doi:10.16018/j.cnki.cn32-1650/n.202502008

封闭多边形管全模态屈曲承载特征计算方法

黄宇坤[1],胡艺川[1],熊世伟[2,3],朱泽文[2,3],王　朗[4]

1. 赣州高速公路有限责任公司,江西 赣州　341400;
2. 江西省交投养护科技集团有限公司,江西 南昌　330200;
3. 公路桥梁与隧道结构江西省重点实验室,江西 南昌　330200;
4. 安徽理工大学 土木建筑学院,安徽 淮南　232001

摘要:为了让封闭截面管件的有限元模型更加贴近实际情况,往往在模型中引入屈曲模态作为结构的初始缺陷,诱发出与实际工况的变形模式相一致的有限元模型。但是有限元屈曲分析结果显示添加初始缺陷后的屈曲模态往往不能满足实际压溃模式的需求。本文对一组四边形闭合截面管件进行轴压试验,得出了闭合截面管件实际变形模式,提出了一种系数叠加的求解方法;通过屈曲模态的线性叠加,得出与实际变形模态一致的模态特征;将此法与相关文献的试验结果进行对比验证。结果表明:本文方法计算过程更加简单,求出的指标参数更接近实际情况,可拓性较强。

关键词:屈曲特征;多边形管;模态叠加;承载力

中图分类号:TU33+8　　**文献标志码**:A　　**文章编号**:1671 -5322(2025)02 -0051 -09

在轴向压缩作用下,薄壁结构在受到冲击或碰撞时能够更高效地吸收能量[1]。闭合管件作为薄壁结构的一种,具有承载力高、重量轻、刚性大、隔音隔热性能好等多种优点[2-8]。然而管件结构存在的某些细微缺陷,可能促使结构在承受轴压载荷时,提前发生屈曲失稳现象[9-13],从而对结构的整体稳定性和安全性构成潜在威胁。因此,在有限元仿真中引入真实缺陷能够更加准确地还原实际工况。

学者对缺陷引入有限元模型进行了大量的研究。1983 年,See 等[14]分别对有限元模型的各节点初始位移进行定义,并将有限元模拟结果与实测结果进行了对比,证明其可行性;Chen 等[15]在随机模态缺陷法和适型模态缺陷法中,提出了模型的屈曲模态应与实际的缺陷模态吻合的观点,极大地简化了缺陷检验的步骤;同志学等[16]基于一种组合模态缺陷法创建带有缺陷的有限元模型,验证了低阶多模态组合下的缺陷模型具有很高的预测精度。在实际工程中进行有限元非线性分析时,往往无法获取结构整体的缺陷值,一般会采用模态叠加的方式引入与其对应的整体屈曲模态作为初始缺陷[17],但是基于模态理论所得到的基础模态会因为矩阵正定要求而不能满足实际缺陷的需求。因此,为了有限元计算得到的结构承载模式可以很好地吻合构件失效特征,本文提出一种新的方法,即通过已知的屈曲模态幅值进行线性叠加,得出和实际构件相一致的模态特征,为工程提供参考。

1　试验设置和结果分析

1.1　试验设置

试验所用试件如图 1 所示,由增材制造技术打造,工艺为分层制造。图 1 中锐角 θ_1 分别为 30°、45°、60°、90°,短管的高度 H = 30 mm、厚度 T = 0.6 mm,单侧板宽度 B = 30 mm。实验为准静态轴向压缩试验,设定轴向加载速度为 1 mm/

收稿日期:2025-01-15

基金项目:江西省交通运输厅科技项目(2023C0008)。

作者简介:黄宇坤(1990—),男,江西赣州人,工程师,主要研究方向为桥梁工程。

通信作者:王朗(2000—),男,江苏盐城人,硕士生,主要研究方向为防护结构。

min,试验加载机如图 2 所示。

1.2　结果分析

对图 1 中 4 种不同闭合截面的管件开展压缩试验,得到各试件压缩至最终时刻的实际变形形态、屈曲模态如图 3 所示(图中的$\vec{b}$表示屈曲模态各侧板的朝向向量,图 3c、3d 的向量相同,表示两者屈曲变形的模式一致),对应的位移反力曲线如图 4 所示。由图 3 可知,在轴向压力作用下,参与试验的所有闭合截面管件均因屈曲而失效;每个短管的侧板均发生了 1 阶局部屈曲现象,不过各试件所呈现的具体变形模式存在差异。由图 4 可知,各工况下闭合截面管件的屈曲承载力(在位移反力曲线中,首个反力峰值为屈曲承载力)数值相差较小,该屈曲承载力所对应的反力值远高于其他时刻的反力值;在结构的后屈曲阶段,承载力逐渐趋于稳定。

