

无肋 H 型弯扭铝合金构件轴压力学性能研究

孙国军¹ 秦太晏¹ 吴金志¹ 罗 强² 孙伟东²

(1. 北京工业大学, 北京 100124; 2. 北京建工集团有限责任公司, 北京 100015)

摘 要:为了研究无肋 H 型弯扭铝合金构件的轴压力学性能,对 1 根 H 型弯扭铝合金构件进行了轴压试验。该构件通过 H 型截面绕一段圆弧线扫描扭转得到,截面为 H350×200×10×12,弯曲圆弧半径为 2 850 mm,两端截面中心跨度为 2 936 mm,两端截面相对扭转角度为 26°,材料为 6061-T6 铝合金型材,边界条件为两端铰接。首先为了获得无肋 H 型弯扭铝合金构件精确几何模型,对构件整体进行三维扫描,得到了构件外表面云点数据,将云点数据与理想几何模型进行对比发现:整体几何偏差大部分控制在 3 mm 以内,但构件上翼缘厚度和宽度均不同程度小于理想几何模型;然后通过轴压试验得到了轴压构件的荷载-位移曲线、荷载-应变曲线及破坏模式,该 H 型弯扭铝合金构件极限承载力为 313 kN,在构件的下翼缘和靠近下翼缘的腹板处出现严重波曲变形;最后根据三维扫描数据逆处理得到构件精确几何模型,在此基础上通过 ABAQUS 建立了有限元模型,通过数值分析得到了构件的应力发展变化规律及失效机理,铝合金构件的破坏模式、荷载-位移曲线和荷载-应变曲线均与试验吻合较好,验证了有限元模拟的可靠性,在达到极限承载力之前构件下翼缘和腹板大面积受压屈服进入塑性,构件整体发生弯扭屈曲失稳破坏。

关键词:无肋 H 型弯扭铝合金构件;轴压性能;破坏模式;极限承载力

0 引 言

铝合金是一种性能优异的建筑材料,具有强度高、质量轻、耐腐蚀和易于挤压成型的特点。20 世纪 80 年代国内学者开始对铝合金结构展开研究,主要在铝合金材料的本构关系^[1]、轴心受压铝合金构件^[2-3]、受弯铝合金构件^[4]、压弯铝合金构件^[5-6]以及节点连接^[7]等方面进行了深入的研究,2007 年,我国 GB 50429—2007《铝合金结构设计规范》^[8]的颁布实施更促进了铝合金结构的发展和应用^[9]。

我国早期对铝合金构件开展了大量轴压试验,李明等^[10]对 6061-T6 铝合金圆管构件进行了轴心受压试验研究。罗永峰等^[11]完成了圆管型和工字型截面的铝合金柱轴压试验,提出了轴心受压杆整体稳定计算式。同济大学的沈祖炎和郭小农等^[3]对多种单轴对称截面的轴心受压铝合金构件展开了试验和理论研究。现有规范在前人研究基础上给出了铝合金轴压计算式,但是目前市面上铝合金构件截面日益繁多,且多种高强铝合金被研发运用到实际工程中,因此许多学者对这些高强铝合金以及复

杂截面铝合金构件的屈曲性能展开了大量的试验研究。Zhu 和 Young 等^[12-15]采用试验和有限元相结合的方法,研究了端部焊接端板对 6063-T5 圆管型铝合金构件的轴压性能的影响;王元清等^[16]完成了 42 根 7A04 的 L 形截面铝合金构件的轴心受压试验,并将试验结果与规范^[8]进行对比;冯然等^[17]对 6061-T6 系列和 6063-T5 系列的铝合金矩形开孔柱的轴心受压性能进行了试验研究;胡晓光等^[18]完成了 24 根国产 701 铝合金 L 形截面轴压构件承载力试验。为了满足建筑功能需求,各类带有较大初弯曲度的构件被设计运用到实际结构中;郑莲琼等^[19]通过有限元分析,对圆钢管混凝土曲杆受压时的荷载-变形全过程曲线进行模拟,发现局部屈曲明显。陈敏等^[20]对空钢管曲管的抗弯性能进行了有限元模拟研究,发现空钢管曲杆在加载点附近受压截面

第一作者:孙国军,博士,副教授,主要从事钢结构与空间结构方面的研究。

Email:sunguojun@bjut.edu.cn

收稿日期:2024-01-29

出现明显的凹陷褶皱,钢管局部屈服失效;郭小农等^[21]完成了 8 个带较大初弯曲铝合金方管的轴压承载力试验,根据参数分析结果拟合得到了适用于弯曲铝合金方管的轴压承载力稳定系数。学者通过大量试验研究,已经得到了不同型号以及各种截面铝合金轴压构件的破坏模式和稳定极限承载力计算式。

随着社会发展,人们对建筑造型审美逐渐提高,曲面造型的屋盖结构得到建筑师的青睐,同时铝合金还有易于挤压成型的特点,因此各种弯曲构件被发明并应用于实际工程之中,如首都医科大学附属北京朝阳医院的铝合金屋盖,该屋盖结构为单层“Z”字型铝合金网壳结构,屋盖整体形似飘带,在结构转角处设计一种 H 型弯扭铝合金杆件,使构件整体在带有较大初弯曲的同时,构件截面沿着弯曲方向还带有较大的扭转角度,故其承载力不能通过传统轴压承载力公式确定。

