

DOI:10.11918/202501014

钢-铝合金混合式门架法兰节点抗拉 承载性能与设计方法

吕晶¹,王璐瑶¹,吴函恒¹,席培峰²,姚兵³,袁培东³

(1. 长安大学 建筑工程学院,西安 710061;2. 陕西电力设计院有限公司,西安 710054;
3. 九冶建设有限公司,陕西 咸阳 712042)

摘要:为探究钢-铝合金混合式门架法兰节点抗拉承载性能,考虑法兰板厚度、螺栓数和螺栓边距参数设计了7个足尺法兰试件,首先通过轴向拉伸试验研究法兰节点破坏模式以及承载能力变化规律。随后,基于试验结果建立有限元分析模型,分析加劲板厚度、螺杆直径和圆管壁厚对法兰节点承载性能影响规律。最后,根据试验结果和有限元分析结果,提出铝合金法兰节点承载力计算理论。结果表明:试件破坏形态大致可分为铝合金加劲板与法兰板焊缝断裂,铝法兰板和铝管连接焊缝及热影响区处发生断裂、法兰板轻微变形、铝管脱落和铝合金法兰板出现大变形并进入塑性3类;荷载-位移曲线大体上可分为弹性阶段、弹塑性阶段和破坏阶段;法兰板厚度由10 mm增到14 mm和18 mm时,极限荷载增幅分别为66.7%和76%,极限位移降幅分别为14%和15%;螺栓数由4增至6和8时,极限荷载增幅分别为89.4%和124.5%,极限位移降幅分别为38.2%和44.2%;螺栓边距参数由0.75增大至0.875和1.0时,极限荷载增幅分别为10.3%和20.1%,极限位移变化不大。有限元参数分析发现加劲板厚度、螺杆直径和圆管壁厚对节点承载力影响均不显著。考虑铝合金材料焊接热影响区强度衰减提出的铝合金法兰节点设计方法可为钢-铝合金混合式门架设计提供参考。

关键词:钢-铝合金混合式门架;铝合金法兰节点;拉伸试验;力学性能;承载力计算理论

中图分类号: TU395 **文献标志码:** A **文章编号:** 0367-6234(2026)02-0044-17

Tensile bearing capacity and design method for steel-aluminum hybrid gantry flange connections

LÜ Jing¹, WANG Luyao¹, WU Hanheng¹, XI Peifeng², YAO Bing³, YUAN Peidong³

(1. School of Civil Engineering, Chang'an University, Xi'an 710061, China; 2. Shaanxi Electric Power Design Institute Co., Ltd., Xi'an 710054, China; 3. Jiuye Construction Co., Ltd., Xianyang 712042, Shaanxi, China)

Abstract: To investigate the tensile bearing capacity of aluminum alloy flange joint of steel-aluminum alloy hybrid gantry, seven full-size flange specimens were designed considering the thickness of flange plate, the number of bolt and the bolt edge distance. Firstly, the failure modes and the variation laws of bearing capacities of flange joints were studied by axial tensile test. Then, based on the test results, a finite element analysis model was established to analyze the effects of stiffened plate thickness, screw diameter and tube wall thickness on the bearing performance of flange joints. Finally, based on the test results and finite element analysis results, the calculation theory of aluminum alloy flange node bearing capacity was proposed. The results of the study show that the damage patterns of the specimens can be roughly classified into three categories: fracture of the weld between the aluminium alloy stiffener plate and the flange plate, fracture at the weld and the heat-affected zone of the joint between the aluminium flange plate and the aluminium tube, slight deformation of the flange plate, dislocation of the aluminium tube, and large deformation of the aluminium alloy flange plate and entry into plasticity. The load-displacement curve can be roughly divided into elastic stage, elastic-plastic stage and damage stage. When the thickness of the flange plate was increased from 10 mm to 14 mm and 18 mm, the ultimate load increase by 66.7% and 76%, respectively, and the ultimate displacement decrease was 14% and 15%, respectively. When the number of bolts was increased from 4 to 6 and 8, the increase in ultimate load was 89.4% and 124.5% and the decrease in ultimate displacement was 38.2% and 44.2% respectively. Increasing the bolt margin parameter from 0.75 to 0.875 and 1.0 resulted in an increase in ultimate load of 10.3% and 20.1%, respectively, with little change in

收稿日期: 2025-01-08;录用日期: 2025-03-05;网络首发日期: 2025-06-24

网络首发地址: <https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20250624.0855.002>

基金项目: 国家自然科学基金(51908046);陕西省重点研发计划(2023-YBSF-219);中国博士后基金(2019M653517);陕西省交通运输厅交通科研项目(21-44K)

作者简介: 吕晶(1985—),男,教授,博士生导师

通信作者: 王璐瑶, wangluyao0302@163.com

ultimate displacement. The finite element parameter analysis showed that the stiffener plate thickness, bolt diameter and round tube wall thickness had no significant effect on the nodal load capacity. The proposed design method of the aluminium alloy flange node, which takes into account the strength attenuation in the heat-affected zone of the welding of aluminium alloy material, can provide a reference for the design of steel-aluminium alloy hybrid gantry.

Keywords: steel-aluminum alloy hybrid gantry; aluminum alloy flange joint; tensile test; mechanical properties; bearing capacity theory

门架作为公路工程的附属设施,是交通标识、交通监控设施和交通信号采集系统的重要载体,是交通信息化建设不可或缺的重要组成部分^[1]。门架结构通常为桁架式钢结构,耐腐蚀性差,导致门架结构维护周期短、维护成本高,严重影响公路品质和行车安全。

铝合金材料具有轻量化、强度高、耐腐蚀、免维护和残值高(铝合金约为65%,钢材约为45%)等优点,目前已在在大跨度空间结构、桥梁结构、建筑模板等诸多土木工程相关领域广泛应用^[2-12]。若将铝合金材料应用于公路门架结构,对于解决传统钢结构门架存在的诸多不足不失为有益尝试,然而,目前尚无铝合金门架相关的应用报道,一方面可能源于铝合金材料单价较高(约为钢材的4倍),另一方面由于缺乏相关设计理论支撑。从全寿命周期成本效益的角度综合考虑,课题组提出了一种新型门架结构——钢-铝合金混合式门架(立柱仍采用钢结构,横梁采用铝合金结构,横梁与立柱分别采用钢法兰和铝合金法兰连接),如图1所示。

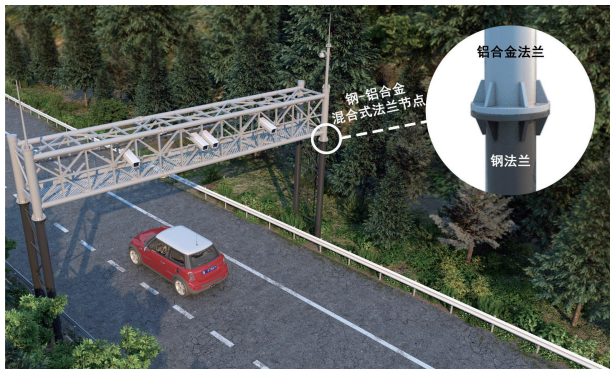


图1 钢-铝合金混合式门架示意

Fig. 1 Steel-aluminum alloy hybrid gantry diagram

钢立柱和铝合金横梁作为钢结构和铝合金结构的基本构件,目前设计方法成熟完备^[13-14]。围绕钢法兰近年来也开展了大量研究工作^[15-25]。Hoang等^[20]开展了圆钢管法兰节点分别在单调、低循环和高循环载荷下的疲劳试验,得到了节点初始刚度、应力分布规律等力学性能。宗亮等^[21-22]对4种基本形式法兰连接节点进行了四点弯加载试验,发现柔性法兰节点受拉区存在明显撬力作用,揭示了4种节点形式法兰板面的 Von Mises 应力和接触应力发

展规律。范文峰等^[23]基于柔性法兰板面翘起变形特点,开展了两对不同管径($\Phi 219 \times 6$, $\Phi 406 \times 8$)柔性法兰的拉伸试验,发现法兰板内缘相互张开,外缘相互抵紧,盘面中部应变发展最快,同时考虑了螺栓附加弯矩的作用,提出了法兰板相对转角计算公式。邓洪洲等^[24]为了验证榕江大跨越塔新型内外塔脚法兰节点的安全性,开展了两个内外塔脚法兰节点的缩尺试验,利用 ANSYS 有限元软件分析了法兰板厚度、螺栓边距等因素对承载力的影响规律。王元清等^[25]在屈服线理论推导的理论公式基础上,针对圆钢管有加劲板法兰连接,利用 ANSYS 有限元软件对其承载力进行了计算,发现螺栓布置越靠近钢管外壁,螺栓受到的附加弯矩越小,增大法兰板的厚度和螺栓数是提高圆钢管刚性法兰节点承载力最有效的途径。

法兰节点作为门架结构的重要部件,不仅需要门架横梁自重和附属设施自重等恒荷载通过立柱传递给基础,还需要将横梁所承受的风荷载和地震荷载等活荷载有效传递给立柱。在上述荷载作用下,门架法兰节点一般处于受拉、受压和受弯状态,其中以受拉状态为主。目前,围绕钢法兰相关的研究已较为完善,但铝合金法兰受铝合金材料焊接后性能退化影响,其受力性能尚处于探索阶段。借鉴钢法兰研究经验,以钢-铝合金混合式门架体系中的铝合金法兰节点作为研究对象,考虑法兰板厚度、螺栓数和螺栓边距参数设计了7个足尺铝合金法兰节点试件,首先,通过轴向拉伸试验研究了法兰节点破坏模式以及承载能力变化规律。然后,基于试验结果建立了有限元分析模型,分析了法兰板厚度、加劲板厚度、螺杆直径和圆管壁厚等对法兰节点承载性能影响规律。最后,考虑到铝合金材料焊接热影响区内强度衰减明显的现象,重点对存在热影响区的法兰板和加劲板进行分析,根据试验结果和有限元分析结果,提出了铝合金法兰节点承载力计算理论。研究成果可为钢-铝合金混合式门架结构推广应用提供理论指导。

1 试验

1.1 试件设计与制作

考虑法兰板厚度、螺栓数和螺栓边距参数,共设

计 7 个铝合金法兰节点试件进行轴向拉伸试验。钢法兰各部件采用双面角焊缝连接,焊缝采用 E43 型焊条。铝合金法兰各部件焊接时,首先,对铝合金法兰板进行单坡开口,然后,将铝合金圆管置于铝合金法兰板开口内,最后,采用全熔透 V 形壑口焊接方

法将铝合金主管壁与铝合金法兰板焊接,焊接采用熔化极惰性气体保护电弧焊(MIG 焊)。钢法兰和铝合金法兰焊接工作均由九冶钢结构有限公司完成。钢法兰与铝合金法兰通过螺栓连接,铝合金法兰节点构造及详细尺寸如图 2 和表 1 所示。

