison of experimental and FE analysis buckling loads[J]. *Applied mechanics and materials*, 2004, 1: 87-92.

[28] TURVEY G J, ZHANG Y. A computational and experimental analysis of the buckling, postbuckling and initial failure of pultruded GRP columns[J]. *Composite Structures*, 2006, 84(22-23): 1527-1537.

[29] BANK L C, YIN J. Buckling of orthotropic plates with free and rotationally restrained unloaded edges[J]. *Thin-Walled Structures*, 1996, 24(1): 83-96.

[30] KOLLAR L P. Buckling of unidirectionally loaded composite plates with one free and one rotationally restrained unloaded edge[J]. *Journal of Structural Engineering*, 2002, 128: 9(1202),1202-1211.

[31] CARDOSO D, HARRIES K A, BATISTA E M. Compressive Strength Equation for GFRP Square Tube Columns[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2014, 59: 1-11.

[32] CARDOSO D, HARRIES K A, BATISTA E M. Compressive local buckling of pultruded GFRP I-sections: development and numerical/experimental evaluation of an explicit equation[J]. *Journal of Composites for Construction*, 2015, 19(2): 04014042.

[33] American institute of steel construction (AISC). Steel construction manual, 14th Edition[S]. Chicago, 2011.

[34] 徐冬冬, 王元清, 刘晓玲, 等. 纵向变厚度钢板焊接工字形截面受压短柱的局部稳定试验研究 [J]. *建筑结构学报*, 2022, 43(5): 13-25.

XU Dongdong, WANG Yuanqing, LIU Xiaoling, et al. Experimental study on local buckling of welded I-shaped stub columns with longitudinally profiled steel plates under axial compression[J]. *Journal of Building Structures*, 2022, 43(5): 13-25(in Chinese).

[35] 中华人民共和国建设部. 钢结构设计规范: GB 50017-2003[S]. 北京: 中国计划出版社, 2003.

Ministry of Construction of the People's Republic of China. Code for design of steel structures: GB 50017-2003[S]. Beijing, China Planning Press, 2003(in Chinese).

[36] LEISSA A W. Buckling of laminated composite plates and shell panels. Flight Dynamics Laboratory; 1985.

[37] YANG J Q, LIU T Q, FENG P. Enhancing Flange Local Buckling Strength of Pultruded GFRP Open-Section Beams[J]. *Composite Structures*, 2020, 244: 112313.

[38] LIU T Q, HARRIES K A. Flange local buckling of pultruded GFRP box beams. *Composite Structures*. 2018, 189, 463-72.

[39] VIEIRA E, VIEIRA J, CARDOSO D. Local buckling of pultruded GFRP I-sections subject to bending[C]. *Proc. , 4th Brazilian Conf. on Composite Materials 2018 Jul (pp. 1-9)*.

[40] FASCETTI A, FEO L, NISTICO N, PENNA R. Web-flange behavior of pultruded GFRP I-beams: A lattice model for the interpretation of experimental results[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2016, 100: 257-69.

[41] HASHEM Z A, YUAN R L. Short vs. long column behavior of pultruded glass-fiber rein-forced polymer composites[J]. *Construction and Building Materials*, 2001, 15(8): 369-378.

[42] 王春刚, 程天宇, 张壮南, 等. 钢蜂窝夹心冷弯薄壁型钢组合墙体轴压性能试验研究 [J]. *建筑结构学报*, 2024, 45(11): 163-172.

WANG Chungang, CHENG Tianyu, ZHANG Zhuangnan, et al. Experimental study on axial performance of steel honeycomb sandwich cold-formed steel composite walls[J]. *Journal of Building Structures*, 2024, 45(11): 163-172(in Chinese).