目前已有规范中的轴压稳定计算式主要是针对杆轴线为直线的构件,同时也少有学者对这种弯扭构件展开系统研究,其极限承载力、破坏模式尚不清楚。因此,为获得 H 型弯扭铝合金构件的轴压极限承载力,并进一步研究其轴压力学性能,首先开展了无肋 H 型弯扭铝合金构件轴压试验;然后通过大型有限元软件 ABAQUS 建立了有限元模型,将有限元模拟结果与试验结果进行对比验证了有限元模型的正确性,同时通过有限元模型进一步明确了轴压构件的应力发展过程。

1 试验概况

1.1 试验设计

本试验对实际工程中的 H 型弯扭铝合金构件进行了轴压试验,实际工程中构件上翼缘有肋条存在,这种肋条主要是为了方便安装玻璃幕墙使用。为了得到具有更加普遍适用的相关结论,对构件上翼缘进行相关处理,去除了构件上翼缘的肋条,使得构件整体截面变为无肋 H 型截面。构件所使用的材料为 6061-T6 铝合金,铝型材截面尺寸设计规格为 H350×200×10×12,构件整体几何设计尺寸如表 1 所示,其中, R 为弯曲圆弧的半径, L_E 为构件端部截面中心之间的距离, θ 为端部截面相对扭转角度。无肋 H 型弯扭铝合金构件的截面尺寸以及构件照片如图 1 所示。

1.2 材性试验

为了获得该 6061-T6 铝合金型材的准确材料力学性能数据,开展了拉伸试验。拉伸试验试件的

表 1 构件主要参数设计值

Table 1 Design values of main parameters of component

截面尺寸	R/mm	L_E/mm	$\theta/(\text{^\circ})$
H350×200×10×12	2 850	2 936	26

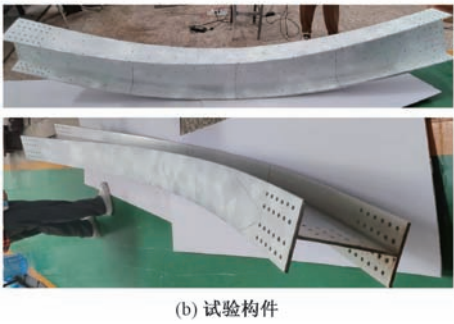
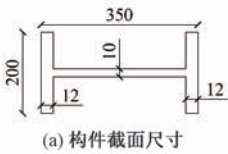


图 1 截面尺寸和试验构件 mm
Fig. 1 Section size and test components

尺寸规格均按照国家标准 GB/T 228. 1—2021《金属材料 拉伸试验 第 1 部分:室温试验方法》^[22] 进行设计,拉伸试件取自同批次直的 H 型截面构件,所有拉伸试件均沿着型材纵向进行取样,一共设计了 9 个试件。表 2 是根据材性试验得到的各项材料力学性能参数,其中 E 为弹性模量; $f_{0.1}$ 为比例极限应力,即当残余应变为 0.1% 时所对应的应力; $f_{0.2}$ 为规定非比例强度; $\varepsilon_{0.1}$ 为 $f_{0.1}$ 所对应的应变; $\varepsilon_{0.2}$ 为 $f_{0.2}$ 对应的应变; $\varepsilon_{0,\max}$ 为极限抗拉强度 f_u 对应的应变。

表 2 铝合金材料性能参数

Table 2 Aluminum alloy material performance parameters

$f_{0.1}/$ MPa	$f_{0.2}/$ MPa	$f_u/$ MPa	$\varepsilon_{0.1}/\%$	$\varepsilon_{0.2}/\%$	$\varepsilon_{0,\max}/\%$	$E/$ MPa
239.2	243.0	267.4	0.462	0.568	8.237	66 180

1.3 初始几何缺陷

由于该构件造型特殊,为了获得精确几何外形,对构件展开了三维扫描。

三维扫描仪器为计量级双光源手持三维扫描仪 FreeScan Combo,精度为 0.02 mm。通过大型通用后处理软件 Geomagic Contro X 可以将扫描获得的云点数据与理想几何模型进行几何对比,得到构件整体几何偏差云图,如图 2 所示。可以看出:理想几何模型与实际扫描云点的整体偏差大部分控制在

3 mm 之内,越是靠近截面腹板中心,偏差越小,这说明构件杆轴线与理想几何模型偏差较小。通过对多个截面的几何形状进行测量得到各板件的实际几何尺寸平均值,如表 3 所示,其中 b_x 为上翼缘宽度, b_y 为下翼缘宽度, h 为腹板高度, t_x 为上翼缘厚度, t_y 为下翼缘厚度, t_z 为腹板厚度。可知,构件上翼缘的宽度实测值为 195.5 mm,厚度实测值为 11.4 mm,这两个截面尺寸值均不同程度小于实际设计值,而其他截面尺寸与设计值偏差较小。

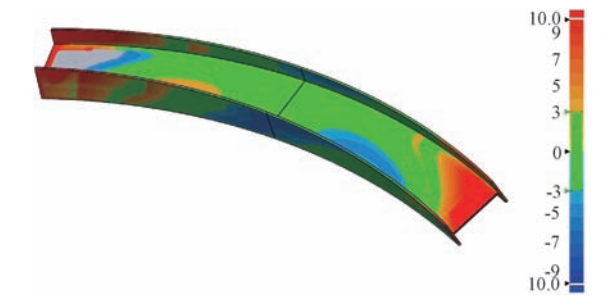


图 2 整体几何偏差云图 mm

Fig. 2 Overall geometric deviation cloud chart

表 3 截面尺寸实测值

Table 3 The measured values of section size mm						
b_x	b_y	h	t_x	t_y	t_z	
195.5	200.1	325.5	11.4	11.9	9.9	