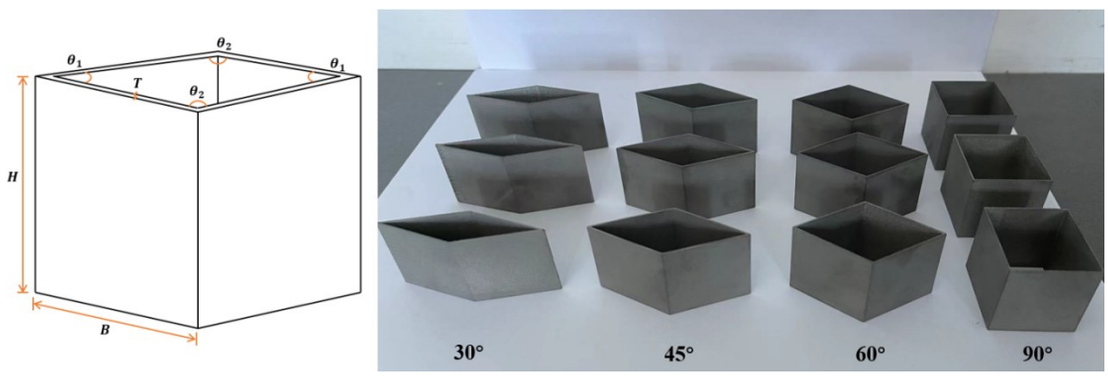


图 1　用于轴向压缩试验的试件

Fig. 1　Specimens for axial compression test



图 2　实验仪器

Fig. 2　Experimental instruments

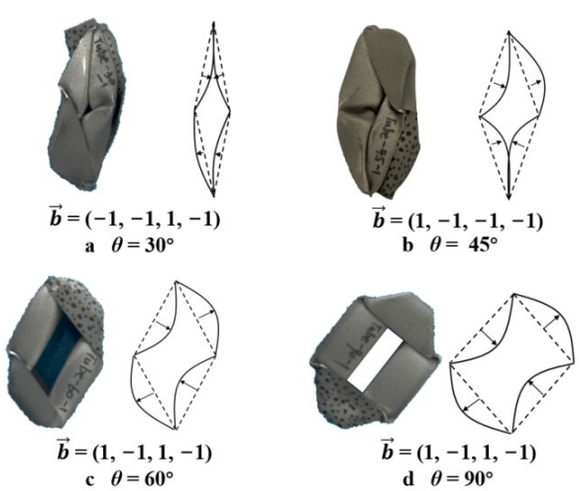


图 3　变形模态与异曲模态

Fig. 3　Deformation mode and buckling mode

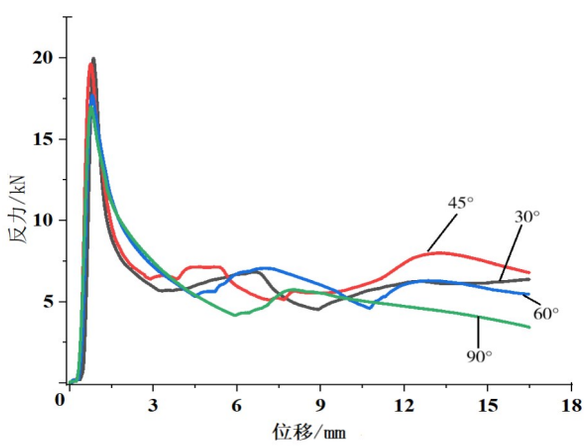


图 4　各试件的位移反力曲线

Fig. 4　The displacement-reaction force curves of each specimen

2　屈曲特征分析

文献[18]显示,设置初始缺陷能触发特定变形模式。给四边形闭合截面管件添加纯局部屈曲模态的缺陷,会使其基本折叠单元产生非对称型(Ⅰ型,相邻侧板间连接绞线发生侧向运动时,基本折叠单元发生非对称型模式)与对称型(Ⅱ型,相邻侧板间连接绞线位置不变且绞线区朝两侧对称扩张时,发生对称型变形模式)2 种不同的变形模式。在这 2 种变形模式下,相邻侧板间连

接绞线保持伸直状态，即连接绞线上各节点位移为 0，因而可以只考虑侧板屈曲。

四边形闭合截面管件在承受轴向压缩载荷时，相邻侧板若屈曲朝向相同，则其间存在对称型基本折叠单元，此时管件的连接绞线处可视为侧板的固支边界；若朝向不同，则存在非对称型基本折叠单元，管件的连接绞线处可视为侧板的简支边界，如图 5 所示。对称型折叠单元与非对称型折叠单元主要在侧板交界处的位移有差异，但整体波形相近、幅值相同，可认为波形近似相同。先前研究[19]表明，折叠单元受压时侧板先各自屈曲，再带动结构整体屈曲，所以假定只要确定诱发的侧板局部屈曲方向，就可认为侧板边界处因边界条件导致的屈曲模态差异，对诱发的结果几乎无影响。

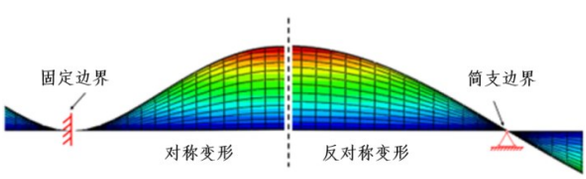


图 5　不同边界条件下侧板的屈曲模态

Fig. 5　Buckling modes of side plates under different boundary conditions

由于在给四边形闭合截面管件添加纯局部屈曲模态的缺陷后，可以只考虑结构仅在侧板处发生纯局部屈曲，而每一个侧板只会发生向管内屈曲与向管外屈曲 2 种屈曲模式，因四边形闭合截面管件一共有 4 个侧板，那么对于结构整体而言，在不考虑镜像的情况下，闭合截面管件理论上一共有 2^4 种侧板的局部屈曲模态。因而，基于上述分析，将与试验实际变形模式一致的屈曲模态乘以系数作为结构的整体形状缺陷，添加至四边形的闭合截面管件，再利用有限元软件 ABAQUS 进行模拟屈曲分析。模拟时设置请求的屈曲模态个数为 20，得到四边形闭合截面管件屈曲模态分析的所有 1 阶结果，如图 6 所示。由图 6 可知，每种工况只有 4 种结果，共 16 种屈曲模态，其中只有 $\theta_1 = 60^\circ$、90° 的工况（已框选）存在与图 3 试验变形模式对应的模态。

