

垫板加强 X 形圆钢管相贯节点滞回性能研究

石小贵, 阳 勇, 丁 婷, 项秋展, 黄政华*

(贵州大学 土木工程学院, 贵阳 550025)

摘要: 文中采用 Fortran 语言编译循环空穴扩张模型(简称 CVGM), 并将其嵌入 ABAQUS 有限元软件中的 VUSDFLD 子程序, 针对 N 形圆钢管相贯节点和垫板加强 N 形圆钢管相贯节点开展有限元模拟分析, 并将有限元分析结果与试验实测结果进行对比验证, 发现二者吻合度较高, 验证了用 CVGM 预测平面圆钢管相贯节点与垫板加强平面圆钢管相贯节点断裂行为的可行性。还设计了 X 形圆钢管相贯节点和垫板加强 X 形圆钢管相贯节点共计 18 个节点模型, 采用 CVGM 对上述 18 个节点模型的断裂行为进行了预测, 并研究各参数下节点的滞回性能。结果表明: 相较于未加强节点, 垫板加强后节点的极限承载力提高了 37.5%~56.9%, 极限位移减小了 4.4%~20.3%, 垫板加强后节点的延性低于未加强节点的延性; 随着支主管外径比 β 、垫板厚度 t_p 与垫板宽度 B 的增加, 节点的极限承载力和刚度随之增加, 但极限位移和延性呈降低趋势; 随着垫板长度 L 和焊脚焊缝尺寸 h_f 的增加, 节点的极限承载力、极限位移、刚度和延性均会随之提升; 随着主管径厚比 γ 的增加, 节点的各项滞回性能均会降低。

关键词: 循环空穴扩张模型; 圆钢管相贯节点; 滞回性能; 垫板加强; X 形节点; 断裂行为

中图分类号: TU392.3

文献标志码: A

文章编号: 1671-9379(2026)01-0068-12

DOI: 10.13969/j.jzgjgz.20240718002

Research on Hysteresis Performance of X-Shaped Circular Steel Tube Intersecting Joints Strengthened with Backing Plates

SHI Xiaogui, YANG Yong, DING Ting, XIANG Qiuzhan, HUANG Zhenghua*

(College of Civil Engineering, Guizhou University, Guiyang 550025, China)

*Corresponding author: 17090854@qq.com

Abstract: Cyclic cavity expansion model (CVGM) was compiled with Fortran language and embedded into the VUSDFLD subroutine in ABAQUS software. Finite element simulation was carried out for the N-shaped circular steel tube intersecting joints and the N-shaped circular steel tube intersecting joints strengthened with backing plates. Compared with the test results, it was found that the finite element simulation was in good agreement with the test results, which verified the feasibility of using CVGM model to predict the fracture behavior of the plane circular steel tube intersecting joints and the plane circular steel tube intersecting joints strengthened with backing plates. In addition, 18 X-shaped circular steel tube intersecting joints and 18 X-shaped circular steel tube intersecting joints strengthened with backing plates were modeled. The CVGM model was used to predict the fracture of the 18 joints, and the hysteresis behavior of the joints under various parameters was studied. The results show that compared with the unreinforced

收稿日期: 2024-07-18

基金项目: 国家自然科学基金(51368009), 贵州省科学计划项目(黔科合基础[2018]1036)

作者简介:

石小贵(1999—), 男, 硕士研究生, 主要从事钢结构方面的研究。Email: 2973179010@qq.com。

通信作者:

黄政华(1979—), 男, 博士, 副教授, 主要从事钢结构、空间结构方面的研究。Email: 17090854@qq.com。

joint, the ultimate bearing capacity of the strengthened joint is increased by 37.5%~56.9%, and the ultimate displacement is reduced by 4.4%~20.3%. The ductility of the strengthened joint is lower than that of the unreinforced joint. The ultimate bearing capacity and stiffness of the joint increase, but the ultimate displacement and ductility decrease with the increase of the outer diameter ratio β of the branch pipe, the thickness of the backing plate t_p and the width of the backing plate B . With the increase of backing plate length L and weld size h_f of weld leg, the ultimate bearing capacity, ultimate displacement, rigidity and ductility of the joint will increase. With the increase of main pipe diameter-to-thickness ratio γ , the hysteresis performance of each joint decreases.

Keywords: cyclic cavity expansion model (CVGM); circular steel tube intersecting joint; hysteresis performance; backing plate reinforcement; X-shaped joint; fracture behavior

钢管结构因兼具美观的建筑造型与合理的结构形式,在全球工程领域得到广泛应用。然而,圆钢管相贯节点多采用直接焊接的连接形式,该构造易引发应力集中,进而导致节点焊缝区域成为破坏易发部位,严重影响节点的承载力和疲劳寿命,因此节点焊缝区通常是钢管结构中的薄弱环节。对于钢管焊接节点,对未加强与加强型节点的研究主要集中在静力研究方面,且已经取得了丰富的成果^[1-7]。近十年来,关于X形圆钢管相贯节点滞回性能的研究成果日益丰富,为节点优化设计提供了坚实理论与重要依据^[8-12],而涉及微观断裂对节点滞回性能影响的研究仍然较少。

为提高节点的承载能力,常采用针对性的节点加强措施。在加强型节点的滞回性能研究方面,YANG等^[13]采用垫板对K形搭接节点进行加强,研究其滞回性能,发现此加强措施可以有效改善节点的力学性能,减小主管的塑性变形,同时能够有效避免主管应力集中现象的发生,提高节点承载力,但节点的耗能能力与延性会减小。SUI等^[14]对垫板加强K形相贯节点进行了有限元分析,研究垫板参数对节点承载力的影响,发现改变垫板长度与宽度对垫板加强K形相贯节点的承载力影响较小。张文镜^[15]采用套筒对T形圆钢管节点进行加强,通过有限元软件对加强和未加强节点的滞回性能进行研究,发现采用套筒加强的节点其极限承载力与抗震性能均会提高,且改变套筒的高度与厚度对节点的滞回性能影响较大。商晓彤^[16]对采用CFRP加强的T形相贯节点其滞回性能进行了研究,证明了增加CFRP层数与改变CFRP缠绕方式均会提高节点的抗震性能,而增加CFRP层数提高节点抗震性能的效果更加明显。

但国内外对垫板加强圆钢管相贯节点的研究相对较少,为了更好地分析圆钢管相贯节点和其相应的垫板加强型节点的滞回性能,本文采用微观断裂模型(CVGM)对这些节点进行了断裂预测。循环空穴扩张模型(简称CVGM)系统考虑了超低周疲劳工况下应力三轴度的变化,描述了材料在循环荷载作用下的微观断裂行为,尤其在拉压循环加载过程中,空穴的扩张与收缩行为对材料内部损伤累积演化机制具有显著调控作用,最终可能导

致断裂失效^[20]。本文首先采用CVGM对垫板未加强与加强的N形圆钢管相贯节点进行了有限元模拟,并将有限元模拟结果与试验结果进行了对比验证,证明了用CVGM预测平面圆钢管相贯节点与垫板加强平面圆钢管相贯节点断裂行为的可行性;其次,再将CVGM运用到垫板未加强与加强的X形圆钢管相贯节点中,分析不同节点参数及垫板参数对节点滞回性能的影响。