1.4 试验装置和加载方案

构件在实际工程中通过板式节点相连接,为半刚性的边界条件,但试验时难以达到与实际结构中相同的半刚性边界条件。为了获得构件最不利的受力状态,将边界条件设计为容易实现的两端铰接,同时该类弯曲杆件的受压稳定性问题是非常重要的,因此设计为两端铰接的轴压试验。为了达到两端铰接的边界条件,设计了铰接连接件、固定铰接支座、滑动铰接支座,所有连接件和支座的材质均为 Q355 钢材,且设计刚度足够大以满足试验要求,试验装置示意如图 3 所示。构件上下翼缘分别通过 12 颗直径为 12 mm 的 8.8 级高强螺栓与钢板连接件相连,腹板处通过 12 颗直径为 10 mm 的 8.8 级高强螺栓与钢板连接件相连,构件端部打孔示意如图 4 所示。

图 3(a)为构件整体试验装置立面示意,构件端部均通过铰接连接件将构件与支座连接,加载端为滑动铰接支座,在支座底板设计了 4 个长槽型滑孔,将直径为 40 mm 的高强螺栓穿过长槽型滑孔与钢反力架相连,形成可水平滑动的铰接边界条件;构件另一端为固定铰支座,同样通过直径为 40 mm 的高强螺栓与三角反力架相连,形成固定不动的铰接边界

条件;图 3(b)为试验装置三维俯视图,构件整体呈中心对称放置;为了使力的加载方向与构件端部截面中心连线方向一致,将千斤顶水平固定在反力架上,同时保证千斤顶的中心与两端支座销轴孔的中心在同一水平直线上;构件试验装置现场照片如图 3(c)所示。

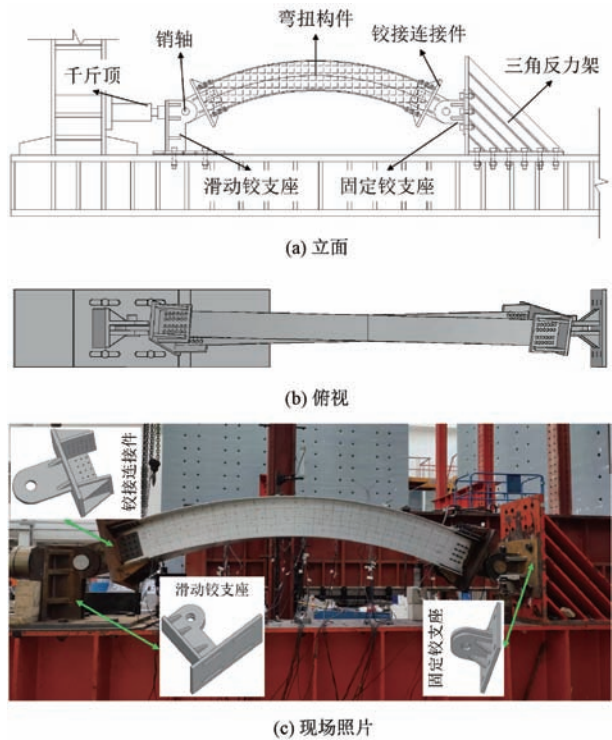


图 3 试验装置

Fig. 3 Testing apparatus

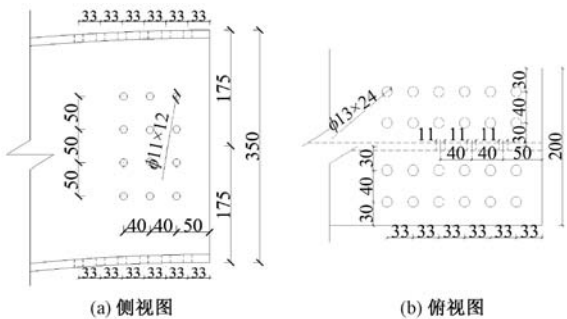


图 4 端部打孔示意 mm

Fig. 4 End hole schematic diagram

试验时所使用液压千斤顶的极限顶推力为 2 000 kN,在正式加载前进行预加载,荷载值为预估理论承载力的 20%,预加载期间检查各应变片、位移计以及力传感器是否正常工作。在正式加载时,首先通过荷载控制,保持每级荷载增加 20 kN,并间隔 2 min,使构件充分变形,观察并记录试验现象,在达到极限承载力后缓慢加载直到构件承载力下降至极限承载力的 70%。试验过程中通过采集仪对荷

载值、位移和应变值进行自动采集。

1.5 测点布置

为了得到构件端部水平位移、不同截面位置处的竖向挠度以及侧向位移,沿弯曲弧长方向将构件分为四等分,共 5 个截面,其中截面 1 和截面 5 为连接件与构件所接触位置处的截面,截面 3 为构件的跨中位置截面,截面 2 和截面 4 分别位于截面 1 与截面 3 以及截面 3 与截面 5 的中点位置。在这 5 个截面上设置了 D1~D7 共 7 个位移计,图 5 给出了构件的位移测点布置情况,各位移计的编号、布置方向和测量目的见表 4。