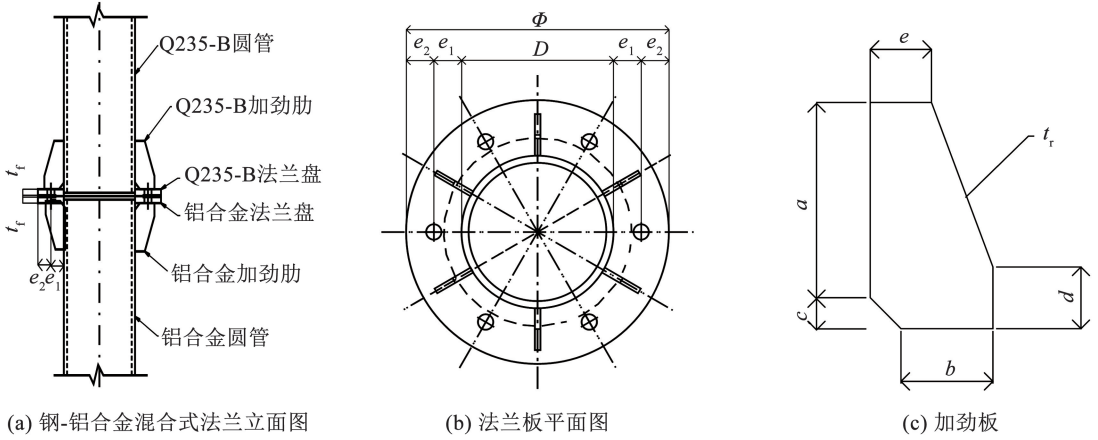


图 2 铝合金法兰节点示意

Fig. 2 Aluminum alloy flange joint diagram

表 1 试件尺寸信息

Tab. 1 Parameters of specimens

试件编号	圆管		法兰板尺寸				螺栓规格			加劲板
	D	t_0	t_f	Φ	n	e_1	e_2	η	d_0	
FL1			14	379	6	40	40	1.0		
FL2			10	379	6	40	40	1.0		$a = 110$
FL3			18	379	6	40	40	1.0		$b = 60$
FL4	219	10	14	379	4	40	40	1.0	20	$c = 15$
FL5			14	379	8	40	40	1.0		$d = 30$
FL6			14	359	6	40	30	0.75		$e = 30$
FL7			14	369	6	40	35	0.875		$t_r = 8$

注: D 和 Φ 分别为圆管和法兰板外径; e_1 和 e_2 分别为螺栓孔中心至圆管外壁和法兰板外缘距离; η 为螺栓边距参数, $\eta = e_2/e_1$; n 为螺栓数; d_0 为螺杆直径; t_f 为法兰板厚度; t_r 为加劲板厚度; t_0 为圆管壁厚。

1.2 材料力学性能试验

铝合金法兰各部件由 6063-T6 型铝合金挤压成型,钢法兰各部件均为 Q235-B 钢材,螺栓采用奥氏体不锈钢螺栓(A2-70)。按照 GB/T 228. 1—2021

《金属材料室温拉伸试验方法第 1 部分:室温试验方法》^[26],分别对钢材、铝合金和螺栓进行拉伸试验,每组 3 个试件,钢材和铝合金均从相应圆管中提取,材性结果见表 2。

表 2 不同材料力学性能

Tab. 2 Mechanical properties of different materials

材料	材性试件	屈服强度 f_y /MPa	抗拉强度 f_u /MPa	弹性模量 E /MPa	伸长率 δ /%
铝合金	Al-1	250.25	290.91	71 593	10.21
	Al-2	245.93	289.35	69 859	11.95
	Al-3	247.59	290.38	69 108	11.03
	平均值	247.92	290.21	70 187	11.06
钢材	S-1	287.01	461.16	191 626	29.15
	S-2	300.87	466.53	170 281	29.80
	S-3	281.47	449.61	192 646	29.55
	平均值	289.78	459.10	184 851	29.50
螺栓	—	452.50	715.80	200 000	—

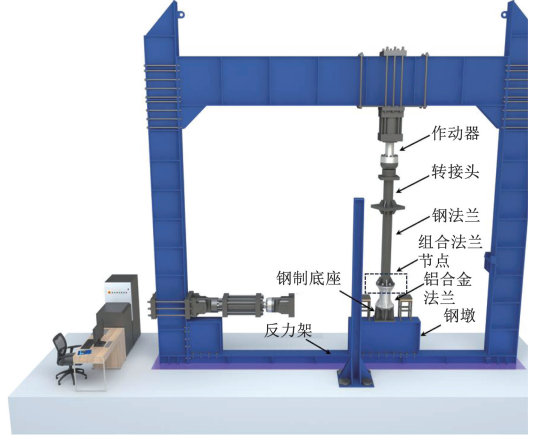
1.3 加载装置与试验方案

本试验在 JAW-2000HJ 型反力门架加载系统上完成,加载装置如图 3 所示。按 GB/T 3098.6—2023《紧固件机械性能 不锈钢螺栓、螺钉和螺

柱》^[27] 中预紧力施加规定,使用扭矩扳手对连接螺栓进行预加载。采用准静态加载方法,利用位移控制方式对钢法兰柱顶部施加垂向拉伸荷载,加载速率为 0.5 mm/min,荷载降至极限荷载 85% 时,试验终止。



(a) 试验装置照片



(b) 试验装置模型图

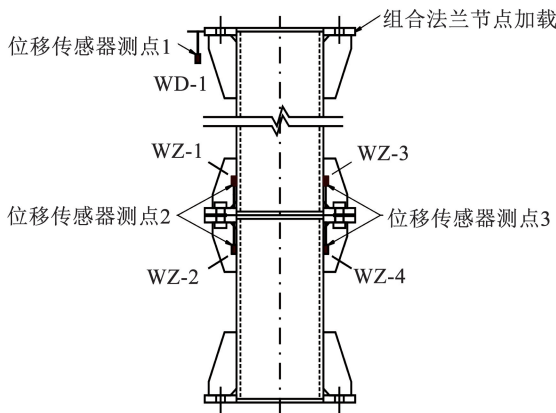
图 3 加载装置

Fig. 3 Loading device

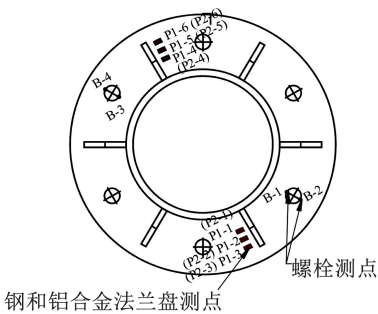
1.4 测点布置与量测内容

为测取试件荷载-位移曲线以及圆管、法兰板、加劲板等部位应变发展规律,分别在圆管中部、加劲板形心处和法兰板上粘贴应变片(如图 4 所示)。利用拉线位移计获取节点整体位移。为测量螺栓杆

受力状态,在两个待测螺栓六角形螺帽上进行开槽,对称布置两个单向应变片,将引线从螺帽孔穿出,记录螺杆应变(如图 5 所示)。位移计及应变数据由 DH3816N 静态应变测试分析系统自动监测。



(a) 位移传感器测点



(b) 应变传感器测点

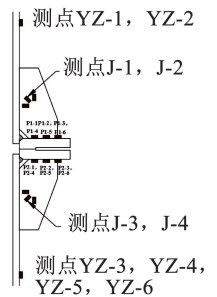
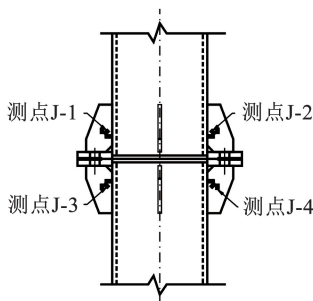


图 4 法兰节点测量点布置

Fig. 4 Arrangement of measuring points for flange

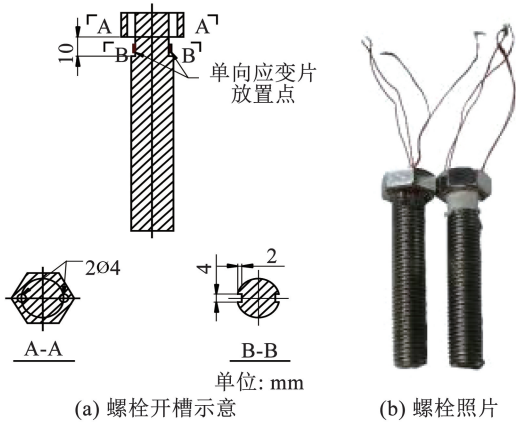


图 5 开槽螺栓

Fig. 5 Slotted bolts

2 试验结果与分析

2.1 试验现象及破坏模式

图 6 为铝合金法兰节点典型破坏模式。从 7 个试件破坏模式来看,试件的破坏大体上可分为 3 大类:第 1 类为铝合金加劲板与法兰板焊缝断裂;第 2 类为铝法兰板和铝管连接焊缝及热影响区处发生断裂,法兰板轻微变形,铝管脱落;第 3 类为铝合金法兰板出现大变形并进入塑性。FL1、FL5、FL6 和 FL7 试件的破坏均为第 1 类破坏;FL3 试件的破坏为第 2 类破坏;FL2、FL4 试件的破坏为第 3 类破坏。

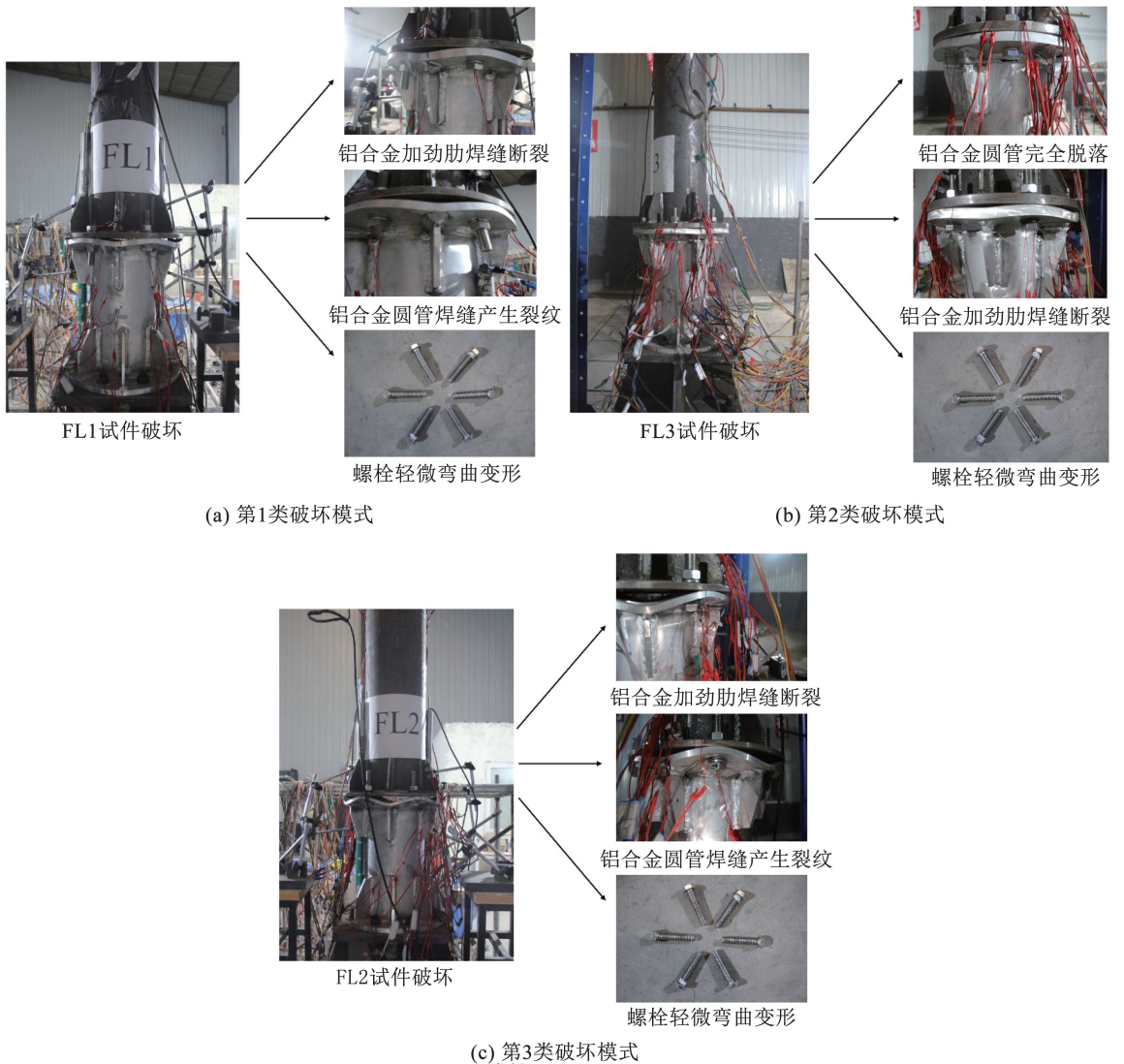


图 6 试件典型破坏形式

Fig. 6 Typical failure mode of specimens

发生第 1 类破坏试件在加载初期,由于螺栓预紧力作用,铝合金法兰板未发生明显变形,试件整体处于弹性阶段。随着荷载持续增大,铝合金法兰板与钢法兰板间由螺栓位置向加劲板逐渐被拉开,撬