1 垫板加强N形圆钢管相贯节点滞回性能试验及有限元分析

1.1 节点试验

李自林等^[17]对一个N形圆钢管相贯节点试件(试件JD-A)和一个垫板加强的N形圆钢管相贯节点试件(试件JD-B)开展了滞回性能试验研究,结果表明:试件的破坏集中在直支管与主管及垫板焊缝处,正反向加载导致的主管局部屈曲凸起与直支管焊缝处管壁拉裂示意如图3所示。当直支管承受正向荷载时,随着荷载逐步增大,主管管壁与垫板发生凸起变形,伴随塑性变形累积,最终诱发焊缝出现裂缝进而发生拉裂或整体断裂失效。受压支管和受拉支管未出现明显的局部变形,且受压支管与主体焊缝处无明显裂缝或无焊缝产生。试件JD-A与受压支管连接的主管管壁发生明显的凹陷现象,而试件JD-B因有加强垫板,其对应处没有发生明显凹陷现象。节点试件几何参数及外观如图1所示。

本文基于前文试验设计,采用Fortran语言将CVGM判据编译并嵌入ABAQUS有限元软件的VUSDFLD子程序中,对上述试验设计的2个节点试件进行有限元模拟,通过对比试验与有限元模拟的结果,验证了CVGM用于垫板未加强和加强的N形圆钢管相贯节点中的适用性。

1.2 有限元建模

首先,采用ABAQUS有限元软件对JD-A和JD-B两个节点试件进行有限元分析,并运用三维实体单元对节点的支管、主管、垫板、焊缝进行建模,且焊缝采用全周角焊缝,焊脚尺寸取1.5倍的支管壁厚。为满足CVGM

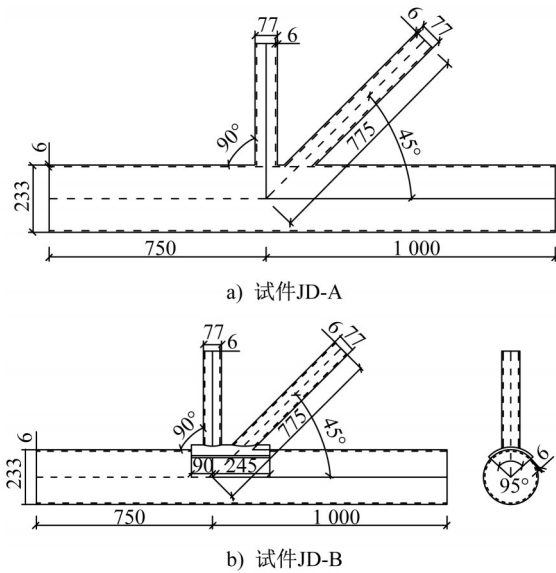


图1 试件尺寸详图(单位:mm)

Fig. 1 Detailed drawing of specimen dimensions (unit:mm)

对特征长度的要求,对节点焊缝及其节点区域进行局部加密,网格尺寸设定为0.3 mm;选用C3D8R实体单元进行模拟。远离焊缝的区域采用渐变网格划分,尺寸从0.3~20 mm进行过渡;钢管厚度方向共划分为21层单元。为节省计算量,采用节点的二分之一模型进行分析,并在对称面施加对称约束条件;对于试件JD-A及JD-B,采用有限元软件的Merge功能将节点试件的支管、垫板及支管与垫板连接焊缝融合为整体;垫板与主管连接处的焊缝采用绑定约束,垫板下表面与主管设置法向接触。边界约束设置如下:主管下端施加完全固定,上端自由;斜支管杆端施加铰接约束;直支管端施加轴向拉压反复荷载,定义受拉为正向,受压为反向,加载制度与前文试验一致。边界和加载条件如图2所示。

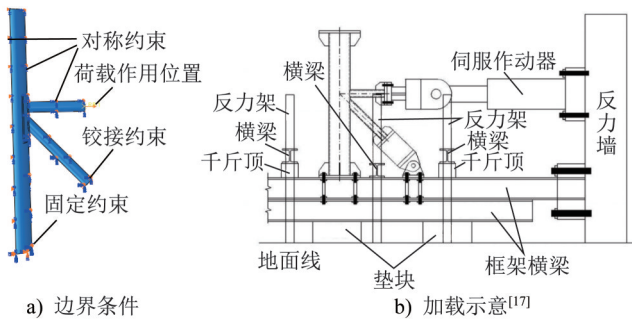


图2 边界和加载条件

Fig. 2 Boundary and loading conditions

选用文献[19]中经试验校准的Q345钢材CVGM循环断裂参数,同时,钢管的材料本构模型采用文献[17]中明确的Q345钢材本构关系,其屈服强度 f_y 为440 MPa,极限抗拉强度 f_u 为580 MPa,弹性模量 E 为 2.10×10^5 MPa。

1.3 结果验证

基于CVGM,对试验的两个节点试件进行有限元分析,通过对有限元模拟结果与试验节点的破坏模式进行对比,发现有限元模拟能够精准复现试验中节点的破坏现象,有限元模拟结果与试验节点的破坏特征对比如图3所示。

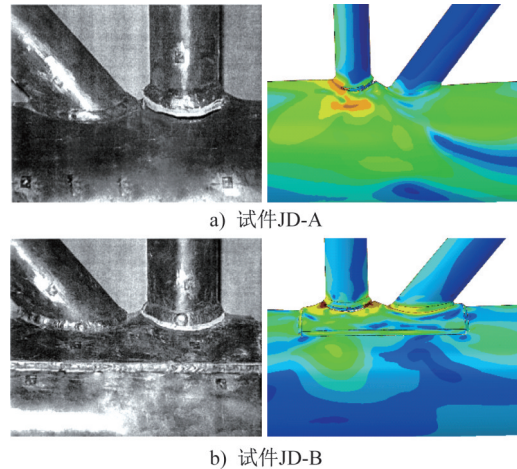


图3 有限元模拟与试验试件的破坏特征对比

Fig. 3 Comparison of specimen failure characteristics between finite element simulation and test

将试件JD-A和JD-B试验与有限元模拟的荷载-位移曲线进行对比,如图4所示,发现二者形状高度吻合,均呈梭形特征,曲线饱满良好,证明此节点试件的抗震性能较好。对比节点试件试验与有限元模拟的极限承载力对比结果如表1所示。对于试件JD-A、JD-B,试验与有限元模拟的极限承载力误差分别为6.45%、4.44%,极限位移误差分别为4.81%、14.88%,误差产生的原因在于:试验加载过程中,主管难以实现有限元模型中的理想固定约束,反力架随荷载增大易产生滑移^[21];焊缝连接不可避免出现微小缺陷,且试验本身也存在一定误差;而有限元模拟是处于理想状态下,所以有限元模拟的滞回曲线会较为光滑且饱满,因此有限元模拟的节点承载力会与试验有一定偏差。通过N形圆钢管相贯节点与垫板加强N形圆钢管相贯节点的试验与有限元对比结果可知,两类节点的破坏模式及承载力均有高度一致性,这证明了将CVGM嵌入VUSDFLD子程序的数值模拟方法,用于研究N形圆钢管相贯节点和垫板加强N形圆钢管相贯节点滞回性能的适用性。