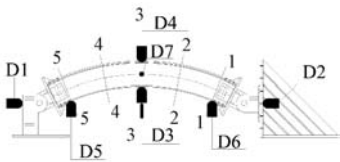


图 5 位移测点布置

Fig. 5 Displacement measuring points layout diagram

表 4 位移计布置

Table 4 Displacement meters layout table

位移计编号	布置方向	目的
D1、D2	水平	测量端部水平位移
D3、D4、D5、D6	竖向	测量各截面处竖向挠度
D7	垂直腹板	测量腹板平面外位移

为了监测构件的应力发展状态及局部屈曲的发生,在 5 个截面位置处布置一定数量的应变片,各应变片的命名规则如下:以 SF-3-1(SY-3-1)为例,其中 SF 代表各截面腹板位置的应变片(SY 代表翼缘位置的应变片),3 代表的是截面编号,1 代表的是应变片的顺序号,所有应变片均沿着弯曲方向布置。图 6(a)给出了第 3 截面处的应变片布置情况,截面 2 以及截面 4 处的应变片与截面 3 保持一致,图 6(b)为截面 1 处应变片布置情况,截面 5 处应变片布置与截面 1 一致。

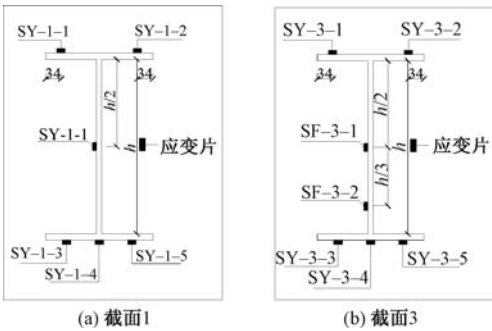


图 6 各截面应变测点布置

Fig. 6 Layout of strain measuring points of each section

2 试验结果及分析

2.1 试验现象及破坏模式

图 7 为构件最终破坏情况,在加载过程中,构件首先经历了稳定的弹性变形阶段,随后下翼缘和靠近下翼缘的腹板处出现半波形鼓曲变形,随鼓曲变形的进一步发展,构件承载力下降,最终发生破坏。鼓曲破坏的位置发生在靠近端部的 1/4 截面附近,同时构件下翼缘整体产生了较为严重的平面外变形,上翼缘无明显变形破坏,构件整体发生了弯扭屈曲失稳破坏。试验结束后拆掉螺栓,发现螺栓和孔洞均未发生明显变形。



图 7 破坏模式

Fig. 7 Failure mode

2.2 试验数据分析

2.2.1 荷载-位移曲线

图 8 给出了各位移值随受压荷载的变化曲线。图 8(a)为受压荷载-水平位移关系曲线,纵坐标为受压荷载(F_N),横坐标为构件的水平位移(D_1 、 D_2);图 8(b)为跨中截面侧向位移随受压荷载的变化曲线;图 8(c)为受压荷载-跨中竖向挠度关系曲线。

从图 8(a)、(c)可以看出:在加载初期构件处于弹性阶段,各位移值随着荷载值线性增长,随着荷载的进一步增大,构件开始进入塑性阶段,曲线呈非线性增长,当达到极限承载力 313 kN 后,试件发生破坏并逐渐丧失承载力,曲线开始下降。在实际结构中,该弯扭杆件在最不利工况荷载下轴力最大值为 34 kN,且轴力最大位置位于杆件端部;在试验中,当受压荷载达到 45 kN 时,通过力平衡可以得到此时杆件端部轴力就已经达到 34 kN,通过荷载-位移曲线图 8(a)可以看出受压荷载为 45 kN 时,构件仍处于弹性阶段,说明构件承载力满足设计要求。从图 8(b)中可以看出:加载初期,跨中截面的侧向位移相对较小,当达到极限承载力后,侧向位移快速变大,这是因为在达到极限承载力之前构件侧向位移