动作用使得螺栓在受到附加弯矩作用下逐渐发生弯曲,加劲板处铝合金法兰板逐渐出现翘曲变形,铝合金加劲板与铝合金法兰板连接处焊缝逐渐有裂纹出现。当达到极限荷载时,铝合金法兰板出现明显的

波浪形变形,螺栓孔周围出现明显压痕,试件因铝合金加劲板与铝合金法兰板间的焊缝断裂失效发生破坏。

发生第2类破坏试件在加载初期,铝合金法兰板无明显变形,试件整体处于弹性阶段。荷载增大至极限荷载85%左右过程中,能够观察到铝合金圆管与铝合金法兰板间焊缝裂纹逐渐开展、延伸直至撕裂。荷载增大至极限荷载时,在铝合金圆管与铝合金法兰板连接焊缝的热影响区处发生断裂失效,铝合金圆管与铝合金法兰板发生脱离,试件整体发生破坏。由于铝合金法兰板厚度较大,铝合金法兰板仅发生轻微变形。

发生第3类破坏试件在加载初期整体保持弹性状态。随着荷载持续增大,铝合金法兰板由中心向外缘逐渐张开,在靠近螺栓外缘始终抵紧,而加劲板处的铝合金法兰板由于刚度较小,出现显著波浪形的变形,铝管与铝合金法兰板的连接焊缝处有多处不同程度的裂纹开展。随后增大至极限荷载85%左右过程中,荷载几乎保持不变而轴向位移持续增加,试件表现出了良好的塑性发展。最终,试件由于铝合金法兰板进入塑性,出现大变形发生破坏,属于延性破坏。

所有试件钢法兰板均未变形,法兰板与加劲板、法兰板与圆钢管间焊缝未出现裂纹或断裂现象,满足试验设计要求。

2.2 荷载-位移曲线

铝合金法兰节点荷载-位移曲线如图7所示。可以看出,荷载-位移曲线大体上可以分为3段,即弹性阶段、弹塑性阶段和破坏阶段。加载初期(荷载小于极限荷载30%),法兰板、加劲板、焊缝、螺栓均处于弹性阶段,铝合金法兰节点整体亦处于弹性阶段,荷载-位移曲线呈线性增长趋势,不同试件荷载-位移曲线斜率差异不大。随着荷载不断增大,法兰板各部件逐渐进入弹塑性阶段,荷载-位移曲线割线模量不断减小,表现为铝合金法兰板开始出现翘曲变形,螺栓变形逐渐明显,焊缝处出现裂缝。当荷载到达峰值后,荷载-位移曲线进入破坏阶段,荷载突然降低,部分试件荷载直接降至极限荷载的85%以下,试验结束;还有部分试件荷载小幅降低后随着位移的增大又开始略微增大,此时荷载不再能增长至极限荷载,在某一时刻,荷载会再次突然降至极限荷载的85%以下,试验结束。

由于曲线无明显屈服拐点,采用双切线法^[28]确定了屈服荷载,以试件所能承受的最大荷载作为极限荷载。

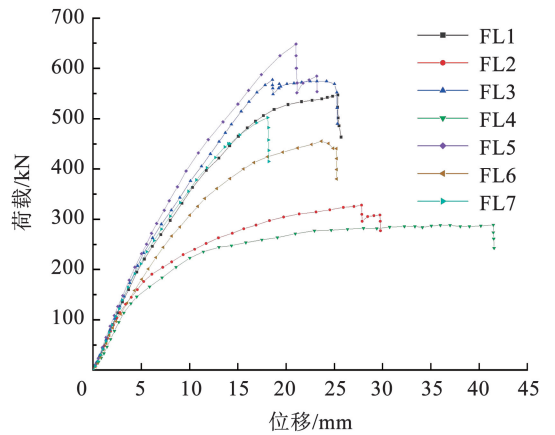


图7 荷载-位移曲线

Fig. 7 Load-displacement curves

2.3 各试验参数对节点承载力的影响

2.3.1 法兰板厚度

铝合金法兰节点极限荷载和极限位移随法兰板厚度变化规律如图8所示,可以看出,当法兰板厚度由10 mm增加到14 mm时,试件极限荷载显著提升,由328.0 kN增大至546.9 kN,增幅达66.7%,极限位移由29.78 mm降至25.70 mm,降幅为14%;法兰板厚度从14 mm增加至18 mm时,极限荷载仅增长5.6%,而极限位移几乎保持不变。表明法兰板厚度与节点极限承载力正相关,与节点变形负相关。法兰板厚度超过14 mm后,节点的破坏模式将不再主要由法兰板厚度决定,而是转变为受铝合金焊缝及其热影响区的控制,节点的变形模式也由以法兰板变形为主转变为铝合金圆管与法兰板共同变形。

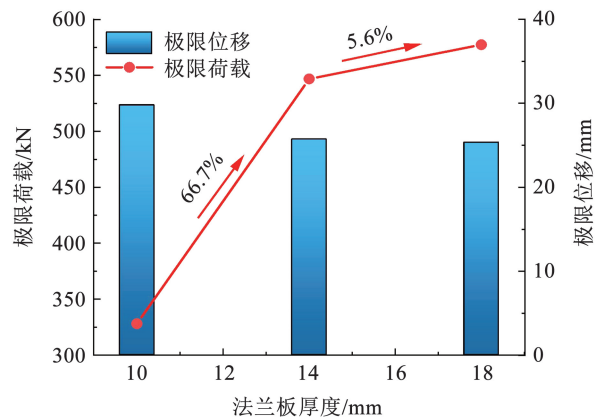


图8 极限荷载和极限位移随法兰板厚度变化

Fig. 8 Variation of ultimate load and ultimate displacement with flange thickness

2.3.2 螺栓数

铝合金法兰节点极限荷载和极限位移随螺栓数变化规律如图9所示,可以看出,螺栓数由4增加至6时,极限荷载由288.8 kN增大至546.9 kN,增幅达89.4%,极限位移由41.56 mm降至25.70 mm,

降幅为 38.2%；螺栓数由 6 增加至 8 时，极限荷载由 546.9 kN 增大至 648.5 kN，增幅为 18.6%，极限位移由 25.70 mm 降至 23.21 mm，降幅为 9.7%。表明增加螺栓数虽然削弱了法兰板承载能力，但增加的螺栓以及加劲板对于提高节点整体抗拉刚度和承载能力效果更加明显，因此，增大螺栓数可显著提高节点整体承载能力和抗拉刚度，提升效果优于增加法兰板厚度。

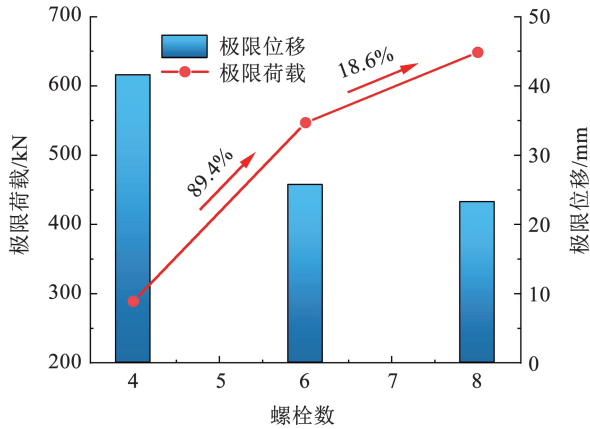


图 9 极限荷载和极限位移随螺栓数变化

Fig. 9 Variation of ultimate load and ultimate displacement with the number of bolts

2.3.3 螺栓边距参数

铝合金法兰节点极限荷载和极限位移随螺栓边距参数变化规律如图 10 所示。可以看出，随着螺栓边距参数增大，节点极限承载力提高，极限位移呈上下波动趋势。边距参数由 0.75 增大至 0.875 时，极限承载力增大 10.3%，边距参数由 0.875 增大至 1.00 时，极限承载力增大 8.9%。事实上，若将法兰板视为悬臂梁（如图 11 所示），当螺栓靠近管壁时，轴向拉力（ N ）的力臂相对于法兰板长度减小，导致法兰附加弯矩（ M ）减小，限制撬力（ R_f ）作用，使节点承载力有所提升。

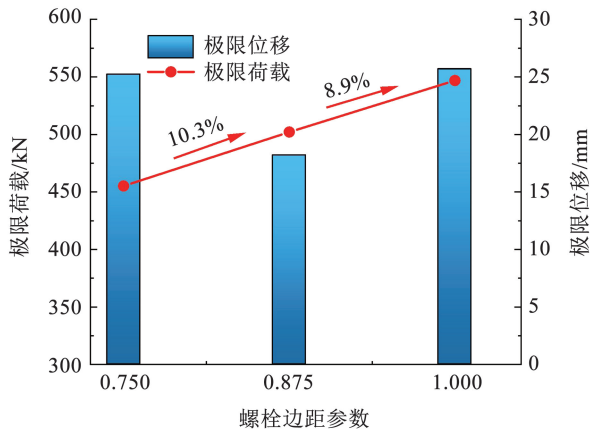


图 10 极限荷载和极限位移随螺栓边距参数变化

Fig. 10 Variation of ultimate load and ultimate displacement with bolt edge distance parameters

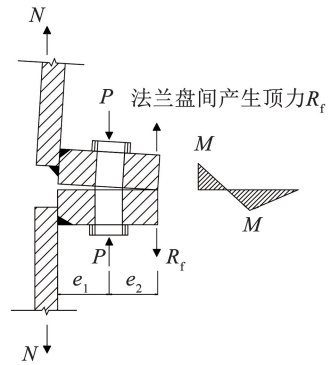


图 11 撬动效应

Fig. 11 Prying effect

2.4 荷载-应变曲线

考虑到钢法兰部分在受拉过程中均出现明显变形，荷载-应变测试结果也显示钢法兰各部件均处于弹性阶段，仅对铝合金法兰各组成部件应变发展规律进行分析。鉴于 7 个试件螺栓、铝合金圆管、加劲板和铝合金法兰板荷载-应变曲线形状大部分较为相似，选取典型试件 FL1 和 FL3 进行分析。

2.4.1 螺栓应变

图 12 为 FL1 试件螺栓荷载-应变曲线关系，可以看出，加载初期螺栓处于弹性工作状态，荷载随着应变迅速增大。随着荷载不断增加，螺栓逐渐进入弹塑性阶段，此时荷载缓慢增大，应变快速发展，螺栓杆外缘（B-2）应变发展慢于内缘（B-1）。这是因为在弹性阶段，法兰板相互接触时，由于预紧力存在，无撬力产生，法兰板处于弹性阶段且未发生翘曲，螺栓应变呈线性增加。随着荷载不断增大，法兰板出现撬动效应，促使铝合金法兰板弯曲变形，螺栓进入塑性屈服，受拉的同时也受附加弯矩作用。