2 未加强与垫板加强X形圆钢管相贯节点有限元分析

2.1 节点尺寸设计

本文设计普通未加强与垫板加强X形圆钢管相贯节

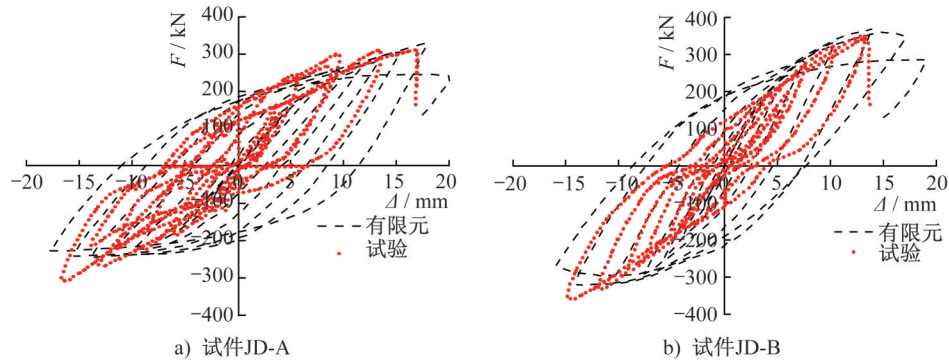


图4 有限元模拟与试验荷载-位移滞回曲线对比

Fig. 4 Comparison of load-displacement hysteresis curves between finite element simulation and test

点共18个节点,节点几何尺寸如表2所示,采用上文方法在ABAQUS有限元软件中对节点进行实体建模,将CVGM编译并嵌入VUSDFLD子程序中,研究18个节点模型(X1~X5为未加强模型,X6~X18为加强垫板模型)的滞回性能及其节点的裂纹扩展过程,分析节点几何

参数及垫板几何参数对节点滞回性能的影响,节点几何尺寸如图5所示,其中 D 为主管直径, d 为支管直径, T 为主管壁厚, t 为支管壁厚, L 为加强板长度, t_p 为加强板厚度, B 为加强板宽度。建立的有限元模型如图6所示,角焊缝有限元模型和几何尺寸如图7、图8所示。

表1 试验与有限元模拟节点承载力结果比较

Table 1 Comparison of joint bearing capacity results between test and finite element simulation

试件编号	试验		有限元		误差	
	极限承载力/kN	破坏位移/mm	极限承载力/kN	破坏位移/mm	承载力误差/%	位移误差/%
JD-A	310.00	18.70	330.00	17.80	6.45	4.81
JD-B	345.00	12.70	360.32	14.59	4.44	14.88

表2 节点模型几何尺寸

Table 2 Geometric dimension of joint models

节点模型	主管 $D \times T$ /mm	支管 $D \times T$ / mm	焊脚尺寸 h_f /mm	支主管 外径比 β	主管 径厚比 γ	垫板宽度 B (°)	垫板长度 L /mm	垫板厚度 t_p /mm
X1	150×4	60×4	6.0	0.4	18.75	—	—	—
X2	150×5	60×5	7.5	0.4	15.00	—	—	—
X3	150×6	60×6	9.0	0.4	12.50	—	—	—
X4	150×6	75×6	9.0	0.5	12.50	—	—	—
X5	150×6	90×6	9.0	0.6	12.50	—	—	—
X6	150×6	60×6	9.0	0.4	12.50	45	180	8
X7	150×6	60×6	9.0	0.4	12.50	60	180	8
X8	150×6	60×6	9.0	0.4	12.50	90	180	8
X9	150×6	60×6	9.0	0.4	12.50	45	120	8
X10	150×6	60×6	9.0	0.4	12.50	45	240	8
X11	150×6	60×6	9.0	0.4	12.50	45	180	10
X12	150×6	60×6	9.0	0.4	12.50	45	180	12
X13	150×6	75×6	9.0	0.5	12.50	60	180	8
X14	150×6	90×6	9.0	0.6	12.50	60	180	8
X15	150×4	60×4	9.0	0.4	18.75	45	180	8
X16	150×5	60×5	9.0	0.4	15.00	45	180	8
X17	150×6	60×6	7.2	0.4	12.50	45	180	8
X18	150×6	60×6	8.1	0.4	12.50	45	180	8

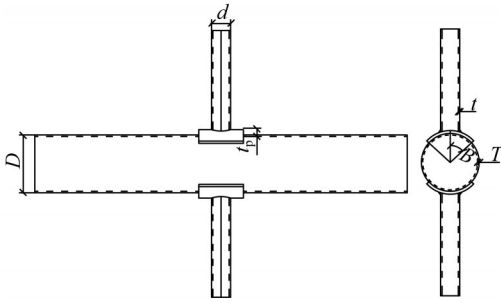
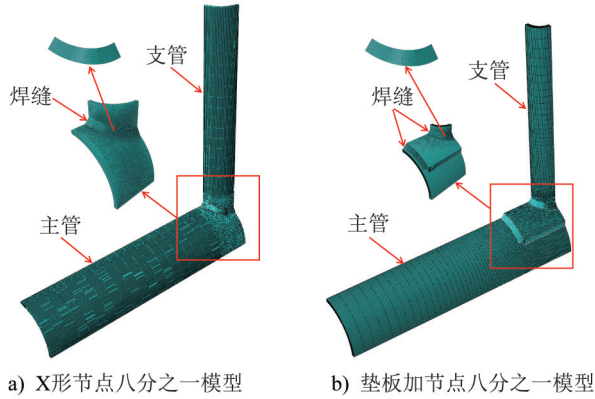


图5 节点几何尺寸

Fig. 5 Geometric dimension of joint



a) X形节点八分之一模型 b) 垫板加节点八分之一模型

图6 有限元网格尺寸模型

Fig. 6 Finite element mesh size model

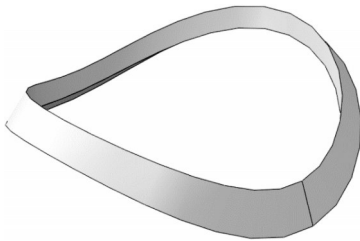
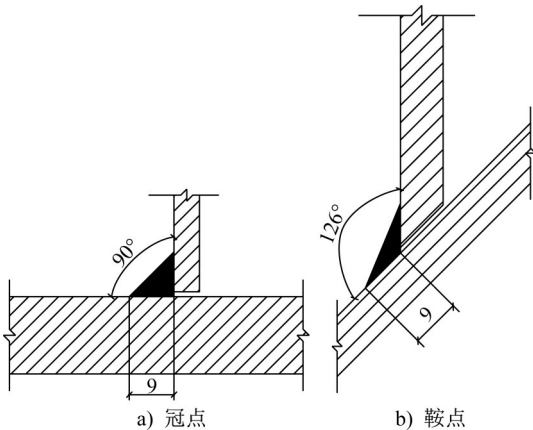


图7 角焊缝有限元模型

Fig. 7 Fillet weld finite element model



a) 冠点 b) 鞍点

图8 角焊缝几何尺寸(单位:mm)

Fig. 8 Geometric dimension of fillet weld (unit:mm)