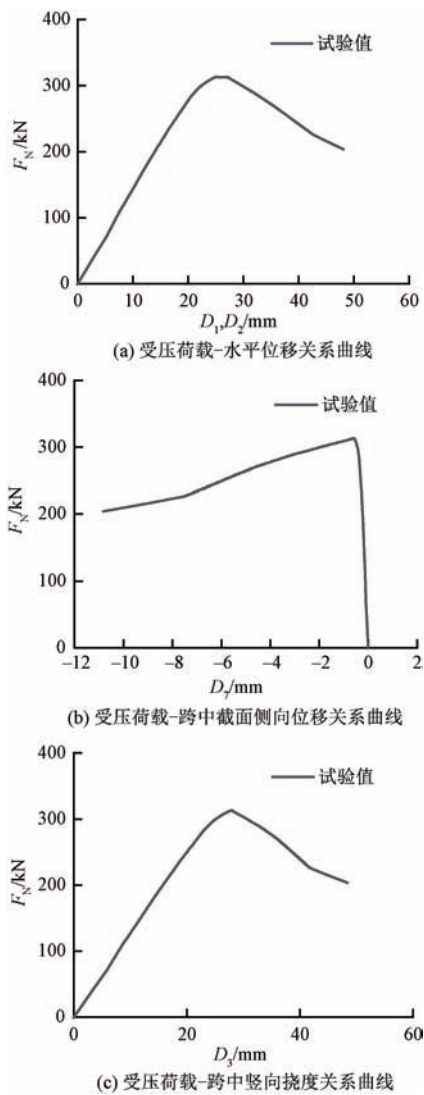


图8 荷载-位移关系曲线

Fig. 8 Load-displacement relationship curve

较小,在达到极限承载力后鼓曲变形急剧加大,构件下翼缘以及靠近下翼缘的腹板处产生了较为明显的侧向位移。

2.2.2 荷载-应变曲线

图9分别为构件上翼缘、下翼缘和腹板各位置处的受压荷载-应变曲线。可见,荷载加载初期,各截面应变均呈线性增加,后期随着荷载增加,截面应变进入非线性阶段。截面3为跨中截面,测点SY-3-1与SY-3-2位于第3截面上翼缘对称位置,从图9(a)可以看出,在达到极限承载力之前,测点SY-3-1与SY-3-2的应变数据相近,这说明构件处于较为理想的轴向受力状态,几乎没有偏心,总体来说,在达到极限承载力前上翼缘所有测点应变均小于0.3%,小于材料进入塑性时的应变。从图9(b)可以发现,相对于上翼缘来说,下翼缘测点

应变均大于上翼缘,说明下翼缘轴向应力水平相对高于上翼缘,在达到极限承载力之前,部分测点应变值已经达到4%附近,例如SY-3-3和SY-3-4两个测点,这表明下翼缘部分开始进入塑性,其中下翼缘测点SY-2-4在达到极限承载力时,轴向应变已经达到5.72%,说明下翼缘受压屈服进入塑性。在极限承载力之前,构件上翼缘测点均处于受拉状态,下翼缘测点均处于受压状态,腹板大部分测点也处于受压状态,这是因为腹板处测点均在靠近下翼缘一侧。

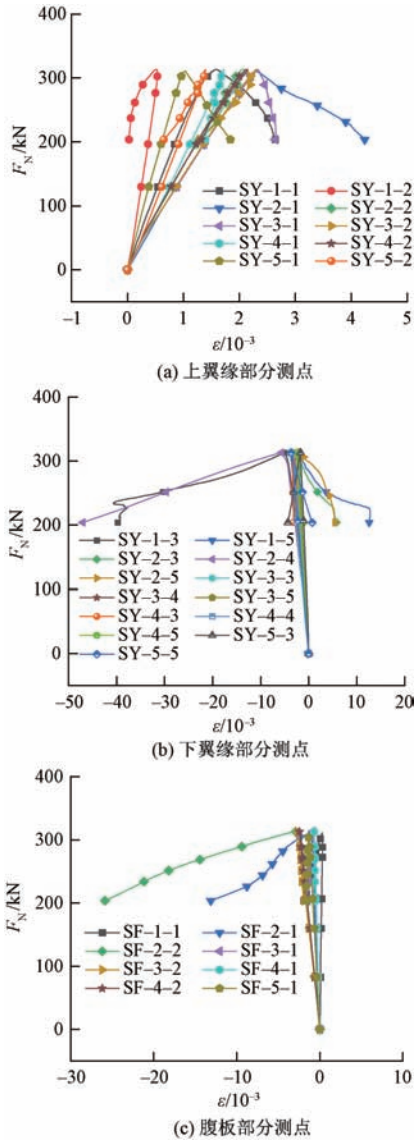


图9 荷载-应变曲线

Fig. 9 Load-strain curves

3 有限元模拟分析

3.1 ABAQUS 有限元模型

3.1.1 有限元模型的建立

根据三维扫描得到的点云数据,通过大型后处

理软件 Geomagic design X 可以拟合得到构件的上下翼缘底面和腹板侧面的几何曲面,这样就得到了构件精确的几何模型,将逆处理得到的几何模型导入 ABAQUS 软件中,采用壳单元进行模拟,各翼缘和腹板的厚度采用 1.3 节所得的测量数值。在试验过程中,端部翼缘处以及腹板处的高强螺栓和构件孔洞均未发生破坏,同时构件端部连接件刚度值设计也足够大,为了减少计算成本,对试验有限元模型进行简化,即不考虑螺栓与连接板的连接方式,将端部截面分别耦合到销轴中心参考点 RP-1 和 RP-2 上,在连接件端板与构件相接触的位置将构件截断。有限元模型简化示意如图 10 所示。



图 10 模型简化示意图
Fig. 10 Model simplification diagram

3.1.2 材料本构关系

Ramberg-Osgood 模型是 1943 年由 Ramberg 和 Osgood 提出的描述弹塑性材料应力-应变关系的经典理论模型,该模型能较好地描述铝合金这种应力-应变曲线连续变化的材料,目前已经被国内外学者广泛使用,其通用形式为:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \varepsilon_0 \left(\frac{\sigma}{f_{e0}} \right)^n \quad (1a)$$

$$n = \frac{\ln(0.002/\varepsilon_{0,max})}{\ln(f_{0.2}/f_u)} \quad (1b)$$

式中: E 为弹性模量; f_{e0} 为惯用弹性极限; ε_0 为 f_{e0} 对应的塑性应变; n 为硬化系数,将非比例延伸强度 $f_{0.2}$ 和抗拉极限强度 f_u 代入式 (1b) 可以计算得到 $n=38$ 。图 11 给出了试验值与拟合得到的 Ramberg-Osgood 模型对比,拟合得到的应力-应变曲线与试验值吻合良好。