将图 6 中框选的屈曲模态作为初始缺陷引入结构进行模拟测试，可以获得与试验结果中变形模式相一致的有限元模型。但是，$\theta_1 = 30^\circ$、45° 两种工况未能找到对应的屈曲模态。为了将未在有限元结果中出现的屈曲模态转化为已知模态，本文基于振型叠加法，研究这两种工况（θ_1= 30°、45°）的屈曲模态，其有限元屈曲分析结果如图 6a 和 6b 所示。

3　讨论

3.1　缺失模态表达

为表示屈曲分析结果中缺失的模态，提出一种适用于薄壁结构屈曲的模态叠加表示方法，即将有限元屈曲分析的结果设定为已知模态，将与试验变形模式对应的屈曲模态设定为实际引入的缺陷模态，在闭合截面管件 4 个侧板的相同位置取 n 个节点，则实际引入的缺陷模态中 j（j = 1, 2, 3, 4）号侧板上第 m（m = 1, 2, ⋯, n）个节点的初始缺陷 $y_j(m)$ 为

$$y_j(m) = \omega \cdot \psi_j(m) \tag{1}$$

式中：ω 表示实际引入的缺陷模态的屈曲比例因子，由用户根据情况设定；$\psi_j(m)$ 表示结构在实际引入的缺陷模态下 j 号侧板上第 m 个节点的法向位移值，由有限元软件提供结果（有限元结果仅能获得屈曲模态的波形，位移最值为 1）。

假设未知的模态通过已知的 4 种屈曲模态线性表示，则实际引入的缺陷模态的初始缺陷 $y_j(m)$ 可以表示为

$$y_j(m) = \sum_{i=1}^{4} \omega_i \cdot \psi_{ij}(m) \tag{2}$$

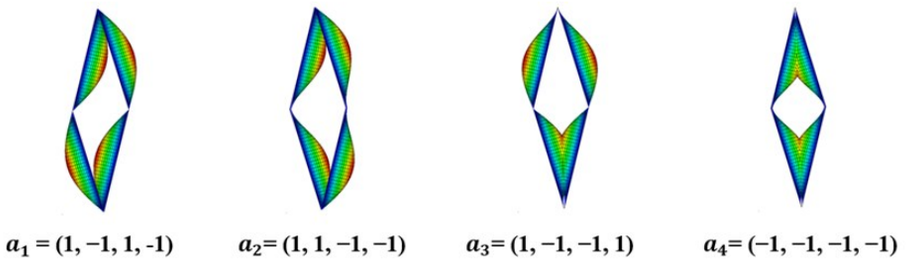
式中：ω_i 表示一阶第 i（i = 1, 2, 3, 4）个已知屈曲模态下的屈曲比例因子；$\psi_{ij}(m)$ 表示第 i 个屈曲模态下的振型在 j 号板 m 号节点处的法向位移值。

由于本文研究的闭合截面管件为对称闭合截面，4 个侧板的材料、尺寸、边界条件均一致，导致结构中每一个侧板的一阶局部屈曲模态的波形与其他侧板近似一致，唯一的区别在于屈曲的方向。因此，可定义一个函数 $\psi(m)$ 使下式成立。

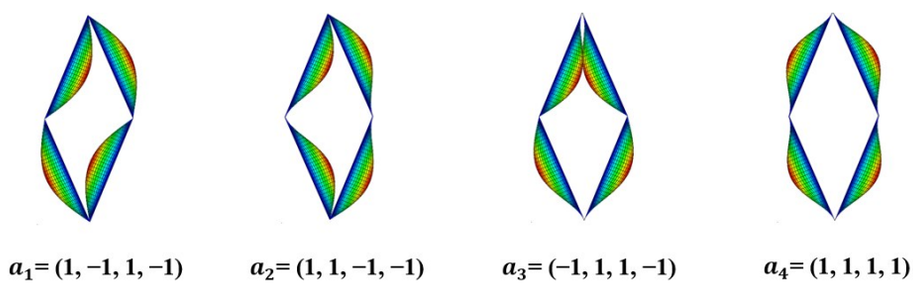
$$\psi(m) = |\psi_j(m)| = |\psi_{ij}(m)| \tag{3}$$

为表示侧板的屈曲朝向，定义一个符号函数 a_{ij}，代表第 i 个屈曲模态下 4 个侧板中 j（j = 1, 2, 3, 4）号侧板的屈曲朝向系数。若屈曲方向为管件外侧，则 $a_{ij} = 1$；反之，$a_{ij} = -1$。若侧板未发生局部屈曲，则 $a_{ij} = 0$。定义 b_j 表示目标屈曲模态下 j 号侧板的屈曲朝向系数，则 a_{ij}、b_j 可以表示为