2.2 材性及断裂参数

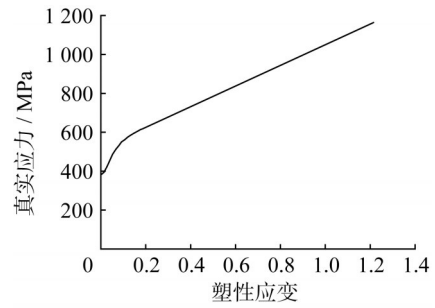
选用文献[19]中经试验校准的Q345B母材与ER-50焊材对应的CVGM微观断裂参数,以及钢材的本构模型。Q345B母材弹性模量 E 为215 800 MPa,屈服强度 f_y 为381.38 MPa,极限抗拉强度 f_u 为513.95 MPa;ER-50焊缝金属的弹性模量 E 为217 810 MPa,屈服强度 f_y 为447.05 MPa,极限抗拉强度 f_u 为547.67 MPa。钢材的微观断裂参数如表3所示,钢材的真实应力-塑性应变曲线如图9所示。

表3 钢材微观断裂模型参数

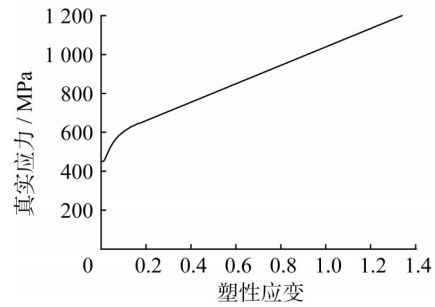
Table 3 Parameters of steel microscopic fracture model

材料	η	λ_{CVGM}	特征长度 L^*/mm		
			下限	平均值	上限
Q345B	2.35	0.50	0.115	0.310	0.584
ER-50	2.70	0.55	0.040	0.141	0.289

注: η 为材料临界空穴扩张指数; λ_{CVGM} 为材料损伤退化参数。



a) Q345B母材



b) ER-50焊材

图9 钢材的真实应力-塑性应变曲线

Fig. 9 Real stress-plastic strain curves of steel

2.3 加载制度

对X形节点支管端部施加轴向往复拉压荷载,采用位移控制加载方式。首先以 $0.25\Delta y$ 、 $0.50\Delta y$ 、 $0.75\Delta y$ 、 Δy 为位移幅值,每级幅值各循环1次;当节点达到屈服位移后,每级位移幅值增加 Δy ,每级循环3次,直到节点发生破坏,加载终止,加载制度如图10所示。 Δy 为节点的屈服位移,取值采用KUROBANE等^[18]提出的方法,即在单调荷载作用下的荷载-位移曲线中,作过原点且斜率为

$0.779k_N$ (k_N 为曲线的初始刚度)的直线,与曲线的交点对应的变形即为节点的屈服位移。

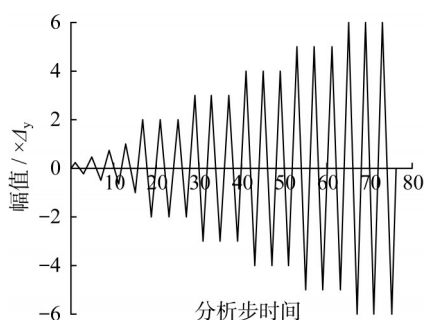


图10 加载制度

Fig. 10 Loading system

2.4 垫板加强X形圆钢管相贯节点断裂点及裂纹扩展

对18个节点模型进行有限元模拟,以分析模型的破坏模式,发现模型X1、X2、X3、X4的初始裂纹出现在支管与主管连接焊缝焊趾处;随着荷载的持续施加,裂纹于节点鞍点方向沿着相贯线向冠点方向逐步扩展,最终形成较大的贯通裂纹,支管与主管连接焊缝处的主管管壁发生断裂破坏,破坏特征如图11所示。对于模型X5,模型的初始裂纹出现在鞍点焊缝焊根处,但此处初期应力发展较为缓慢,裂纹扩展速度较慢;随着循环荷载增加,该区域应力逐渐加剧,焊缝鞍点焊根处出现裂纹并加速扩展,裂纹沿着焊缝向冠点不断发展,最终支管与主管连接焊缝处发生断裂破坏,破坏特征如图12所示。由于模型X5的支主管外径比 β 较大,使得支管与主管的相贯接触面积显著增大,节点整体刚度得以提升,所以焊缝处应力变化较大,更容易发生断裂破坏。模型X6、X7、X8、X9、X10、X15、X16、X18的初始裂纹出现在支管与垫板连接鞍点焊缝焊趾处,随着荷载的不断增大,裂纹沿着相贯线方向不断扩展,最终支管与垫板连接鞍点焊缝趾部垫板发生断裂破坏,如图13所示。模型X11、X12、X13、X14、X17的初始裂纹出现在支管与垫板连接鞍点焊缝焊趾处,此处裂纹发展较为缓慢,随着荷载的增加,支管与垫板连接焊缝鞍点焊根处出现裂纹,裂纹沿着相贯线向冠点方向发展,最终支管与垫板连接焊缝处发生断裂破坏,如图14所示。对于模型X11、X12,由于垫板厚度提高,支管与垫板连接处的刚度提高,变形较小,应力集中小于支管与垫板连接焊缝处,最终导致焊缝发生断裂破坏。对于模型X13、X14,随着支主管外径比 β 的增加,支管与垫板的接触面积显著增大,节点刚度得以提升,进而导致应力集中效应向焊缝区域聚焦,最终诱发焊缝优先断裂失效。模型X17则因为焊缝焊脚尺寸相对较小,因此其破坏同样发生在焊缝处。

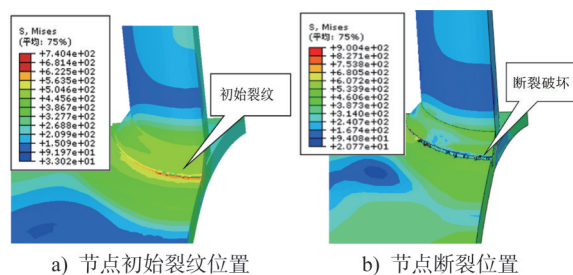


图11 模型X1破坏特征(单位:MPa)

Fig. 11 Failure characteristics of model X1 (unit:MPa)

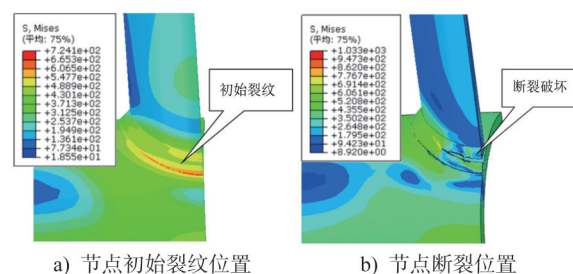


图12 X5模型破坏特征(单位:MPa)

Fig. 12 Failure characteristics of model X5 (unit:MPa)

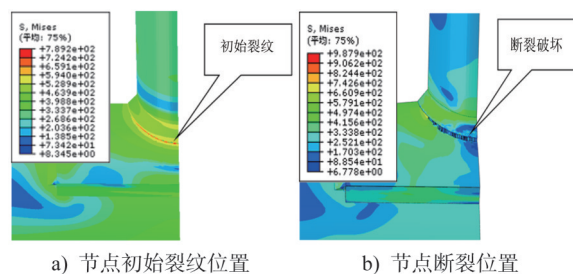


图13 模型X6破坏特征(单位:MPa)

Fig. 13 Failure characteristics of model X6 (unit:MPa)