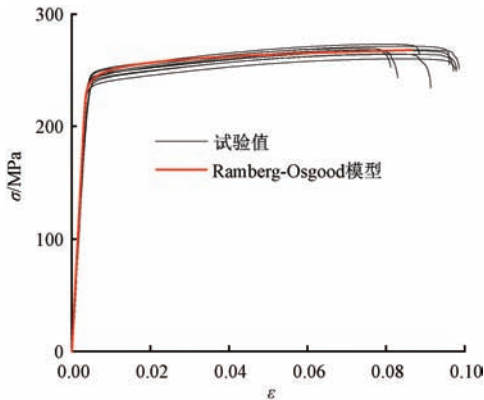


图 11 Ramberg-Osgood 模型与试验曲线
Fig. 11 Ramberg-Osgood model and test curves

3.1.3 单元选取与边界条件

在有限元模型中,铝合金的单元类型为 3 结点三角形通用壳单元;在网格划分时,全局单元网格尺寸控制为 10 mm。图 12 为网格划分示意。

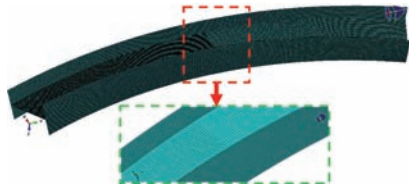


图 12 网格划分示意
Fig. 12 Mesh division diagram

构件端部约束位置与约束方式示意图如图 13 所示,将构件端部截面分别耦合在参考点 RP-1 和 RP-2 上,建立图 13 中的空间直角坐标系,在该坐标系中 Y 轴方向为端部截面中心连线的方向, X 轴方向为跨中截面上下翼缘中心连线方向。

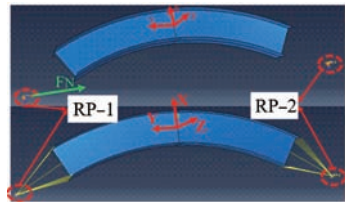


图 13 约束位置与约束方式示意
Fig. 13 Schematic diagram of the constraint position and constraint method

在该局部坐标系下,完全约束住参考点 RP-2 沿 3 个坐标轴的平动自由度,只放开绕 Z 轴的转动自由度,这样就得到了试验构件中固定铰支座的边界条件;只放开参考点 RP-1 沿 Y 轴的平动自由度以及绕 Z 轴的转动自由度,就得到了试验中滑动铰支座的边界条件。

3.2 试验结果与有限元结果对比分析

3.2.1 破坏模式与荷载-位移曲线对比

图 14 为构件最终破坏形态与有限元模拟的对比,可以看出:有限元模拟得到的破坏模式与试验现象基本一致,在构件下翼缘和靠近下翼缘腹板处均发生了半波形鼓曲变形,且鼓曲变形位置与试验吻合较好。由有限元模拟得到的 von Mises 应力云图可以发现,破坏位置截面附近应力值较高,端部整体应力水平相对较低。

图 15 为有限元和试验中得到的受压荷载-水平位移关系曲线对比。根据图中的数据可知,在加载的初始阶段,构件都经历了较为稳定的弹性阶段,荷载与位移成正比例关系,有限元模拟与试验得到

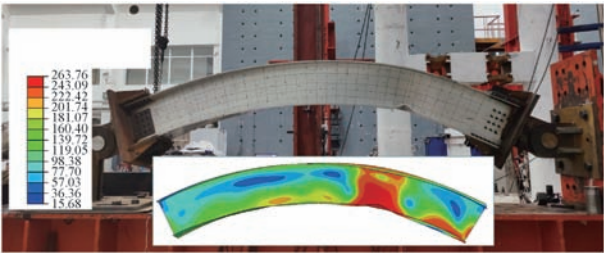


图 14 试验与有限元破坏模式对比 MPa

Fig. 14 Comparison of test and finite element failure mode

的受压荷载-水平位移关系曲线吻合较好,当局部屈曲进一步发展,构件开始进入塑性阶段,曲线斜率开始下降,当局部屈曲继续发展,达到极限承载力,荷载值开始下降,构件破坏。通过有限元模拟得到构件极限承载力为 315 kN,与试验值 313 kN 仅相差 0.6%。

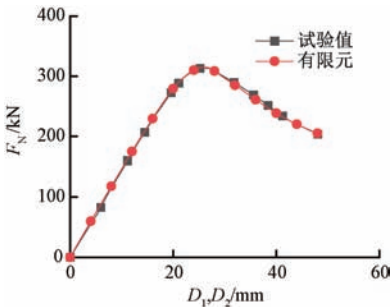


图 15 试验与有限元的荷载-水平位移曲线对比

Fig. 15 Comparison of test and finite element load-displacement curve

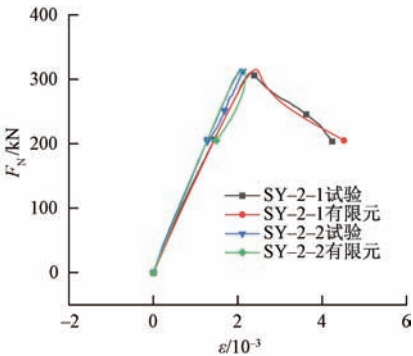
3.2.2 荷载-应变曲线对比

图 16 给出了第 2 截面处有限元与试验的受压荷载-应变曲线对比,该截面是离破坏位置最近的截面。图 17 为应变测点示意,在加载初期,受压荷载-应变曲线呈线性增长,试验和有限元结果吻合较好,当构件达到极限承载力之后,曲线变化趋势基本一致。