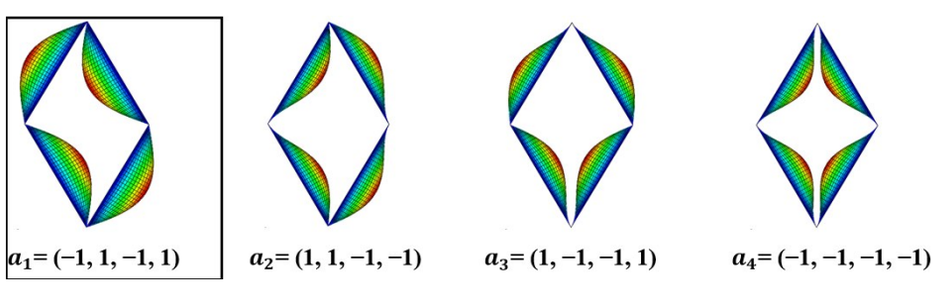
$$a_{ij} = \frac{\psi_{ij}(m)}{\psi(m)},\ b_j = \frac{\psi_j(m)}{\psi(m)} \tag{4}$$



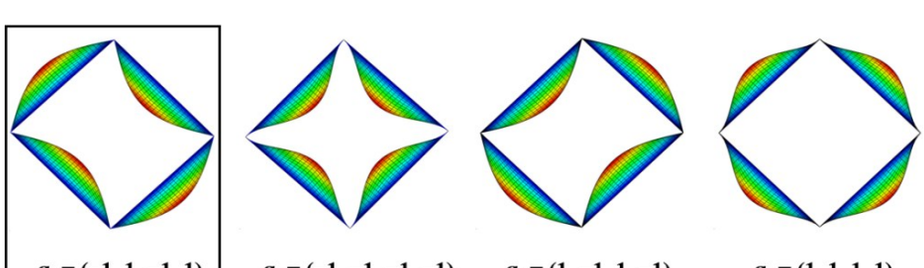
a　$\theta_1 = 30^\circ$



b　$\theta_1 = 45^\circ$



c　$\theta_1 = 60^\circ$



d　$\theta_1 = 90^\circ$

图6　所有管件的已知屈曲模态

Fig. 6　The known buckling modes of all pipe fittings

将式(1)、式(4)代入式(2),得

$$\omega \cdot b_j \cdot \psi(m) = \sum_{i=1}^{4} \omega_i \cdot a_{ij} \cdot \psi(m) \tag{5}$$

经化简,可得

$$b_j = \sum_{i=1}^{4} \frac{\omega_i}{\omega} \cdot a_{ij} \tag{6}$$

令$x_i = \omega_i/\omega$,则式(6)可以表示为

$$b_j = \sum_{i=1}^{4} a_{ij} x_i \tag{7}$$

式(7)的完全展开式为

$$\begin{cases} b_1 = x_1 \cdot a_{11} + x_2 \cdot a_{21} + x_3 \cdot a_{31} + x_4 \cdot a_{41} \\ b_2 = x_1 \cdot a_{12} + x_2 \cdot a_{22} + x_3 \cdot a_{32} + x_4 \cdot a_{42} \\ b_3 = x_1 \cdot a_{13} + x_2 \cdot a_{23} + x_3 \cdot a_{33} + x_4 \cdot a_{43} \\ b_4 = x_1 \cdot a_{14} + x_2 \cdot a_{24} + x_3 \cdot a_{34} + x_4 \cdot a_{44} \end{cases} \tag{8}$$

为了更简单地表达不同的屈曲模态,设置目标模态向量$\vec{b} = (b_1, b_2, b_3, b_4)$表示目标屈曲模态各侧板的朝向向量,设置已知模态向量$\vec{a_i} = (a_{i1}, a_{i2}, a_{i3}, a_{i4})$表示已知屈曲模态各侧板的朝向

向量，则式(8)可简写为

$$\vec{b} = [\vec{a}_1, \vec{a}_2, \vec{a}_3, \vec{a}_4]\vec{x} = \boldsymbol{A}_{4\times4}\vec{x} \tag{9}$$

由图 3b 可知，本工况下 $\vec{b} = (1, -1, -1, -1)$，已知模态各侧板的朝向向量 $\vec{a}_i$ 由图 6b 所示，由于 $r(\boldsymbol{A}_{4\times4}) = r(\boldsymbol{A}_{4\times4}|\vec{b}) = 4$，因此 $\vec{x}$ 具有唯一的解。

根据《欧洲钢结构设计规范(EN 1993-1-6 (2007))》[20]，等效几何缺陷形式的振幅应根据制造公差质量等级进行取值，即等效缺陷的几何形状与初始形状的偏差振幅 $\Delta\boldsymbol{\omega}_{0,eq,0}$ 应为 $\Delta\boldsymbol{\omega}_{0,eq,1}$、$\Delta\boldsymbol{\omega}_{0,eq,2}$ 中的较大值，其中

$$\Delta\boldsymbol{\omega}_{0,eq,1} = l_g U_1\ ,\ \Delta\boldsymbol{\omega}_{0,eq,2} = n_k t U_2 \tag{10}$$