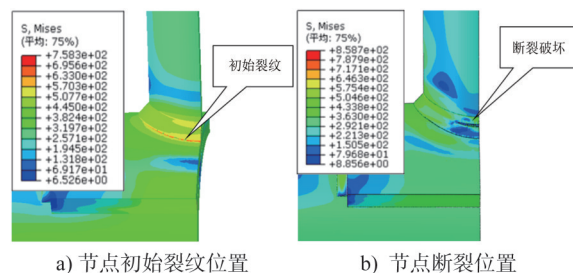


图14 模型X13破坏特征(单位:MPa)

Fig. 14 Failure characteristics of model X13 (unit:MPa)

2.5 滞回曲线

提取未加强和垫板加强X形圆钢管相贯节点的荷载和位移进行均值处理,绘制节点的荷载-位移曲线,分析垫板加强对X形圆钢管相贯节点滞回性能的影响,如图15所示,横坐标 Δ 表示支管轴向位移,纵坐标 F 表示支管轴力,●表示节点开裂时的荷载值,■表示节点的极限承载力。

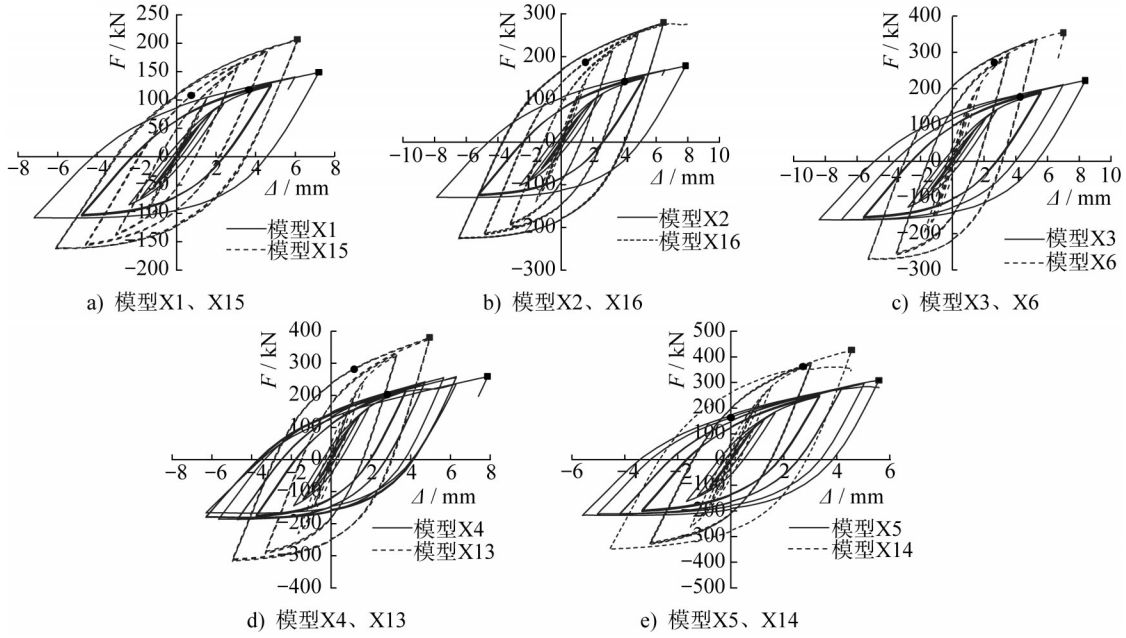


图 15 未加强与垫板加强 X 形节点荷载-位移滞回曲线对比

Fig. 15 Comparison of load-displacement hysteresis curves of unreinforced and backing plate reinforced X-shaped joints

由图 15 可知:未加强和垫板加强 X 形圆钢管相贯节点的滞回曲线都呈饱满的梭形,受拉区与受压区曲线对称,证明节点的塑性变形能力和抗震性能较好。节点出现裂纹后,不会立即发生破坏,承载力仍存在一定上升空间,此阶段节点的滞回性能主要由裂纹的发展控制,而节点的延性、抗震性能主要取决于裂纹的扩展速率及贯通程度。相比于未加强节点,对应垫板加强后节点的极限承载力提高了 37.5%~56.9%;由于垫板的加强作用,垫板加强节点的主管壁变形受到显著抑制,其凹凸变形相较于未加强

节点的凹凸变形明显减小,相比于各未加强节点,对应垫板加强后节点的极限位移减小了 4.4%~20.3%。

2.6 骨架曲线与延性性能

根据节点的滞回曲线,提取每一级循环的峰值荷载及位移进行均值处理,绘制节点的骨架曲线,如图 16 所示,根据骨架曲线可知:垫板加强能够提高 X 形圆钢管相贯节点的受拉与受压极限承载力,由骨架曲线可以确定模型的延性,其延性系数为模型的极限位移与屈服位移

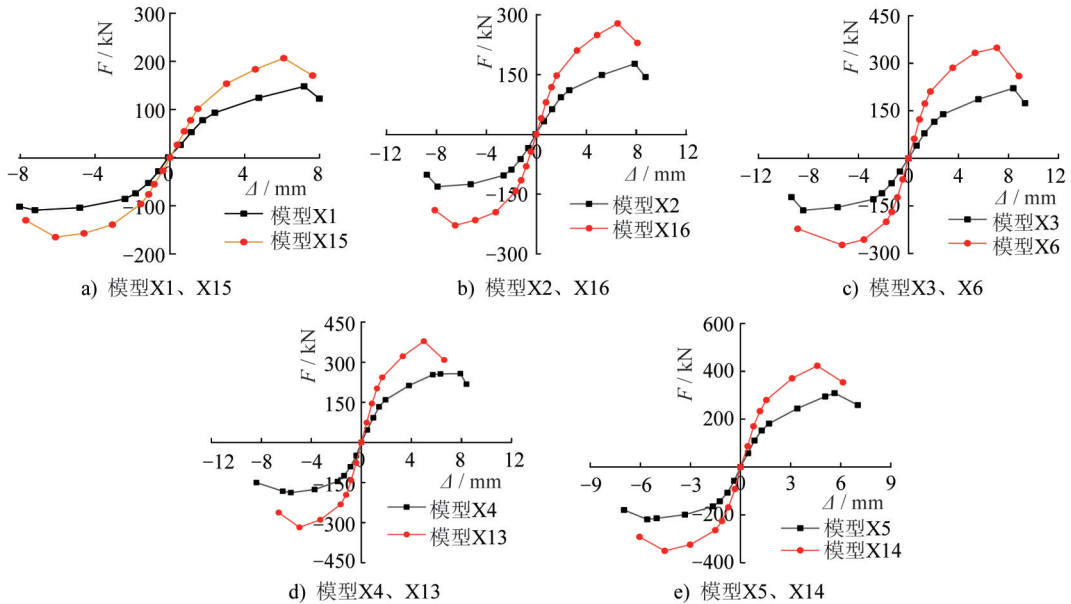


图 16 未加强与垫板加强 X 形节点骨架曲线对比

Fig. 16 Comparison of skeleton curves of unreinforced and backing plate reinforced X-shaped joints

之比,极限位移 δ_u 取模型荷载下降到峰值荷载的85%时过峰值点处其切线交点处的位移,各模型延性系数对比对应的位移,屈服位移 δ_y 取骨架曲线弹性阶段延长线与如表4所示。