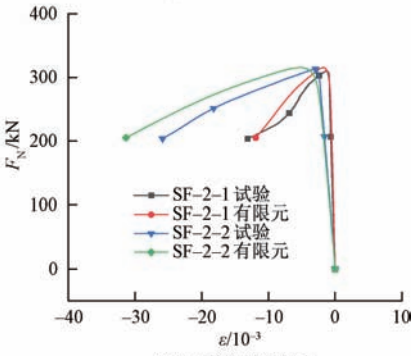
通过对比有限元结果与试验结果,发现两者的受压荷载-水平位移关系曲线、极限承载力、破坏模式以及关键应变均吻合较好,说明该有限元模型能较好地模拟无肋 H 型弯扭铝合金轴压构件。

3.2.3 构件应力发展过程

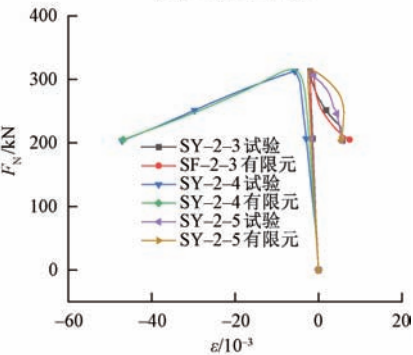
图 18 给出了不同荷载值下,构件整体的 von Mises 应力云图。可见:在加载初期,构件处于弹性阶段,应力水平较低,随着荷载值不断增大,构件下翼缘应力水平逐渐提高;当荷载增加到 242 kN 时下翼缘边缘处开始进入塑性,此时荷载-位移曲线仍处于线性增长阶段;当荷载进一步加大,下翼缘塑性



(a) 上翼缘部分测点



(b) 下翼缘部分测点



(c) 腹板部分测点

图 16 试验与有限元的荷载-应变曲线对比
Fig. 16 Comparison of load-strain curves between experiment and finite element method

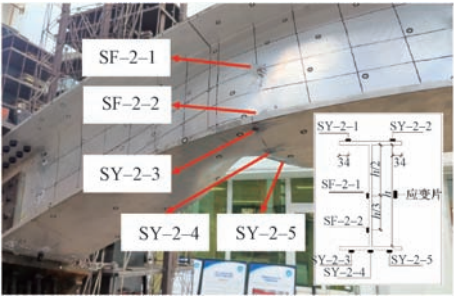


图 17 截面 2 应变测点位置示意

Fig. 17 Section 2 strain measuring points position diagram

区域逐步发展,此时荷载-位移曲线开始进入非线性增长阶段;当荷载值增大到 304 kN 时,靠近下翼缘部分的腹板位置已经进入塑性,达到极限承载力

时,下翼缘和腹板已经大面积受压屈服,并发生破坏,荷载-位移曲线开始下降。因为该构件截面尺寸较大,长细比相对较小,在达到极限承载力之前构件大面积进入塑性。

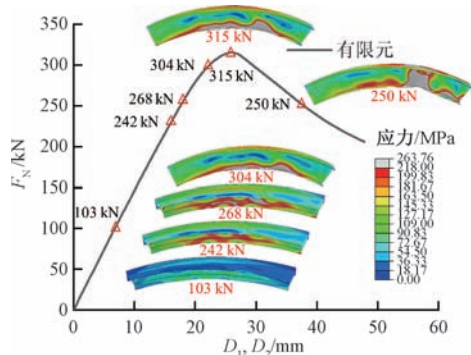


图 18 构件应力发展过程

Fig. 18 Component stress development process

4 结 论

完成了一根无肋 H 型弯扭铝合金构件的轴压试验,得到了构件的极限承载力、破坏模式,并通过试验验证了有限元模型的可靠性,同时得到了 H 型弯扭铝合金轴压构件的应力发展过程,得到以下结论:

1) 通过三维扫描得到构件上翼缘宽度为 195.4 mm,厚度为 11.4 mm,与理想几何截面尺寸 (H350×200×10×12) 相比,构件的上翼缘厚度以及宽度均不同程度小于理想几何模型,在实际工程设计时需要引起工程师注意。

2) 在两端铰接的边界条件下,该轴压构件的极限承载力为 313 kN,满足设计要求,构件整体发生弯扭屈曲失稳破坏,最终在构件下翼缘以及靠近下翼缘的腹板位置出现鼓曲变形,破坏位置发生在离端部 1/4 截面附近。

3) 利用有限元软件 ABAQUS 建立有限元模型,得到的荷载-位移曲线、荷载-应变曲线、极限承载力以及破坏模式与试验结果吻合程度较好,验证了有限元模拟的可靠性;在轴向荷载作用下,构件下翼缘边缘最先开始受压进入塑性,随后塑性区域向腹板位置发展,在达到极限承载力之前,构件大面积进入塑性。

参考文献

[1] 郭小农,沈祖炎,李元齐,等. 国产结构用铝合金材料本构关系

及物理力学性能研究[J]. 建筑结构学报, 2007, 28(6): 110-117.

[2] 杨联萍,姚念亮,邱枕戈,等. 铝合金轴心受压杆件的稳定系数研究[J]. 建筑结构, 2001, 31(2): 28-30.

[3] 郭小农,沈祖炎,李元齐,等. 铝合金轴心受压构件理论和试验研究[J]. 建筑结构学报, 2007, 28(6): 118-128.