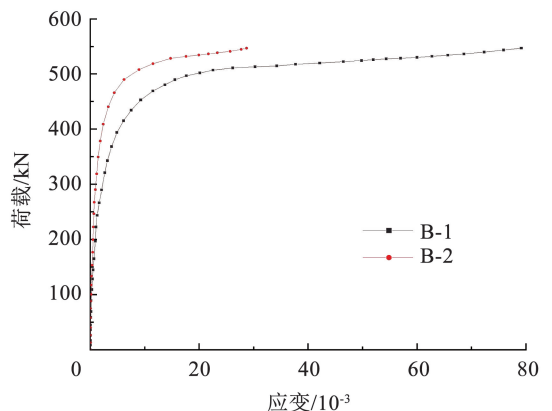


图 12 FL1 试件螺栓荷载-应变曲线

Fig. 12 Load-strain curves of bolts for FL1 specimen

2.4.2 铝合金法兰板荷载-应变曲线

FL1 和 FL3 试件铝合金法兰板荷载-应变曲线如图 13 所示。可以看出，FL1 试件铝合金法兰板加载初期处于弹性阶段，随着荷载不断增大，法兰板中

部测点 P1-2 先屈服, 随后 P1-1 和 P1-3 也逐渐开始屈服。由于法兰板外缘始终相互抵紧, 板中部翘起变形, 法兰板中部区域应变发展最快, 外缘应变发展

最慢。FL3 试件由于法兰板较厚, 铝法兰板始终处于弹性阶段, 不同部位荷载-应变曲线均呈现线性增长趋势。

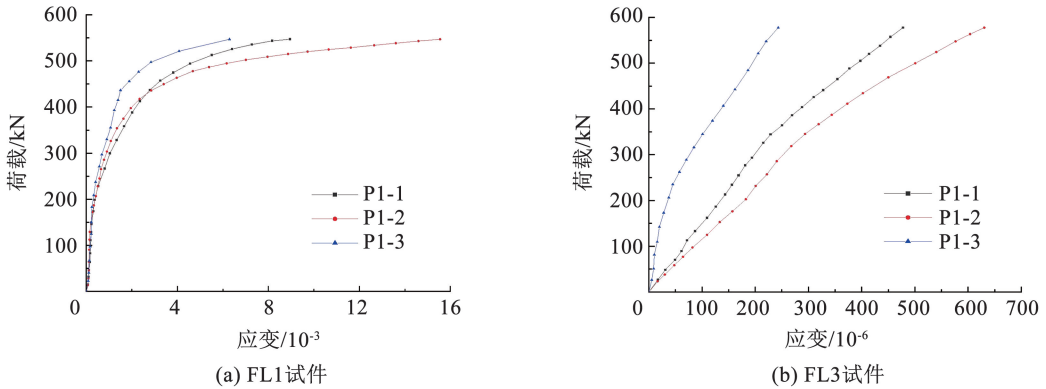


图 13 铝合金法兰板荷载-应变曲线

Fig. 13 Load-strain curves of aluminum alloy flange plate

2.4.3 铝合金圆管和加劲板荷载-应变曲线

图 14 为 FL1 试件铝合金圆管中部荷载-应变曲线, 可以看出, 铝合金圆管水平方向、垂直方向和 45° 方向荷载随应变均呈线性增长趋势, 表明整个加载过程铝合金圆管均处于弹性阶段, 同一荷载时垂直方向应变最大, 45° 方向次之, 水平方向最小。FL1 和 FL3 试件铝合金加劲板荷载-应变曲线如图 15 所示, 可以看出, FL1 试件的加劲板始终处于弹性阶段, 而法兰板随着荷载增大逐渐进入弹塑性阶段, FL3 试件由于法兰板厚度过大, 导致加劲板随着荷载增大逐渐进入弹塑性阶段, 但法兰板始终处于弹性阶段。因此, 应该综合考虑法兰板厚度和加劲板厚度间适配性, 以确保二者协同工作。

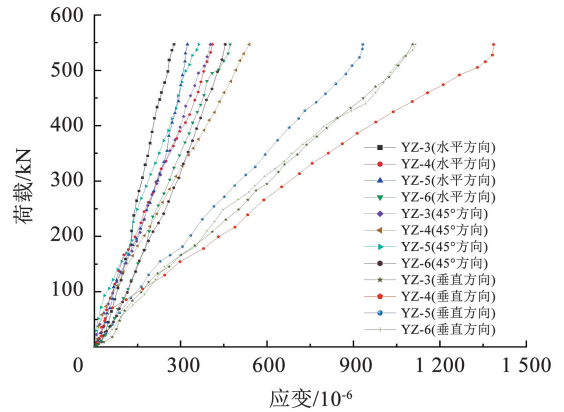


图 14 FL1 试件铝合金圆管荷载-应变曲线

Fig. 14 Load-strain curves of aluminum alloy round tube for FL1 specimen

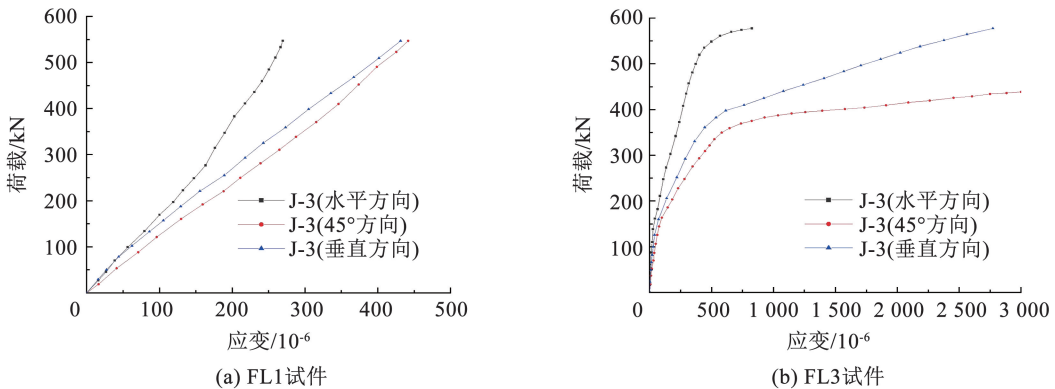


图 15 铝合金加劲板荷载-应变曲线

Fig. 15 Load-strain curves of aluminum alloy stiffener plates

3 有限元分析

3.1 有限元模型建立

采用 ABAQUS 建立铝合金法兰节点有限元模型, 模型考虑了铝合金法兰连接焊缝的断裂行为以

及热影响区材料性能的变化。法兰板、加劲板、螺栓均采用 C3D8R 六面体线性缩减积分单元, 试件模型中心区域平均单元尺寸为 3.5 mm, 加劲板、螺栓孔和铝合金焊缝处网格加密。考虑法兰受轴向拉力作用, 圆钢管模型选取 1/4 高度进行建模分析。利用

面面接触模拟构件间相互作用行为,生成相应接触对。利用 Merge(合并)命令将铝合金加劲板焊缝、铝管和法兰板连接起来,以满足变形和位移协调条件。试件有限元模型如图 16 所示。

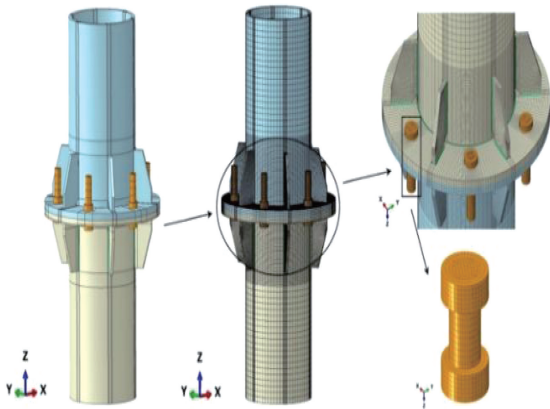


图 16 有限元模型

Fig. 16 Finite element numerical model

按照 JGJ 82—2011《钢结构高强度螺栓连接技术规程》^[29]施加螺栓预紧力:

$$T_c = kP_c d \quad (1)$$

式中: T_c 为施工扭矩, $156 \text{ N} \cdot \text{m}$; k 取 0.13; d 为螺杆直径;螺栓预拉力 P_c 为 60 kN。将轴向拉伸位移施加至钢管顶端参考点,模型边界条件和加载方式如图 17 所示。

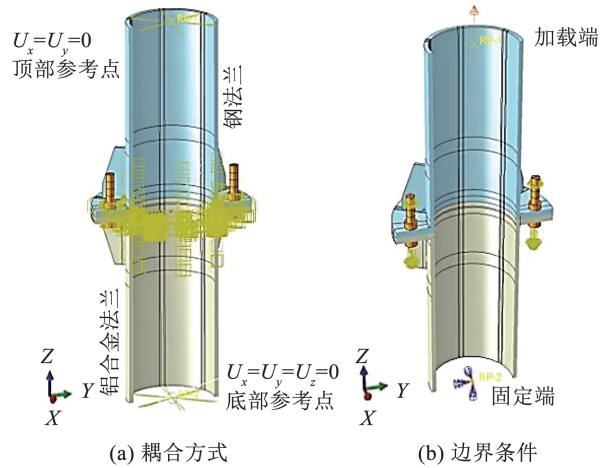


图 17 有限元模型的边界条件和加载方案

Fig. 17 Boundary conditions and loading schemes of finite element model

3.2 材料本构模型

铝法兰焊缝采用 ER-4043 型焊条,焊丝特征强度 f_w 为 150 MPa,弹性模量 E 为 52.5 GPa,泊松比 μ 为 0.3。如图 18 所示,采用 Ramberg-Osgood 模型(式(2))和 SteinHardt 建议^[30-31]定义铝合金构件本构关系;采用带屈服平台三折线等向强化模型模拟钢材本构关系;螺栓采用直接强化三折线等向强化模型。材性平均值取自表 2,强度准则采用 Von Mises 屈服准则。

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0.002 \left(\frac{\sigma}{f_{0.2}} \right)^n \quad (2)$$

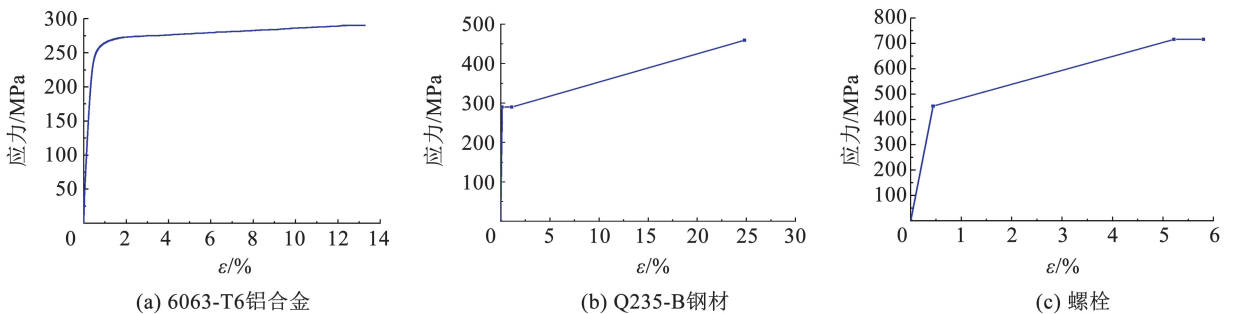


图 18 材料本构关系

Fig. 18 Constitutive relation curves of material

3.3 模型验证

3.3.1 荷载-位移曲线

有限元分析得到的荷载-位移曲线与试验结果对比如图 19 所示,可以看出,二者吻合良好,峰值荷载误差值最大为 5.9% (见表 3)。模拟曲线初始刚度均大于试验曲线,表现为模拟曲线在加载初期斜率均出现拐点,这可能主要还是由于模拟中边界条件和简化方法被理想化,模型未建立孔洞与螺杆的间隙,使得螺栓预紧力对节点轴向刚度提升效果增大。尽管如此,该有限元模型对混合式法兰承载性