表4 未加强与垫板加强X形节点延性系数对比

Table 4 Comparison of ductility coefficients of unreinforced and backing plate reinforced X-shaped joints

模型	加载方向	屈服荷载 F_y/kN	屈服位移 δ_y/mm	极限承载力 F_u/kN	极限位移 δ_u/mm	延性系数 μ	平均延性系数
X1	拉(+)	108.25	2.66	148.83	7.99	3.00	3.23
	压(-)	79.54	2.31	107.94	7.99	3.46	
X2	拉(+)	120.44	2.87	178.60	8.74	3.05	3.30
	压(-)	98.26	2.46	129.53	8.74	3.55	
X3	拉(+)	150.21	2.98	223.25	9.32	3.13	3.37
	压(-)	112.58	2.58	161.92	9.32	3.61	
X4	拉(+)	180.65	2.83	259.15	8.40	2.97	3.26
	压(-)	158.76	2.36	186.23	8.40	3.56	
X5	拉(+)	210.55	2.48	310.22	6.99	2.81	3.09
	压(-)	180.21	2.07	217.72	6.99	3.38	
X6	拉(+)	260.25	3.16	350.40	8.83	2.79	3.07
	压(-)	230.33	2.64	271.22	8.83	3.34	
X7	拉(+)	266.65	3.11	350.72	8.68	2.79	3.06
	压(-)	236.21	2.61	273.86	8.68	3.33	
X8	拉(+)	268.32	3.08	358.04	8.53	2.77	3.04
	压(-)	240.12	2.58	286.96	8.53	3.31	
X9	拉(+)	251.22	2.72	342.08	7.07	2.60	2.88
	压(-)	219.32	2.24	263.12	7.07	3.16	
X10	拉(+)	284.31	3.19	369.02	8.93	2.80	3.08
	压(-)	248.24	2.65	285.87	8.93	3.37	
X11	拉(+)	291.24	2.78	381.03	7.53	2.70	3.00
	压(-)	254.36	2.29	326.54	7.53	3.29	
X12	拉(+)	320.51	2.31	384.59	6.21	2.68	2.95
	压(-)	271.56	1.93	341.61	6.21	3.22	
X13	拉(+)	280.64	2.90	380.44	6.61	2.28	2.41
	压(-)	260.35	2.61	317.17	6.61	2.53	
X14	拉(+)	340.67	2.73	426.53	6.08	2.23	2.37
	压(-)	280.54	2.42	350.22	6.08	2.51	
X15	拉(+)	130.24	2.75	206.92	7.64	2.78	2.96
	压(-)	108.64	2.44	162.34	7.64	3.13	
X16	拉(+)	198.23	2.91	280.14	8.09	2.78	2.99
	压(-)	180.25	2.53	226.65	8.09	3.19	
X17	拉(+)	245.31	3.06	311.26	7.32	2.39	2.67
	压(-)	216.32	2.48	260.87	7.32	2.95	
X18	拉(+)	253.42	3.12	327.33	7.89	2.52	2.80
	压(-)	222.46	2.56	265.28	7.89	3.08	

由表4可知:垫板加强节点的极限位移均小于未加强节点的极限位移,但其屈服位移都大于未加强节点的屈服位移;对比未加强与垫板加强节点的延性系数可知,未加强节点的延性系数都大于3,延性较好,且未加强节点的延性系数大于垫板加强节点的延性系数,这表明未加强节点的延性优于垫板加强节点的延性;这是由于垫板显著提升了节点区域的局部刚度,有效约束了节点主管管壁变形发展,而节点的塑性变形能力主要受限于焊缝区域,容易发生脆性断裂破坏,使得节点延性降低。

3 节点几何参数与垫板参数对节点滞回性能的影响

3.1 主管径厚比 γ 对未加强与垫板加强 X 形圆钢管相贯节点滞回性能的影响

为研究主管径厚比 γ 对 X 形圆钢管相贯节点滞回性能

的影响,设计了 γ 分别为 18.75、15.00、12.50 的节点 X1、X2、X3,以及相应的垫板加强节点 X15、X16、X6,如图17所示。由图可知:随着 γ 的减小,未加强与垫板加强节点的滞回曲线形态愈发饱满,滞回环面积逐渐增大; γ 从 12.50 增加到 18.75 时,未加强节点的抗拉极限承载力降低了 33.3%,极限位移降幅为 14.3%;而垫板加强节点的抗拉极限承载力降低了 40.9%,极限位移则减小了 13.5%;随着 γ 的增加,未加强与垫板加强节点的刚度呈下降趋势,但二者刚度退化速度基本一致,表明 γ 对节点刚度退化的影响较小。由表4可知:随着 γ 的增加,未加强节点的延性系数从 3.37 减小至 3.23,垫板加强节点的延性系数从 3.07 减小至 2.96;这主要是由于 γ 的增加,导致节点主管壁厚减少,节点的承载力及其刚度会降低,从而削弱了节点的滞回性能。

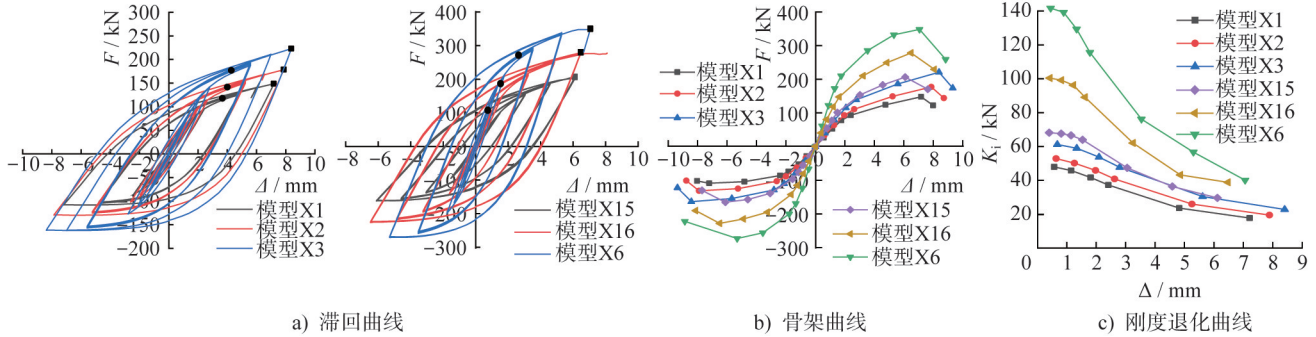


图 17 模型 X1、X2、X3、X15、X16、X6 滞回性能

Fig. 17 Hysteresis performance of model X1, X2, X3, X15, X16 and X6

3.2 支主管外径比 β 对未加强与垫板加强 X 形圆钢管相贯节点滞回性能的影响

为了研究支主管外径比 β 对 X 形圆钢管相贯节点的滞回性能的影响,设计了 β 分别为 0.4、0.5、0.6 的节点 X3、X4、X5,以及相应的垫板加强节点 X7、X13、X14,如图18所示。由图可知:当 β 越小时,未加强与垫板加强节点的滞回曲线形态越饱满,且滞回环面积较大;随着 β 从 0.4 增加至 0.6 时,未加强节点的抗拉极限承载力提高了