式中：U_1、U_2 均表示相关制造公差质量等级的凹陷缺陷幅值参数，由钢材加工时的制作公差决定，本文所用材料制造公差质量等级为 C 级，故 U_1、U_2 均取 0.025；l_g 表示凹痕公差的相关标距；n_k 表示达到适当公差等级的放大系数。

根据上文等效缺陷的偏差振幅 $\Delta\boldsymbol{\omega}_{0,eq,0}$ 的计算结果，定义目标模态的比例因子 $\boldsymbol{\omega} = 0.6$；根据式(9)，求解出式(8)中的 x_i。由于 $\boldsymbol{\omega}_i = \boldsymbol{\omega}x_i$，则各工况下的叠加系数 $\boldsymbol{\omega}_i$ 如表 1 所示。

3.2　方法验证

表 2 为引入叠加屈曲模态作为初始缺陷后不同工况下屈曲承载力的试验值与模拟值，图 7 为引入目标模态后不同工况下有限元模型与试验模型受压后的形态及其位移反力曲线。由表 2 可知，试验值与模拟值的变化趋势相同，且结果相近，屈曲承载力随着夹角 θ_1 的增加而减小。由图 7 可以看出，目标模态的引入成功触发了有限元管件模型发生与试验管件模型一致的变形模式，与基本折叠条件的变形模式无关。证实了因边界条件导致屈曲模态的差异对有限元的诱发结果影响较小的假设，也证实了上述模态叠加系数计算方法的可行性。

表 1　每一种工况下的叠加因子

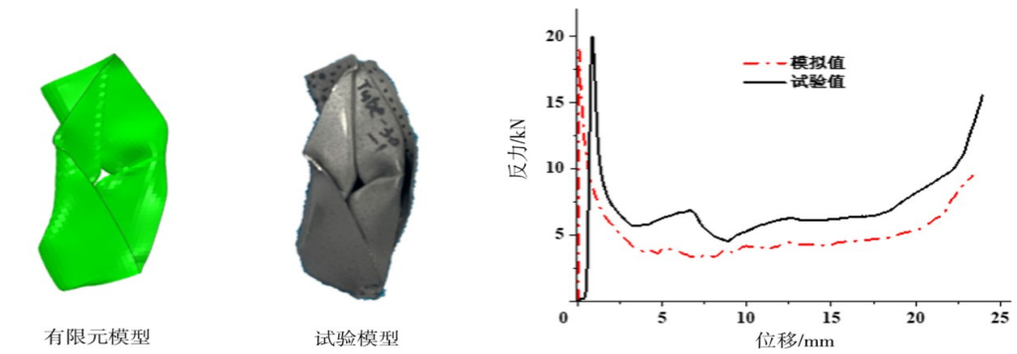
Table 1　The superposition factor under each working condition

夹角 θ_1/(°)	比例因子 $\boldsymbol{\omega}$	已知模态向量 $\boldsymbol{a}_i$	目标模态向量 $\boldsymbol{b}$	ω_1	ω_2	ω_3	ω_4
30	0.6	(1, −1, 1, −1) (1, 1, −1, −1) (1, −1, −1, 1) (−1, −1, −1, −1)	(−1, −1, 1, −1)	0.3	−0.3	−0.3	0.3
45		(1, −1, 1, −1) (1, 1, −1, −1) (−1, 1, 1, −1) (1, 1, 1, 1)	(1, −1, −1, −1)	0	0.6	−0.6	−0.6
60		(−1, 1, −1, 1) (−1, −1, −1, −1) (1, 1, −1, −1) (1, −1, −1, 1)	(1, −1, 1, −1)	0.6	0	0	0
90		(−1, 1, −1, 1) (−1, −1, −1, −1) (1, −1, 1, −1) (1, 1, 1, 1)	(1, −1, 1, −1)	0.6	0	0	0

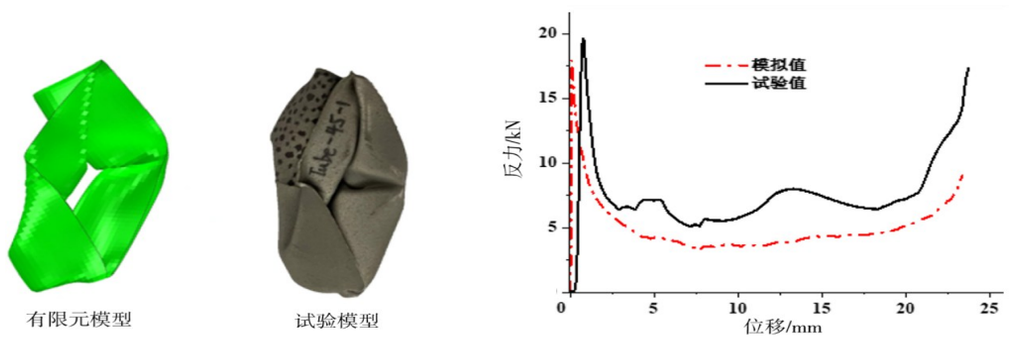
表 2　初始反力峰值的实验值与模拟值的对比

Table 2　Comparison between experimental and simulated values of initial reaction force peak