能的预测仍是较为准确的。

3.3.2 典型试件破坏形式

图 20 为 3 种破坏模式下典型试件有限元应力云图。可以看出,FL1 模型越靠近圆管内侧,螺杆应力越高;螺栓内外侧受力不均匀,承受轴向拉力的同时承受弯曲次应力,即法兰板对螺栓产生附加弯矩;螺杆靠近铝合金法兰板一端局部已经屈服,而与钢法兰板接触区域应力仍较小,这与试验结果基本一致。FL3 模型由于法兰板较厚,铝合金圆管及铝合金加劲板横向焊缝及热影响区应力明显高于其他区

域,最先发生了撕裂,这也与试验现象基本相符。FL4 模型在轴向拉力的作用下,铝合金法兰板在加劲板处被拉开成锅盖状,而在螺栓区域外缘保持相

互紧固,这与试验现象保持一致。综合来看,所建立有限元模型能够合理反应法兰节点破坏特征。

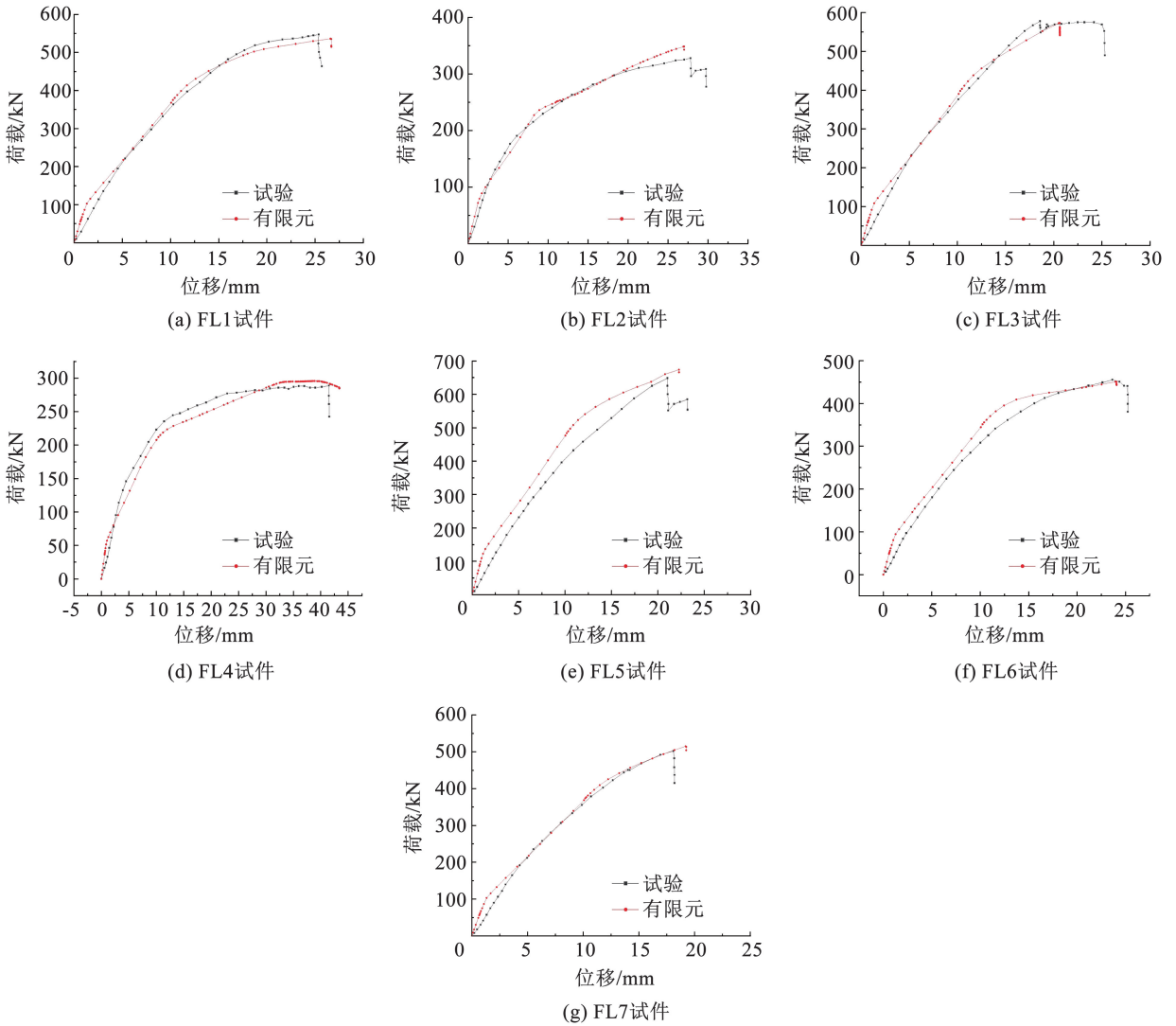


图 19 有限元和试验荷载-位移曲线对比

Fig. 19 Comparison of load-displacement curves between finite element and tests

表 3 有限元和试验结果对比

Tab. 3 Comparison of finite element and test results

试件编号	试验屈服荷载	试验极限荷载	有限元屈服荷载	有限元极限荷载	极限荷载误差 ($N_{u,T} - N_{u,num}$)/ $N_{u,num}$ /%
	$N_{y,T}$ /kN	$N_{u,T}$ /kN	$N_{y,num}$ /kN	$N_{u,num}$ /kN	
FL1	479.4	546.9	468.4	536.2	2.0
FL2	274.5	328.0	254.8	348.5	5.9
FL3	487.7	577.4	479.2	573.2	0.7
FL4	258.1	288.8	264.2	295.7	2.3
FL5	544.5	648.5	550.3	673.8	3.8
FL6	390.2	455.2	402.9	450.8	1.0
FL7	431.8	502.1	436.8	514.9	2.5

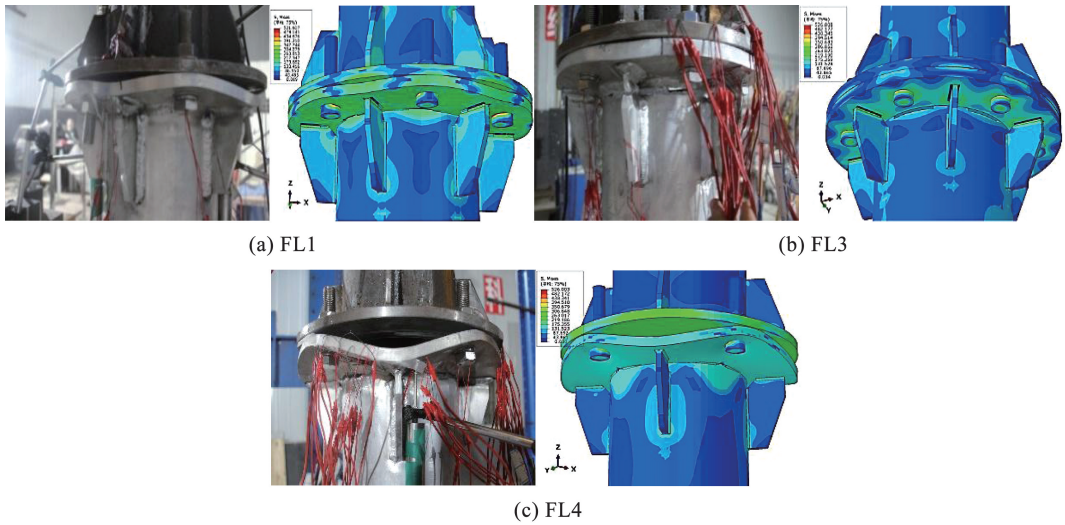


图 20 典型试件破坏模式对比

Fig. 20 Comparison of failure modes of typical specimens

3.3.3 铝合金法兰应变规律

各级极限荷载作用下 FL1 试件 Von Mises 接触应力云图如图 21 ~ 24 所示。25% 极限荷载时, 铝管几乎不受力, 外荷载由螺栓预紧力和抗拉强度共同承担, 螺杆内侧应力大于外侧, 为轴向受拉状态。铝法兰板在螺栓孔附近应力较大, 其他区域应力较小。50% ~ 75% 极限荷载时, 螺栓在靠近铝法兰板一侧应力发展速度大于钢法兰板一侧, 由受拉转为拉弯

状态, 开始进入屈服, 铝合金加劲板端部出现应力集中现象, 与铝管连接横向焊缝临近破坏应力, 即将破坏。铝法兰板面中部区域应力发展最快, 外缘应力发展最为缓慢。达到极限破坏荷载时, 铝法兰板全截面屈服, 铝合金加劲板与铝管横向连接焊缝发生断裂破坏。可见 FL1 模型在各级荷载作用下应变发展特点与试验基本一致。

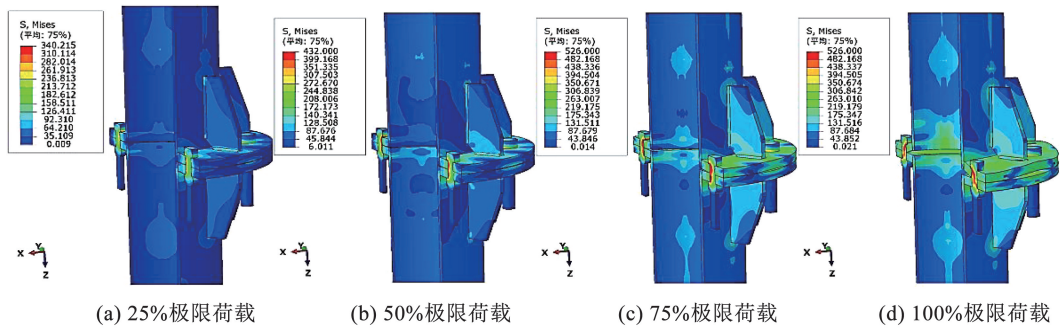


图 21 节点整体 Von Mises 应力分布

Fig. 21 Overall Von Mises stress distribution at flange

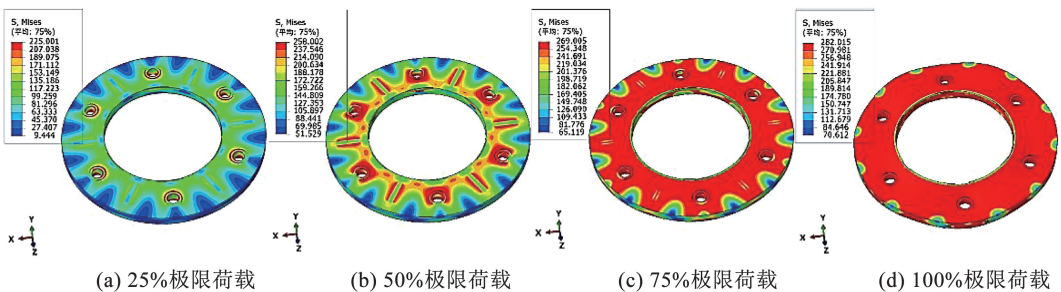


图 22 铝法兰板表面 Von Mises 接触应力分布

Fig. 22 Von Mises contact stress distribution on the surface of aluminum flange plate