[4] 郭小农,沈祖炎,李元齐,等. 铝合金受弯构件理论和试验研究[J]. 建筑结构学报, 2007, 28(6): 129-135, 146.

[5] 郭小农,沈祖炎,李元齐,等. 铝合金偏心受压构件理论和试验研究[J]. 建筑结构学报, 2007, 28(6): 136-146.

[6] 张铮,张其林. H 型铝合金压弯构件平面外稳定承载力试验及理论研究[J]. 建筑结构, 2010, 40(6): 110-113, 102.

[7] 纪晗,熊世树,黄丽婷. 大型焊接空心球节点的多轴加载有限元分析与足尺试验[J]. 工程力学, 2010, 27(4): 173-178.

[8] 中华人民共和国建设部. 铝合金结构设计规范: GB 50429—2007[S]. 北京: 中国计划出版社, 2007.

[9] 吴金志,宋子魁,孙国军,等. 铝合金单层网壳结构的工程应用与研究进展[J]. 建筑结构, 2021, 51(17): 129-140.

[10] 李明,陈扬骥,钱若军,等. 圆管形铝合金轴心压杆稳定系数的试验研究[J]. 空间结构, 2000, 6(1): 59-64, 53.

[11] 罗永峰,季跃,芮渊,等. 铝合金结构轴心压杆稳定性研究[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2001, 29(4): 401-405.

[12] Zhu J H, Young B. Experimental investigation of aluminum alloy circular hollow section columns[J]. Engineering Structures, 2006, 28(2): 207-215.

[13] Zhu J H, Young B. Numerical investigation and design of aluminum alloy circular hollow section columns[J]. Thin-Walled Structures, 2008, 46(12): 1437-1449.

[14] Zhu J H, Young B. Aluminum alloy tubular columns—part I: finite element modeling and test verification[J]. Thin-Walled Structures, 2006, 44(9): 961-968.

[15] Young B. Aluminum alloy tubular columns—part II: parametric study and design using direct strength method[J]. Thin-Walled Structures, 2006, 44(9): 969-985.

[16] 王元清,王中兴,胡晓光,等. 7A04 高强铝合金 L 形截面柱轴压整体稳定性试验研究[J]. 建筑结构学报, 2016, 37(6): 174-182.

[17] 冯然,沈成栋,朱伍,等. 铝合金矩形开孔柱轴压性能试验研究[J]. 建筑结构, 2018, 48(19): 71-76.

[18] 胡晓光,程永峰,陈宣宇,等. 国产 701 铝合金 L 形轴压构件承载性能研究[J]. 建筑结构学报, 2021, 23(11): 63-71.

[19] 郑莲琼,陶忠,韩林海. 圆钢管混凝土受压曲杆的力学性能研究[J]. 工业建筑, 2006, 36(11): 23-26, 41.

[20] 陈敏,郑莲琼,郑永乾,等. 圆钢管混凝土土曲杆抗弯性能研究[J]. 钢结构, 2017, 32(9): 52-56.

[21] 郭小农,计丽艳,李政宁,等. 弯曲铝合金方管的轴压性能试验研究[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2023, 51(8): 1199-1208.

[22] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 金属材料 拉伸试验 第 1 部分: 室温试验方法: GB/T 228. 1—2021[S]. 北京: 中国标准出版社, 2021.

Study on Axial Compression Performance of H-Type Bending-Torsion
Aluminum Alloy Member Without Ribs

Guojun Sun¹ Taiyan Qin¹ Jinzhi Wu¹ Qiang Luo² Weidong Sun²

(1. Beijing University of Technology, Beijing 100124, China; 2. Beijing Construction Engineering Group Co., Ltd., Beijing 100015, China)

Abstract:

In order to study the axial compression of H-shaped bending-torsion aluminum alloy members, an axial compression test was carried out on an H-shaped flexural-torsional aluminum alloy member, which was obtained by sweeping and twisting the H-shaped section around a section of arc. The cross section design size is $H350\times200\times10\times12$, the bending arc radius is 2 850 mm, the span is 2 936 mm, the torsion angle is 26° , the material is 6061-T6 aluminum alloy profile, and the boundary condition is hinged at both ends. Firstly, in order to obtain the accurate geometric model of H-type bending and torsion aluminum alloy member, the whole component is scanned in three dimensions, and the cloud point data of the outer surface of the component are obtained. By comparing the cloud point data with the ideal geometric model, it is found that most of the overall geometric deviation is controlled within 3 mm, and the thickness and width of the upper flange of the component are less than the ideal geometric model to varying degrees. Then, the load-displacement curve, load-strain curve and failure mode of the component are obtained through the axial compression test. The ultimate bearing capacity of the H-type bending-torsion aluminum alloy member is 313 kN, and finally the lower flange of the member and the web near the lower flange appear serious buckling deformation. Finally, the accurate geometric model of the component is obtained according to the inverse processing of the three-dimensional scanning data. On this basis, the finite element model is established by ABAQUS. The stress development and failure mechanism of the component are obtained by numerical analysis. The failure mode, load-displacement curve and load-strain curve of the aluminum alloy component are in good agreement with the test, which verifies the reliability of the finite element simulation. Before reaching the ultimate bearing capacity, the lower flange and web of the component are subjected to large-scale compression and yield into plasticity, and the failure mode of the component is flexural-torsional buckling failure.

Key words:H-type bending-torsion aluminum alloy member;axial compression performance;failure mode;ultimate bearing capacity