38.9%,极限位移降幅为 25.0%;而垫板加强节点的极限承载力提高了 21.6%,极限位移降幅为 29.9%;随着 β 的增加,未加强与垫板加强节点的刚度逐渐增加,但其刚度退化速度较快,因此 β 对节点的刚度退化有影响;由表4可知,随着 β 的增加,未加强节点的延性系数从 3.37 减小至 3.09,垫板加强节点的延性系数从 3.06 减小至 2.37,垫板加强节点的延性系数减小速率显著快于未加强节点的相应值。这主要由于 β 的增大,支管与主管、支管与垫板

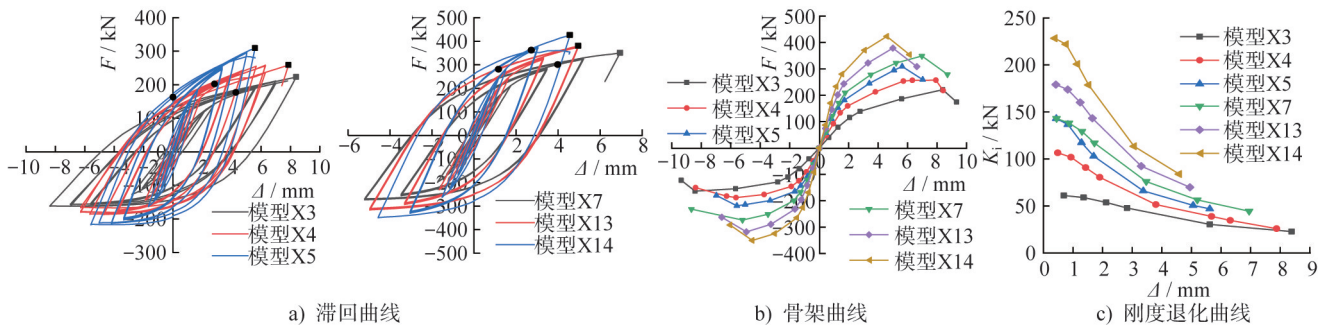


图 18 模型 X3、X4、X5、X7、X13、X14 滞回性能

Fig. 18 Hysteresis performance of model X3, X4, X5, X7, X13 and X14

的接触面积增加,节点极限承载力得以提升;同时,垫板的加强使节点整体刚度进一步提高,而焊缝尺寸较小,且 β 增大导致相贯线曲线弧度增大,使得焊缝处更容易发生应力集中,进而诱发焊缝优先断裂失效,最终导致节点极限位移减小、延性降低。

3.3 垫板宽度 B 对垫板加强 X 形圆钢管相贯节点滞回性能的影响

为了研究垫板宽度 B 对垫板加强 X 形圆钢管相贯节点滞回性能的影响,设计了垫板宽度 B 分别为 45° 、 60° 、

90° 的节点 X6、X7、X8。如图 19 所示,随着垫板宽度参数 B 的增加,垫板加强 X 形圆钢管相贯节点的滞回曲线形态相似,骨架曲线走势基本一致,节点抗拉极限承载力提高了 2.9%,极限位移减小了 3.4%,二者变化幅度均较小;不同 B 值对应的节点刚度退化曲线形态相近且退化趋势一致。由表 4 可知:随着 B 的增加,节点延性系数从 3.07 降低至 3.04,表明垫板宽度的增加并不会对节点的滞回性能产生显著影响。为方便加工,通常采用垫板宽度为 90° 的垫板进行加强。

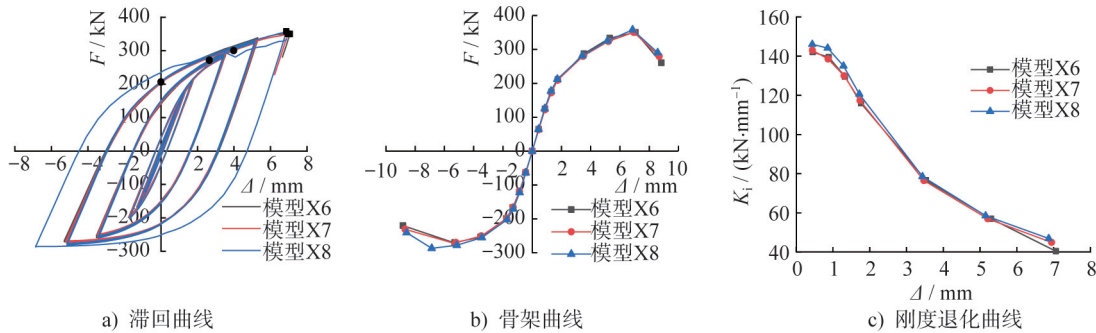


图 19 模型 X6、X7、X8 滞回性能

Fig. 19 Hysteresis performance of model X6, X7 and X8

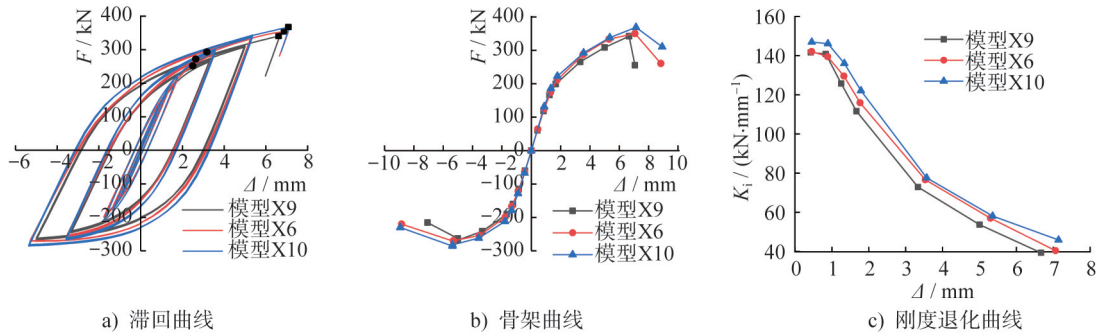


图 20 模型 X9、X6、X10 滞回性能

Fig. 20 Hysteresis performance of model X9, X6 and X10

3.4 垫板长度 L 对垫板加强 X 形圆钢管相贯节点滞回性能的影响

为了研究垫板长度 L 对垫板加强 X 形圆钢管相贯节点滞回性能的影响,设计了 L 分别为 120 mm、180 mm、240 mm 的节点 X9、X6、X10。如图 20 所示,随着 L 的增加,垫板加强 X 形圆钢管相贯节点的滞回曲线面积呈增大趋势,骨架曲线走势基本一致,节点抗拉极限承载力提高了 7.9%,极限位移增加了 26.3%;随着 L 的增加,节点刚度同步增加,且不同 L 值对应的节点刚度退化曲线形态相近且退化趋势一致,证明 L 值对节点刚度退化影响较小。由表 4 可知:随着 L 的增加,节点延性系数从 2.88 增加至 3.08,增加较小,这说明当 L 到达一定值时,其对垫板加强 X 形圆钢管相贯节点的滞回性能的提升效果不

再显著,因此需选用合理的垫板长度,才能提高节点的滞回性能。随着垫板长度的增加,其有效面积同步增加,能够更充分地分散节点的应力集中效应;这一强化作用使得节点的极限承载力和刚度提高,节点的延性得到有效改善,进而提高了节点的抗震性能。