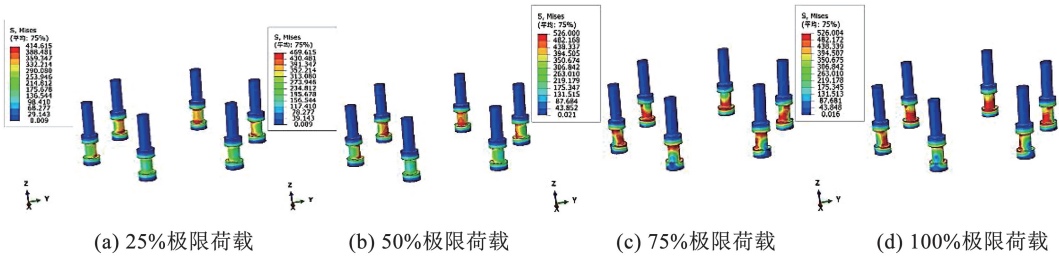


图 23 螺栓 Von Mises 应力分布

Fig. 23 Von Mises stress distribution for bolts

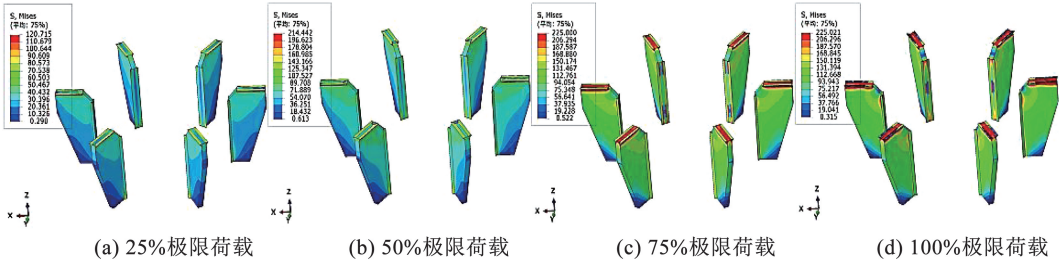


图 24 铝合金加劲板及焊缝 Von Mises 应力分布

Fig. 24 Von Mises stress distribution on Al alloy stiffeners and welds

3.4 参数分析

基于验证模型,为了进一步研究设计参数对铝合金法兰节点承载性能的影响,选取法兰板厚度、加劲板厚度、螺栓直径和圆管壁厚 4 个因素展开有限元参数分析。

3.4.1 法兰板厚度

在原试件参数基础上,改变法兰板厚度后得到的荷载-位移曲线如图 25 所示。当板厚从 8 mm 增加到 14 mm 时,节点极限承载力提升了 150%。当板厚由 14 mm 增加至 18 mm 时,极限承载力仅提升约 5.6%。这表明板厚增加可以使得撬动效应受到限制,充分发挥螺栓抗拉强度,继而提高节点承载力。薄板($t_f \leq 14$ mm)法兰的提升效果大于厚板法兰,板厚超过 14 mm 时,节点承载力不再由法兰板控制。因此,综合考虑建议将法兰板厚度控制在 14 mm 及以下,在保证节点极限承载力的同时避免不必要的变形和材料浪费。

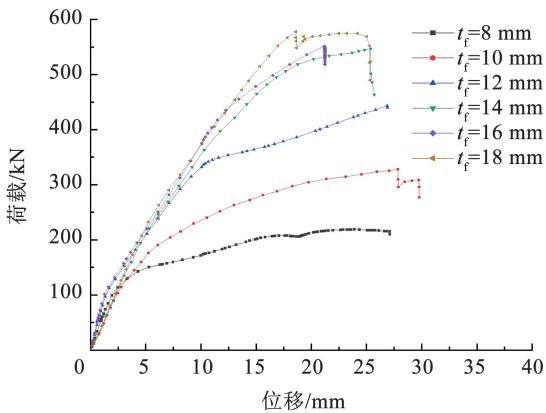


图 25 不同法兰板厚度有限元分析结果对比

Fig. 25 Comparison of finite element analysis results of different flange thicknesses

3.4.2 加劲板厚度

在原试件参数基础上,改变加劲板厚度后得到的荷载-位移曲线如图 26 所示。可以看出,加劲板厚度由 6 mm 增大至 8、10、12 mm 时,节点极限承载力分别增长 3.5%、5.4% 和 9.6%,加劲板厚度增加对于节点承载力性能的提升幅度相对较小。这可能主要还是源于铝合金焊缝及热影响区过早破坏,尽管加劲板厚度增大将缩小由法兰板、圆管和加劲板围成的区格面积,使得法兰板受力更加均匀,节点承载力有所提升,但从试件破坏形态来看,铝合金焊缝及热影响区仍然为试件的主要破坏部位,加劲板厚度增加所提升的节点承载力由于铝合金焊缝及热影响区过早破坏未能充分发挥作用,因此,加劲板厚度对节点承载力影响不显著。

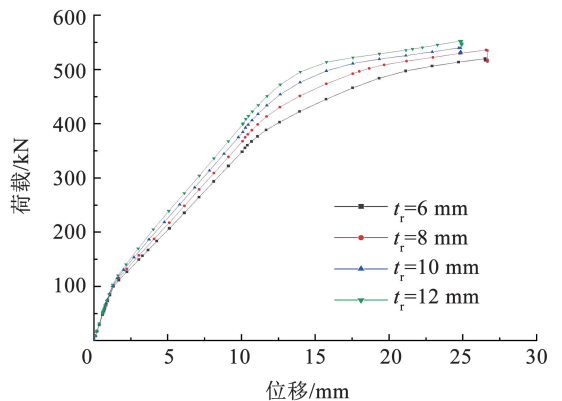


图 26 不同加劲板厚度有限元分析结果对比

Fig. 26 Comparison of finite element analysis results for different stiffened plate thicknesses

3.4.3 螺栓直径

在原试件参数基础上,改变螺栓直径后得到的

荷载-位移曲线如图 27 所示。当螺杆直径由 14 mm 增大至 16、18、20、22 mm 时,节点极限承载力由 406.8 kN 分别增加至 479.3、519.2、536.2、564.9 kN,增幅分别为 17.8%、27.6%、31.8% 和 38.9%。极限位移增长主要发生在螺杆直径由 14 mm 增加至 18 mm 时,螺杆直径大于 18 mm 后,极限位移基本无变化。当螺杆直径为 14 mm 时,试件破坏模式为螺杆被拉断,其余试件均为铝合金加劲板与法兰板焊缝断裂。这一现象表明增大螺杆直径对于提升节点承载力效果并不显著,但是,为防止节点受拉时螺杆断裂,螺杆直径的选择也应避免过小,通常建议不小于 16 mm。

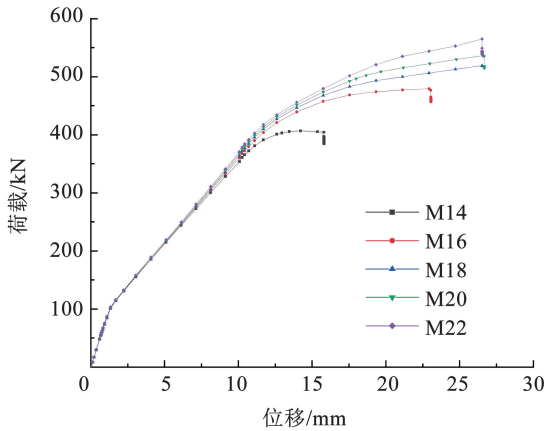


图 27 不同螺杆直径有限元分析结果对比

Fig. 27 Comparison of finite element analysis results for different screw diameters

3.4.4 圆管壁厚

在原试件参数基础上,改变圆管壁厚后得到的荷载-位移曲线如图 28 所示。可以看出,当圆管壁厚由 6 mm 增大至 8、10、12 mm 时,节点极限承载力分别提升 6.2%、9.2% 和 9.8%,极限位移分别降低 30.6%、65.3% 和 72.3%,表明圆管壁厚对节点极限承载力的提升作用相对有限,但对极限位移产生了显著影响,说明节点的抗拉刚度随着圆管壁厚增加而显著增大。当圆管壁厚较小时,节点的承载力

可能会转而受到铝合金圆管焊缝热影响区的控制,圆管壁厚的增加降低了焊缝及热影响区对板件截面的削弱程度,一定程度上有利于节点承载力提升,但提升幅度不显著。因此,实际工程中,在满足使用要求前提下,应将圆管壁厚控制在合理的范围内。

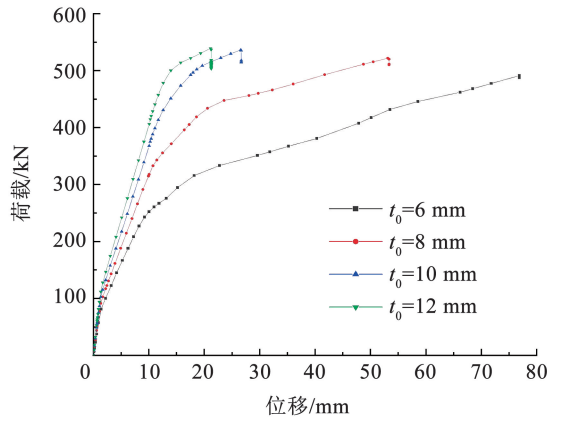


图 28 不同圆管壁厚有限元分析结果对比

Fig. 28 Comparison of finite element analysis results for different tube wall thicknesses

4 设计方法

对于传统有劲法兰,现行规范^[17-19]设计时通常对其组成部分(螺栓、法兰板和加劲板)分别进行验算。为了验证传统方法对有劲铝合金法兰设计的适用性,依据现行规范对有劲铝合金法兰进行了设计计算,并将计算结果与试验数据及有限元分析结果进行了对比分析,引入修正系数提出了有劲铝合金法兰设计方法。鉴于连接螺栓仍为传统钢螺栓,采用现行规范推荐方法进行设计计算。考虑到铝合金材料焊接热影响区内强度衰减明显,本节重点对存在热影响区的法兰板和加劲板进行了分析。

4.1 法兰板

如图 29 所示,现行规范^[18]中采用弹性薄板理论结合厚板分析计算板中弯矩,根据板中弯矩计算板厚。

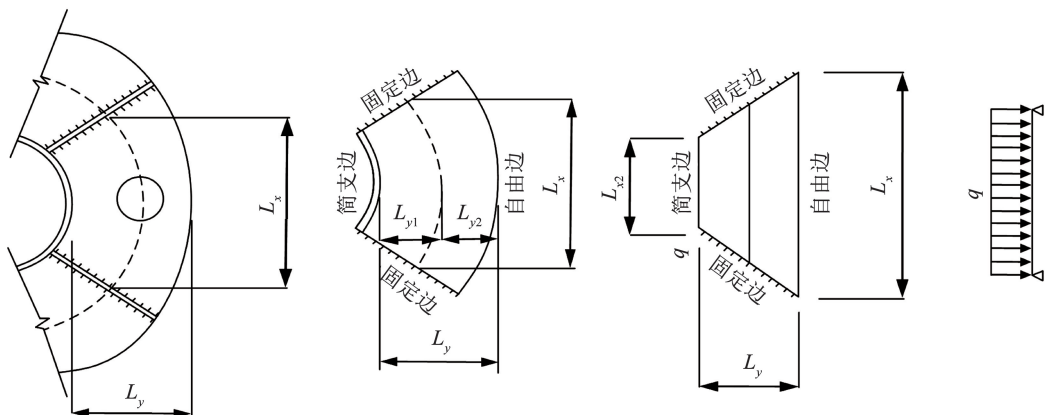


图 29 法兰板受弯计算简图

Fig. 29 Bending calculation diagram of flange

板厚设计公式

$$t_f \geq \sqrt{\frac{5M_{\max}}{f}} \quad (3)$$

根据规范^[18],整理得到受拉承载力为

$$N = \frac{nt_f^2 f L_y}{5\beta L_x} \quad (4)$$

式中: L_x 为简支边的计算长度, L_y 为固定边的计算长度, f 为铝合金材料抗拉强度, β 为弯矩计算系数。

为了验证上述承载力公式适用情况,表4给出了不同板厚试验和有限元分析结果与规范建议公式计算结果的对比。

表4 试验和有限元分析结果与规范建议公式计算结果比较

Tab. 4 Comparison of test and finite element analysis results with results calculated by specification suggested formula