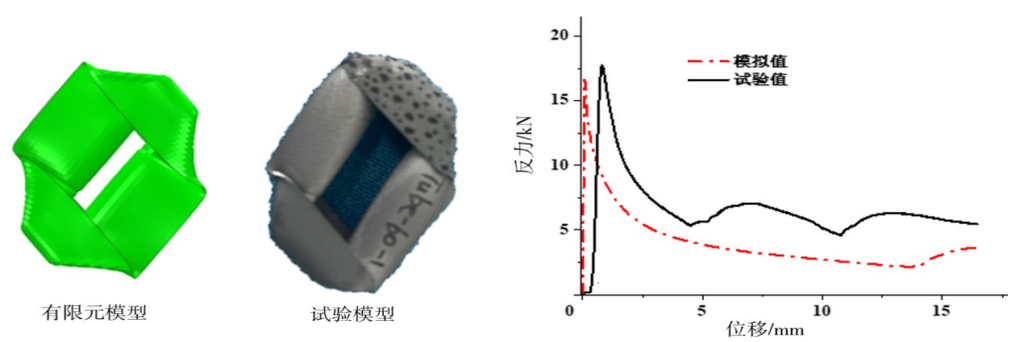
编号	夹角 θ_1/(°)	宽度 b/mm	高度 h/mm	厚度 t/mm	初始反力峰值/kN	
					试验值	模拟值
Tube30	30	30	30	0.6	19.990	19.005
Tube45	45				19.644	17.933
Tube60	60				17.711	16.642
Tube90	90				16.993	16.018



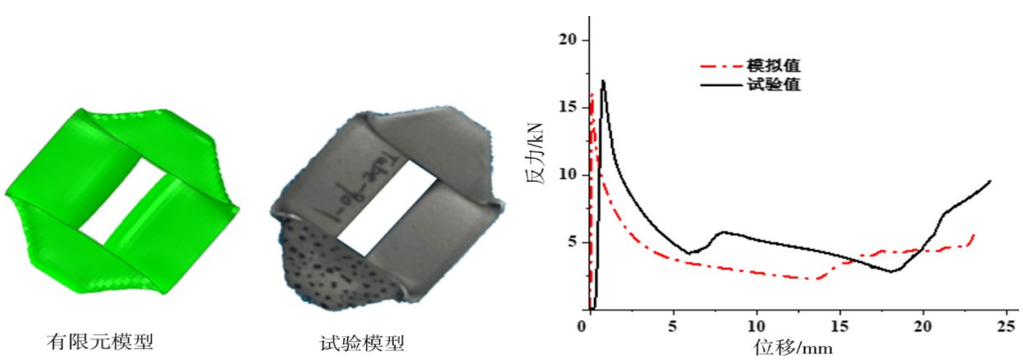
a　$\theta_1 = 30^\circ$



b　$\theta_1 = 45^\circ$



c　$\theta_1 = 60^\circ$



d　$\theta_1 = 90^\circ$

图 7　引入特定缺陷的有限元模型、试验模型的变形模式及对应的位移反力曲线

Fig. 7　Deformation modes and corresponding displacement reaction curves of finite element model and test model with specific defects introduced

3.3　理论应用推广及验证

基于上述理论分析，给出屈曲模态叠加系数计算方法的推广形式：对于任意一个拥有 n 个（$n \geqslant 3$）侧板的薄壁结构，不论截面是否闭合，其屈曲比例因子 ω，第 i 种（$i = 1, 2, \cdots, n$）已知屈曲模态下 j（$j = 1, 2, \cdots, n$）号侧板的屈曲朝向系数 a_{ij}，目标屈曲模态朝向系数 b_j，设置向量 $\vec{a}_i = (a_{i1}, a_{i2}, \cdots, a_{in})$，$\vec{b} = (b_1, b_2, \cdots, b_n)$，矩阵 $\boldsymbol{A}_{n\times n} = [\vec{a}_1, \vec{a}_2, \cdots, \vec{a}_n]$，若满足下列条件：

1）n 个侧板的材料、尺寸、边界条件一致；

2）每个单板仅发生 1 × 1 型局部屈曲或者不屈曲；

3）至少已知其中 n 种屈曲模态，且 $r\left(\boldsymbol{A}_{n\times n}\right) = r\left(\boldsymbol{A}_{n\times n}|\vec{b}\right) = n$；

那么多边形管的任意一种其他的屈曲模态都可以通过已知的屈曲模态线性表示。各模态的叠加系数 ω_i 计算公式为

$$a_{ij}\omega_i = \omega b_j \tag{11}$$

为了验证屈曲模态叠加系数计算方法的推广形式，分别用本文方法对截面形状为正三角形、正六边形和正八边形的多边形管进行模拟，并将模拟结果与相关文献的试验结果进行比较，如表 3 所示。图 8 绘制了文献中的模拟值 F_{sim} 和试验值 F_{exp} 的比值，以及本方法的模拟值 F'_{sim} 与文献试验值 F_{exp} 的比值。由图 8 可知，本文方法求得的模拟值更稳定，比相关文献的模拟结果更接近于试验值。