试件编号	法兰板厚度 t_f/mm	极限承载力 N_u/kN	屈服承载力 N_y/kN	规范建议公式计算值 N_L/kN	$(N_y - N_L)/N_y/\%$	修正系数 $\alpha = N_y/N_L$
FL-1	8	218.8	178.2	71.6	59.8	2.489
FL2	10	328.0	274.5	111.9	59.2	2.453
FL-2	12	443.5	365.2	161.1	55.9	2.267
FL1	14	546.9	479.4	219.3	54.3	2.186
FL-3	16	551.1	483.3	286.4	40.7	1.688
FL3	18	577.4	487.7	362.4	25.7	1.346

由表4可知,规范建议公式计算结果均小于试验和有限元分析结果,其中板厚小于14 mm时,试验结果与规范建议公式计算的比值达到2以上,明显过于保守,这与文献[32-33]中的结论基本一致。为了使铝合金法兰板设计更加经济合理,借鉴文献[33]中方法,将法兰板按厚度分为薄板法兰板和厚板法兰板,分别采用不同计算方法进行设计。

由文献[32]可知,对于薄板法兰板,法兰板屈服线形状如图30所示,屈服线理论推导的板厚设计公式如下:

$$t \geq \sqrt{\frac{3N}{nfy}} \quad (5)$$

式中: f 为铝合金材料抗拉强度, γ 为圆管有劲法兰板设计参数。

为了验证上述公式适用情况,表5给出了基于屈服线理论的承载力分析结果与试验和有限元分析结果的对比。可以看出,法兰板厚度小于14 mm时,基于屈服线理论的承载力计算结果均小于试验

和有限元分析结果,法兰板由8 mm增大至14 mm时,二者的比值由1.165降低至1.023,当法兰板厚度大于14 mm时,基于屈服线理论的承载力计算结果开始大于试验和有限元分析结果,此时基于屈服线理论的承载力计算方法不再适用。

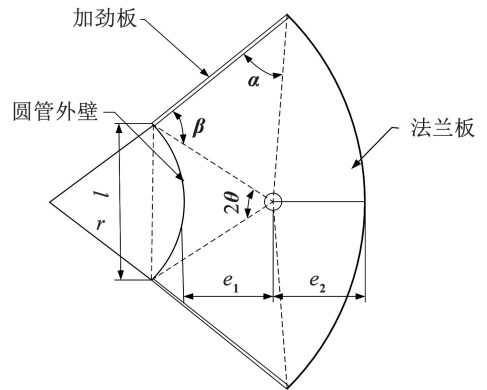


图30 圆管有劲法兰屈服线形状

Fig. 30 Round pipe rigid flanges yield linear shapes

表5 基于屈服线理论的承载力计算结果与试验和有限元分析结果比较

Tab. 5 Comparison of bearing capacity predictions based on yield line theory with experimental and finite element results

试件编号	法兰板厚度 t_f/mm	极限承载力 N_u/kN	屈服承载力 N_y/kN	理论公式计算值 N_L/kN	$(N_y - N_L)/N_y/\%$	修正系数 $\alpha = N_y/N_L$
FL-1	8	218.8	178.2	153.0	14.1	1.165
FL2	10	328.0	274.5	239.1	12.9	1.148
FL-2	12	443.5	365.2	344.3	5.7	1.061
FL1	14	546.9	479.4	468.7	2.2	1.023
FL-3	16	551.1	483.3	612.2	—	—
FL3	18	577.4	487.7	774.8	—	—

综合考虑可将法兰板界限值设定为 14 mm, 14 mm 以下的法兰板定义为薄板法兰板, 14 mm 以上的法兰板定义为厚板法兰板。

当板厚 $t_f \leq 14$ mm 时, 理论承载力设计值均小于屈服承载力。若考虑引入修正系数 α , 根据正态分布原理, 使修正后的设计值均小于屈服承载力并满足 95% 的概率, 则

$$\alpha = \mu - 1.645\sigma \quad (6)$$

式中: μ 为统计样本均值, σ 为统计样本标准差。

计算得到的修正系数 $\alpha = 1.002$, 无需修正, 表明焊接热影响区对基于法兰板厚度控制的有劲铝合金法兰承载力影响并不明显, 式(5)能够很好地预测薄板法兰节点承载力。当板厚大于 14 mm 时, 理论承载力大于试验结果, 不满足要求。这表明文献[24]中由屈服线理论推导的板厚设计方法对于薄板法兰节点具有良好的适用性和安全裕度。

综上, 铝合金法兰节点法兰板设计时应将两种板厚设计理论相结合, 先按照式(5)进行板厚设计, 若计算结果为厚板($t_f > 14$ mm), 则按照式(3)进行

板厚设计。

4.2 加劲板

根据规范^[19], 加劲板焊缝按下列公式计算。

正应力

$$\sigma = \frac{5N_{tmax}^b e}{h_s^2 t_s} \leq f \quad (7)$$

剪应力

$$\tau = \frac{N_{tmax}^b}{h_s t_s} \leq f_v \quad (8)$$

式中: e 为 N_{tmax}^b 的偏心距, h_s 为加劲板高度, t_s 为加劲板厚度, f 为铝合金材料的抗拉强度, f_v 为铝合金材料的抗剪强度。

整理得

$$N_\sigma = \frac{nt_s f_{min} h_s^2}{5e} \quad (9)$$

$$N_\tau = nt_s f_{min} h_s \quad (10)$$

为验证上述公式适用性, 表 6、7 给出了不同螺栓数与加劲板厚度节点承载力与计算结果的对比。

表 6 基于正应力法兰承载力计算结果与试验和有限元结果比较

Tab. 6 Comparison of flange bearing capacity predictions based on the normal stress method with experimental and finite element results

试件编号	极限承载力 N_u /kN	屈服承载力 N_y /kN	理论公式计算值 N_L /kN	$(N_y - N_L)/N_y/\%$	修正系数 $\alpha = N_y/N_L$
FL1	546.9	479.4	188.8	60.6	2.539
FL4	288.8	258.1	125.8	51.3	2.052
FL5	648.5	544.5	251.7	53.8	2.163
FL4	520.0	452.4	141.6	54.3	3.195
FL5	540.0	476.9	236.0	50.5	2.021
FL6	552.7	495.7	283.1	42.9	1.751

表 7 基于剪应力法兰承载力理论值与试验和有限元结果比较

Tab. 7 Comparison of theoretical flange bearing capacity based on shear stress method with experimental and finite element results

试件编号	极限承载力 N_u /kN	屈服承载力 N_y /kN	理论公式计算值 N_L /kN	$(N_y - N_L)/N_y/\%$	修正系数 $\alpha = N_y/N_L$
FL1	546.9	479.4	237.6	50.4	2.018
FL4	288.8	258.1	158.4	38.6	1.629
FL5	648.5	544.5	316.8	41.8	1.719
FL4	520.0	452.4	178.2	60.6	2.539
FL5	540.0	476.9	297.0	37.7	1.606
FL6	552.7	495.7	356.4	28.1	1.390

对比分析可知, 表 6、7 的理论计算值均小于节点屈服承载力, 下面根据表 6、7 中计算结果, 分别对基于正应力和基于剪应力作为控制力的式(9)和式(10)引入修正系数 α 。

根据表 6, 考虑到受拉时铝法兰板发生翘曲, 导致偏心距 e 发生变化, 对正应力作为控制力的式(9)中偏心距 e 引入修正系数 α , 使得修正后的设计值均小于屈服承载力并满足 95% 的概率, 则垂直于焊缝方向的正应力为

$$\sigma = \frac{5N_{tmax}^b e}{\alpha h_s^2 t_s} \leq f_{min} \quad (11)$$

式中: f_{min} 为铝合金材料抗拉强度 f 、铝合金焊件热影响区抗拉强度 $f_{u, haz}$ 和角焊缝抗拉强度 f_t^w 三者中较小值; α 为承载力修正系数, 取 1.516。

根据表 7, 针对剪应力作为控制力的式(10)引入修正系数 α , 使得修正后的设计值均小于屈服承载力并满足 95% 的概率, 则平行于焊缝方向的剪应力为

$$\tau = \frac{N_{tmax}^b}{\alpha h_s t_s} \leq f_{min} \quad (12)$$

式中: f_{min} 为铝合金材料抗剪强度 f_v 、铝合金焊件热影响区抗剪强度 $f_{v, haz}$ 和角焊缝抗剪强度 f_t^w 三者中

较小值; α 为承载力修正系数,取1.204。

5 结 论

1) 铝合金法兰节点破坏形式大致可分为3种:铝合金加劲板与法兰板焊缝断裂;铝法兰板和铝管连接焊缝及热影响区处发生断裂,伴随法兰板的轻微形变以及铝管的脱落现象;铝合金法兰板进入塑性状态,出现大变形。荷载-位移曲线大体上可以分为弹性阶段、弹塑性阶段和破坏阶段。

2) 铝合金法兰节点承载力随法兰板厚度增加而提高,极限位移随法兰板厚度增加而降低,法兰板厚度由10 mm 增到14 mm 和18 mm 时,极限荷载增幅分别为66.7%和76%,极限位移降幅分别为14%和15%;增加螺栓数可显著提高铝合金法兰节点承载力和抗拉刚度,螺栓数由4增至6和8时,极限荷载分别增长89.4%和124.5%,极限位移分别降低38.2%和44.2%;增加螺栓边距参数可显著提高节点承载力,但对极限位移影响相对较小,边距参数由0.75增大至0.875和1.0时,极限荷载增幅分别为10.3%和20.1%。

3) 建立了考虑铝合金焊缝及热影响区材料性能劣化的铝合金法兰节点有限元模型,模型分析结果与试验结果吻合良好。有限元分析结果可知:铝合金法兰板厚从8 mm 增加到14 mm 时,节点极限承载力提升了150%,由14 mm 增加至18 mm 时,仅提升5.6%,建议将法兰板厚度控制在14 mm 及以下;加劲板厚度和螺杆直径对节点承载力影响不显著,但螺杆直径不宜太小,一般应在16 mm 以上以确保节点受拉过程中螺杆不被拉断;圆管壁厚较小时,节点承载力会转由铝合金圆管焊缝热影响区控制,圆管壁厚的增加降低了焊缝及热影响区对板件截面的削弱程度,一定程度上有利于节点承载力提升,但提升幅度不显著。

4) 有劲法兰节点设计时螺栓可采用现行规范推荐方法进行设计计算;法兰板以板厚14 mm 为界,提出了弹性薄板理论结合厚板分析方法和屈服线理论相结合的法兰板设计方法;考虑到铝合金材料焊接热影响区内强度衰减明显,对传统方法引入增强系数,提出了铝合金法兰节点加劲板设计方法。