表 3　参考文献中的数据对比

Table 3　Comparison of data in references

截面形状	材料	侧板规格参数			初始反力峰值			$F_{\mathrm{sim}}/F_{\mathrm{exp}}$	$F'_{\mathrm{sim}}/F_{\mathrm{exp}}$
		宽度/mm	高度/mm	厚度/mm	实验结果 F_{exp}/kN	原文献有限元结果 F_{sim}/kN	本文方法的有限元结果 F'_{sim}/kN		
正三角形	铝合金	62.8	100	1.5	31.346[21]	31.350[21]	32.605	1.000	1.040
正六边形	铝合金	31.4	100	1.5	36.875[21]	25.540[21]	31.441	0.693	0.853
正六边形	低碳钢	40	180	1.2	59.021[22]	65.825[22]	58.590	1.115	0.993
正八边形	低碳钢	40	180	1.2	82.446[22]	86.087[22]	81.305	1.044	0.986

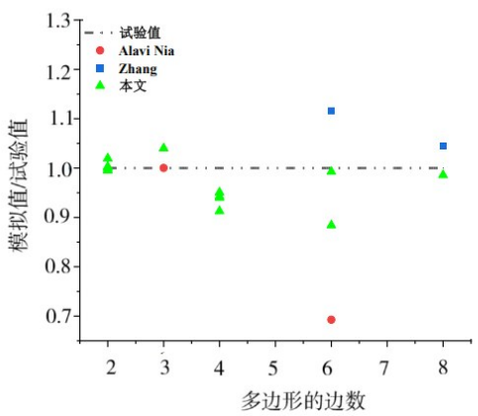


图 8　不同方法的模拟值与试验值的比值

Fig. 8　The ratio of simulated value to experimental value of different methods

4　结论

通过对闭合管件试验与有限元模拟的对比剖析可知，有限元屈曲分析所得到的模态与结构实际压溃特征之间存在不相匹配的情况，这清晰地表明有限元屈曲分析得出的模态无法契合构件实际的模态需求。为此，本文提出了一种针对全模态封闭截面管的结构承载特征计算方法，并运用该方法，对若干屈曲模态进行系数调整，能够获得与真实变形状况相符的模态特征；将这些修正后的模态进行叠加处理，最终得到了与实际变形模式高度吻合的结果。进一步研究发现，闭合管件中单一侧板的边界条件变化对有限元分析结果的影响较小。

相较于传统的模态叠加方法，本文所提出的模态修正系数，能够使承载力计算结果更加接近实际试验值，该方法不仅计算结果可靠有效，计算过程更为简洁方便，具有显著的工程应用价值。

参考文献:

[1] XU F X, ZHANG X, ZHANG H. A review on functionally graded structures and materials for energy absorption[J]. Engineering Structures, 2018, 171: 309-325.

[2] CHEN W G, WIERZBICKI T. Relative merits of single-cell, multi-cell and foam-filled thin-walled structures in energy absorption[J]. Thin-Walled Structures, 2001, 39(4): 287-306.

[3] WIERZBICKI T, BHAT S U, ABRAMOWICZ W, et al. Alexander revisited:a two folding elements model of progressive crushing of tubes[J]. International Journal of Solids and Structures, 1992, 29(24): 3269-3288.

[4] ABRAMOWICZ W, WIERZBICKI T. Axial crushing of multicorner sheet metal columns[J]. Journal of Applied Mechanics, 1989, 56(1): 113-120.

[5] ABRAMOWICZ W, JONES N. Dynamic axial crushing of square tubes[J]. International Journal of Impact Engineering, 1984, 2(2): 179-208.

[6] WIERZBICKI T, ABRAMOWICZ W. On the crushing mechanics of thin-walled structures[J]. Journal of Applied Mechanics, 1983, 50(4a): 727-734.

[7] WIERZBICKI T. Crushing analysis of metal honeycombs[J]. International Journal of Impact Engineering, 1983, 1(2): 157-174.

[8] MCFARLAND R K. Hexagonal cell structures under post-buckling axial load[J]. AIAA Journal, 1963, 1(6): 1380-1385.

[9] FALKOWICZ K. Stability and failure of thin-walled composite plate elements with asymmetric configurations[J]. Materials, 2024, 17(9): 1943.

[10] CHEN Y, SHI J Y, LU C H, et al. Hierarchical clustering-based collapse mode identification and design optimization of energy-dissipation braces inspired by the triangular resch pattern[J]. Journal of Structural Engineering, 2024, 150(5): 04024037. https://doi. org/10. 1061/JSENDH. STENG-12805

[11] MAHDY W M, WANG L J, LIU F R, et al. The competition between buckling and stress failure of degraded composite cylindrical shell under combined axial compression and external pressure loads[J]. Thin-Walled Structures, 2024, 199: 111731.

[12] HE Z Q, PENG S Q, ZHOU X H, et al. Design recommendation of cold-formed steel built-up sections under concentric and eccentric compression[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2024, 212: 108255.

[13] ZHANG Z B, LIU Q, FU J, et al. Parametric study on the crashworthiness of the Al/CFRP/GFRP hybrid tubes under quasi-static crushing[J]. Thin-Walled Structures, 2023, 192: 111156.