本文在探讨钢-铝合金法兰节点力学性能时,由于试验在室内环境下进行且周期较短,未达到电化学反应条件,试件制备时在钢法兰和铝法兰间未放置隔离垫片。但在实际工程中,为防止钢铝发生电化学反应,钢法兰与铝法兰间应放置隔离垫片,未来研究可进一步系统探讨隔离垫片对钢-铝合金法兰节点力学性能的影响。此外,法兰节点在实际应用中还可能承受弯矩或拉(压)弯共同作用,今后还

需要围绕法兰节点受弯性能以及拉(压)弯共同作用下的性能展开深入研究。

参考文献

- [1] 张驰, 翟艺阳, 王韩, 等. 基于ETC数据的山区高速公路客货车行驶速度特征研究[J]. 中国公路学报, 2023, 36(11): 441
ZHANG Chi, ZHAI Yiyang, WANG Han, et al. Study on passenger and truck speed characteristics on mountain expressway based on ETC data[J]. China Journal of Highway and Transport, 2023, 36(11): 441. DOI: 10.19721/j.cnki.1001-7372.2023.11.024
- [2] ZHANG Ying, WANG Yuanqing, ZHI Xinhang, et al. Tests on slip resistant behavior of aluminum alloy-stainless steel faying surfaces [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2023, 202: 107762. DOI: 10.1016/j.jcsr.2022.107762
- [3] 翟希梅, 戚仁平, 赵远征. 6082-T6 铝合金构件受弯承载力计算方法[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2018, 50(6): 192
ZHAI Ximei, QI Renping, ZHAO Yuanzheng. Calculation method of bending strength for 6082-T6 aluminum alloy beams[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2018, 50(6): 192. DOI: 10.11918/j.issn.0367-6234.201705069
- [4] PHAM N H, CAO H P, KIM J R. Global buckling capacity of cold-rolled aluminum alloy channel section beams [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2021, 179: 106521. DOI: 10.1016/j.jcsr.2021.106521
- [5] 廖凯, 张萧笛, 车兴飞, 等. 铝合金薄壁件加工变形的力学模型构建与分析[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2018, 50(5): 166
LIAO Kai, ZHANG Xiaodi, CHE Xingfei, et al. Construction and analysis of mechanic model of deformation for Al alloy thin-walled component[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2018, 50(5): 166. DOI: 10.11918/j.issn.0367-6234.201709069
- [6] THI A L H, HUNG C P, KIM J R. Distortional buckling behavior and strength of cold-rolled aluminum alloy beams [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2021, 187: 106980. DOI: 10.1016/j.jcsr.2021.106980
- [7] 王誉瑾, 钱宏亮, 范峰. 结构用铝合金6082-T6材料本构关系及力学参数试验研究[J]. 工程力学, 2013, 30(增刊1): 309
WANG Yujin, QIAN Hongliang, FAN Feng. Experimental study on material constitutive relation and mechanical parameters of aluminum alloy 6082-T6 used for structure[J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(Sup. 1): 309. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2012.06.S085
- [8] 贾斌, 张其林, 罗晓群. 结构用铝合金材料循环加载性能研究[J]. 土木工程学报, 2018, 51(8): 21
JIA Bin, ZHANG Qilin, LUO Xiaoqun. Study on cyclic loading performance of structural aluminum alloy [J]. China Civil Engineering Journal, 2018, 51(8): 21. DOI: 10.15951/j.tmgxb.2018.08.003
- [9] 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
WANG Yuanqing, WANG Zhongxing, YIN Fuxin, et al. Experimental study on local stability of aluminum alloy flexural members[J]. Journal of Building Structure, 2015, 36(8): 42. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2015.08.006
- [10] JIN Z W, MENG F Z, GUO J S, et al. Experimental study on the static performance of arched aluminum alloy gusset joints [J]. Engineering Structures, 2021, 246: 113013. DOI: 10.1016/j.engstruct.2021.113013
- [11] 王誉瑾, 范峰, 钱宏亮, 等. 6082-T6 高强铝合金材料本构模型试验研究[J]. 建筑结构学报, 2013, 34(6): 113
WANG Yujin, FAN Feng, QIAN Hongliang, et al. Constitutive model test of 6082-T6 high strength aluminum alloy[J]. Journal of Building Structure, 2013, 34(6): 113. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2013.06.016
- [12] 王元清, 王中兴, 胡晓光, 等. 循环荷载作用下高强铝合金本

- 构关系试验研究[J]. 土木工程学报, 2016, 49(增刊2): 1
WANG Yuanqing, WANG Zhongxing, HU Xiaoguang, et al. Experimental study on the constitutive relationship of high strength aluminum alloy under cyclic loading[J]. China Civil Engineering Journal, 2016, 49(Sup. 2): 1. DOI:10.15951/tmgcxb.2016.s2.001
- [13] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 钢结构设计标准: GB 50017—2017[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2017
Ministry of Housing and Urban-rural Development of the People's Republic of China. Standard for design of steel structures: GB 50017—2017[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2017
- [14] 中华人民共和国住房和城乡建设部, 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 铝合金结构设计规范: GB 50429—2007[S]. 北京: 中国计划出版社, 2007
Ministry of Housing and Urban-rural Development of the People's Republic of China, General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China. Code for design of aluminium structures: GB 50429—2007[S]. Beijing: China Planning Press, 2007
- [15] 舒兴平, 钱鑫, 刘筱钰, 等. 装配式钢框架柱法兰栓焊连接节点受力性能试验研究与有限元分析[J]. 建筑结构, 2023, 53(5): 90
SHU Xingping, QIAN Xin, LIU Xiaoyu, et al. Experimental study and finite element analysis on mechanical behavior of flange bolted-welded connection joints of fabricated steel frame column[J]. Journal of Building Structure, 2023, 53(5): 90. DOI: 10.19701/j.jzjg.20201357
- [16] 吕柏行, 赵恒, 刘博, 等. 法兰-套管组合连接的圆 CFRP-钢管混凝土节点抗弯性能[J]. 复合材料学报, 2025, 42(4): 2126
LV Baixing, ZHAO Heng, LIU Bo, et al. Flexural performance of circular CFRP-steel concrete nodes with flange-casing combination connection[J]. Journal of Composite Materials, 2025, 42(4): 2126. DOI:10.13801/j.cnki.fhclxb.20240722.006
- [17] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 高耸结构设计标准: GB 50135—2019[S]. 北京: 中国计划出版社, 2019
Ministry of Housing and Urban-rural Development of the People's Republic of China. Standard for design of high-rising structures: GB 50135—2019[S]. Beijing: China Planning Press, 2019
- [18] 电力规划设计总院. 架空输电线路杆塔结构设计技术规程: DL/T 5486—2020[S]. 北京: 中国计划出版社, 2021
Electric Power Planning and Design Institute. Technical specification of design for tower structures of overhead transmission lines: DL/T 5486—2020[S]. Beijing: China Planning Press, 2021
- [19] 国家电网公司. 输电线路钢管塔构造设计规定: Q/GDW 391—2009[S]. 北京: 中国电力出版社, 2010
State Grid Corporation. Technical regulation for conformation design of steel tubular towers of transmission lines: Q/GDW 391—2009[S]. Beijing: China Electric Power Press, 2010
- [20] HOANG V L, JASPART J P, DEMONCEAU J F. Behaviour of bolted flange joints in tubular structures under monotonic, repeated and fatigue loadings I: experimental tests [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2013, 85: 1. DOI: 10.1016/j.jcsr.2013.02.011
- [21] 王元清, 宗亮, 石永久. 钢管结构法兰连接节点抗弯承载性能的试验研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2011, 38(7): 13
WANG Yuanqing, ZONG Liang, SHI Yongjiu. Experimental study on flexural load resistance of steel pipe structure flanged joints[J]. Journal of Hunan University (Natural Science Edition), 2011, 38(7): 13
- [22] 宗亮, 王元清, 石永久. 钢管结构法兰连接节点抗弯承载性能的有限元分析[J]. 中北大学学报(自然科学版), 2011, 32(4): 431
ZONG Liang, WANG Yuanqing, SHI Yongjiu. Finite element analysis of flexural load resistance of steel pipe structure flanged joints[J]. Journal of North University of China (Natural Science Edition), 2011, 32(4): 431. DOI: 10.3969/j.issn.1673-3193.2011.04.009
- [23] 范文峰, 崔家城, 张大长. 钢管柔性法兰轴拉承载力特性研究[J]. 建筑结构, 2020, 50(22): 130
FAN Wenfeng, CUI Jiacheng, ZHANG Dachang. Study on axial tensile bearing capacity of flexible steel pipe flanges[J]. Building Structure, 2020, 50(22): 130. DOI: 10.19701/j.jzjg.2020.22.023
- [24] 邓洪洲, 黄誉, 金晓华. 钢管塔新型内外法兰节点试验研究与有限元分析[J]. 建筑结构学报, 2009, 30(5): 140
DENG Hongzhou, HUANG Yu, JIN Xiaohua. Experimental research and finite element analysis of new inner and outer flange joints of steel tube tower[J]. Journal of Building Structure, 2009, 30(5): 140. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2009.05.024
- [25] 王元清, 孙鹏, 石永久. 圆钢管法兰连接承载性能的有限元分析[J]. 钢结构, 2009, 24(8): 16
WANG Yuanqing, SUN Peng, SHI Yongjiu. Finite element analysis of bearing capacity of circular steel pipe flange connection[J]. Steel Structure, 2009, 24(8): 16. DOI: 10.3969/j.issn.1007-9963.2009.08.004
- [26] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局, 中国国家标准化管理委员会. 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
General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China, China National Standardization Management Committee. Metallic materials tensile testing part 1: method of test at room temperature: GB/T 228.1—2021[S]. Beijing: Standards Press of China, 2021
- [27] 国家市场监督管理总局, 国家标准化管理委员会. 紧固件机械性能 不锈钢螺栓、螺钉和螺柱: GB/T 3098.6—2023[S]. 北京: 中国标准出版社, 2023
State Administration for Market Regulation, Standardization Administration of the People's Republic of China. Mechanical properties of fasteners—stainless steel bolts, screws and studs: GB/T 3098.6—2023[S]. Beijing: Standards Press of China, 2023
- [28] COUCHAUX M, HJIAJ M, RYAN I, et al. Tensile resistances of L-stubs[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2017, 138: 131. DOI: 10.1016/j.jcsr.2017.06.016
- [29] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 钢结构高强度螺栓连接技术规程: JGJ 82—2011[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2011
Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Technical specification for high strength bolt connections of steel structures: JGJ 82—2011[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2011
- [30] GUO Xiaonong, ZHU Shaojun, LIU Xian, et al. Study on out-of-plane flexural behavior of aluminum alloy gusset joints at elevated temperatures[J]. Thin-Walled Structures, 2018(2): 452. DOI: 10.1016/j.tws.2017.11.045
- [31] 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(6): 110
GUO Xiaonong, SHEN Zuyan, LI Yuanqi, et al. Study on constitutive relations and physical and mechanical properties of aluminum alloy materials used in domestic construction[J]. Journal of Building Structure, 2007(6): 110. DOI: 10.3321/j.issn:1000-6869.2007.06.014
- [32] 孙鹏. 考虑倒角系数铸钢节点及法兰连接的承载性能研究[D]. 北京: 清华大学, 2006
SUN Peng. Study on bearing performance of cast steel joints and flanged connections considering chamfering coefficient[D]. Beijing: Tsinghua University, 2006
- [33] DENG Hongzhou, SONG Xueqi, CHEN Zhenhua, et al. Experiment and design methodology of a double-layered flange connection in axial loads[J]. Engineering Structures, 2018, 38: 436. DOI: 10.1016/j.engstruct.2018.08.040