[14] SEE T, MCCONNEL R E. Large displacement elastic buckling of space structures[J]. Journal of Structural Engineering, 1986, 112(5): 1052-1069.

[15] CHEN X, SHEN S Z. Complete load-deflection response and initial imperfection analysis of single-layer lattice dome[J]. International Journal of Space Structures, 1993, 8(4): 271-278.

[16] 同志学, 郑飞, 解妙霞. 缺陷圆柱壳体外压屈曲的仿真分析[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2022, 54(7): 64-69.

[17] SHIOMITSU D, YANAGIHARA D. Elastic local shell and stiffener-tripping buckling strength of ring-stiffened cylindrical shells under external pressure[J]. Thin-Walled Structures, 2020, 148: 106622.

[18] ZHANG X, HUH H. Crushing analysis of polygonal columns and angle elements[J]. International Journal of Impact Engineering, 2010, 37(4): 441-451.

[19] 王博, 郝鹏, 田阔, 等. 航空航天结构轻量化设计与实验方法研究进展[J]. 宇航学报, 2023, 44(4): 596-606.

[20] EUROPEAN STANDARD NORMEEUROPEENNE EUROPAISCHE NORM. Eurocode 3: Design of steel structures:Part 1-6: Strength and stability of shell structures[S/OL]. (1993: 01-06)[2025-02-24]. https://www. phd. eng. br/wp-content/uploads/2015/12/en. 1993. 1. 6. 2007. pdf.

[21] ALAVI NIA A, HADDAD HAMEDANI J. Comparative analysis of energy absorption and deformations of thin walled tubes with various section geometries[J]. Thin-Walled Structures, 2010, 48(12): 946-954.

[22] ZHANG X, ZHANG H. Experimental and numerical investigation on crush resistance of polygonal columns and angle elements[J]. Thin-Walled Structures, 2012, 57: 25-36.

Calculation Method for Full-mode Buckling Load Bearing Characteristics of Closed Polygonal Tubes

HUANG Yukun[1], HU Yichuan[1], XIONG Shiwei[2,3], ZHU Zewen[2,3], WANG Lang[4]

1. Ganzhou Expressway Co. Ltd., Ganzhou Jiangxi 341400, China;
2. Jiangxi Transportation Investment Maintenance Technology Group Co. Ltd., Nanchang Jiangxi 330200, China;
3. Jiangxi Provincial Key Laboratory of Highway Bridge and Tunnel Structure, Nanchang Jiangxi 330200, China;
4. School of Civil Engineering and Architecture, Anhui University of Science and Technology, Huainan Anhui 232001, China

Abstract: To make the finite element model of closed section pipe components more in line with the actual situation, the buckling mode is often introduced into the model as the initial imperfection of the structure, so as to induce a finite element model with a deformation mode consistent with the actual working conditions. However, the finite element buckling analysis results show that the buckling modes after adding initial defects often fail to meet the requirements of the actual crushing mode. In this paper, a group of quadrilateral closed-section pipe fittings are tested under axial compression, and the actual deformation mode of closed-section pipe fittings is obtained, and a solution method of coefficient superposition is proposed.Through the linear superposition of buckling modes, the modal characteristics consistent with the actual deformation modes are obtained.This method is compared and verified with the test results of relevant literatures.The results show that the calculation process of this method is simpler, and the obtained index parameters are closer to the actual situation, and the extension is stronger.

Keywords: buckling characteristic; polygonal tube; modal superposition; bearing capacity

（责任编辑：李华云）

（上接第 15 页）

Experimental Study on Slag-fly Ash Geopolymer Solidified Soft Soil in Northern Jiangsu Region

LI Zhi, XUN Yong, WANG Xinyuan, WU Jiaxian

（School of Civil Engineering, Yancheng Institute of Technology, Yancheng Jiangsu 224051, China）

Abstract: Using fly ash and slag as alkali-activating raw materials, a geopolymer solidifier (GFS) is prepared by incorporating recycled aggregates, which is used for solidifying the silty soft soil in the coastal areas of northern Jiangsu. Through unconfined compressive strength analysis, scanning electron microscope (SEM) observation, and energy-dispersive spectroscopy (EDS) analysis, the effects of solidifier ratio (slag:fly ash), recycled aggregate content, alkali equivalent, and curing age on the mechanical properties and microstructure of solidified soil were studied.The results show that the optimal ratio of slag to fly ash is 7∶3.Under the optimal ratio of slag to fly ash, the unconfined compressive strength of GFS-solidified soil shows a trend of first increasing and then decreasing with the increase of recycled aggregate content and alkali equivalent. When the ratio of slag to fly ash is 7∶3, the alkali equivalent is 10%, and the recycled aggregate content is 20%, the 28-day unconfined compressive strength reaches the maximum value of 7.5 MPa.The solidification effect of GFS-solidified soil at each curing age is better than that of cement-solidified soil. Especially under the condition of longer curing time, its strength growth is particularly significant.Microstructural analysis of GFS shows that the solidified products are mainly amorphous gel-like N-A-S-H (sodium aluminosilicate hydrate) and C-S-H (calcium silicate hydrate), which enhance the soil strength through bonding and filling effects.

Keywords: geopolymer; slag; fly ash; recycled aggregate; mechanical properties; microstructure

（责任编辑：李华云）