3.5 垫板厚度 t_p 对垫板加强 X 形圆钢管相贯节点滞回性能的影响

为了研究垫板厚度 t_p 对垫板加强 X 形圆钢管相贯节点滞回性能的影响,设计了 t_p 分别为 8 mm、10 mm、12 mm 的节点 X6、X11、X12。如图 21 所示,随着 t_p 的增加,垫板加强 X 形圆钢管相贯节点的骨架曲线走势基本一致,节点的抗拉极限承载力提高了 9.8%,极限位移减

小了42.2%；随着 t_p 的增加，节点的刚度随之增加，但刚度退化速度一致，表明 t_p 对节点刚度退化的影响较小；如表4所示，随着 t_p 的增加，节点延性系数从3.07降低至2.95，节点延性降低。且随着 t_p 的增加，焊缝处的应力集

中现象愈发显著，这导致节点的断裂主要发生在支管与垫板连接的焊缝部位。因此，随着垫板厚度的增加，节点的极限位移呈降低趋势，进而延性也随之下降。

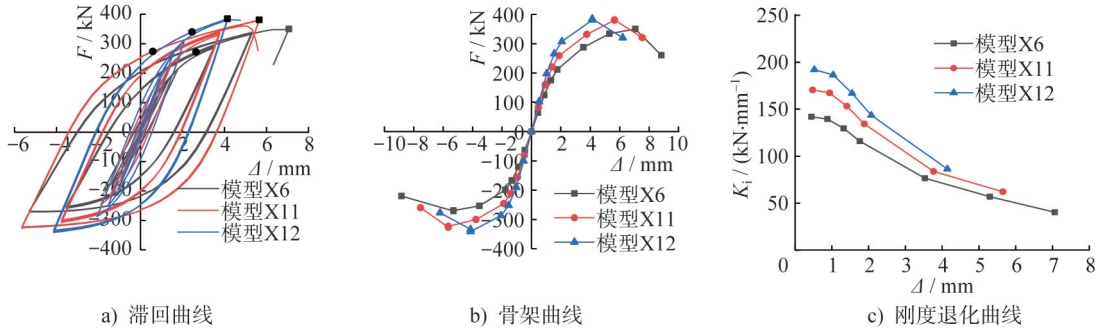


图 21 模型 X6、X11、X12 滞回性能

Fig. 21 Hysteresis performance of model X6, X11 and X12

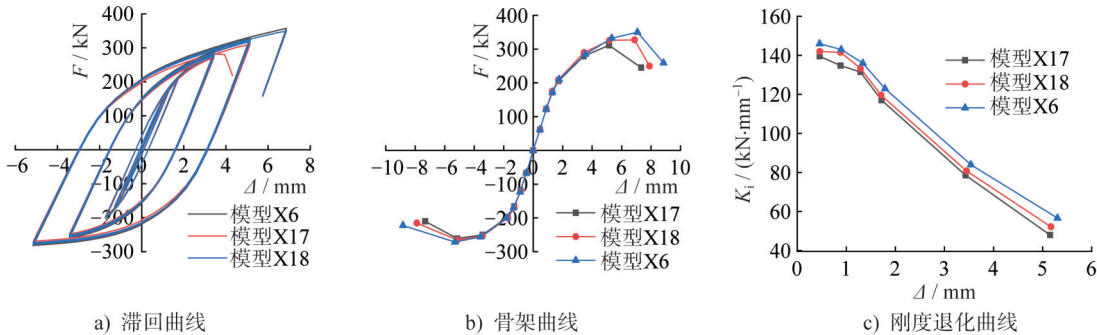


图 22 模型 X6、X17、X18 滞回性能

Fig. 22 Hysteresis performance of model X6, X17 and X18

3.6 焊缝焊脚尺寸 h_f 对垫板加强X形圆钢管相贯节点滞回性能的影响

为了研究焊缝焊脚尺寸 h_f 对垫板加强X形圆钢管相贯节点滞回性能的影响，设计了 h_f 分别为7.2 mm、8.1 mm、9.0 mm的节点X17、X18、X6。如图22所示，随着 h_f 从7.2 mm增加至9.00 mm，垫板加强X形圆钢管相贯节点的滞回曲线形态相似，骨架曲线走势趋近，节点的抗拉极限承载力提高了7.05%，极限位移增加了11.91%；且节点的刚度也同步增加，但提高幅度较小，各节点的刚度退化曲线形态相近且退化趋势一致。如表4所示，节点延性系数从2.67增加至3.07；当相贯节点焊缝焊脚尺寸较小时，节点焊缝最终发生断裂破坏，且节点开裂较早会导致其延性降低，当相贯节点焊缝焊脚尺寸增加时，节点焊缝强度增加，其延性也会增加。

4 结论

本文将CVGM断裂判据编译集成并嵌入ABAQUS软件VUSDFLD子程序中，对X形圆钢管相贯节点和垫板加强X形圆钢管相贯节点共18个模型进行了有限元

分析，研究节点的破坏模型和垫板加强对节点滞回性能的影响，得出如下结论：

(1) 通过对比发现N形圆钢管相贯节点与垫板加强N形圆钢管相贯节点的有限元模拟与试验结果吻合较好，这表明运用CVGM可以有效预测这两种节点的断裂情况。

(2) 相比于未加强节点，垫板加强后节点的极限承载力提高了37.5%~56.9%，极限位移减小了4.4%~20.3%，垫板加强后节点的延性低于未加强节点的延性。

(3) 随着节点主管径厚比 γ 的增加，节点的抗拉极限承载力、极限位移、刚度和延性均会减少。其中节点的极限承载力下降了33.3%，垫板加强节点的极限承载力下降了40.9%。

(4) 随着节点支主管外径比 β 、垫板厚度 t_p 和垫板宽度 B 的增加，节点抗拉极限承载力和刚度会增加，但极限位移和延性均会降低。其中支主管外径比 β 的增加对节点的极限承载力提高最大，提高了38.9%，垫板加强后节点的极限承载力提高了21.6%，提升幅度较未加强节点较小。

(5) 随着节点垫板长度 L 和焊脚焊缝尺寸 h_t 的增加,节点的极限承载力分别提升了7.9%、7.05%,极限位移分别增加了26.3%、11.91%,其刚度和延性均会增加。

参考文献:

- [1] DING Y N, ZHU L, ZHANG K, et al. CHS X-joints strengthened by external stiffeners under brace axial tension[J]. *Engineering Structures*, 2018, 171: 445-452. DOI: 10.1016/j.engstruct.2018.05.101.
- [2] LI W P, ZHANG S G, HUO W Y, et al. Axial compression capacity of steel CHS X-joints strengthened with external stiffeners[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2018, 141: 156-166. DOI: 10.1016/j.jcsr.2017.11.009.
- [3] ZHU L, YANG K, BAI Y, et al. Capacity of steel CHS X-joints strengthened with external stiffening rings in compression[J]. *Thin-Walled Structures*, 2017, 115: 110-118. DOI: 10.1016/j.tws.2017.02.013.
- [4] YANG K, ZHU L, BAI Y, et al. Strength of external-ring-stiffened tubular X-joints subjected to brace axial compressive loading[J]. *Thin-Walled Structures*, 2018, 133: 17-26. DOI: 10.1016/j.tws.2018.09.030.
- [5] CHEN Y, HU Z Z, GUO Y, et al. Ultimate bearing capacity of CHS X-joints stiffened with external ring stiffeners and gusset plates subjected to brace compression[J]. *Engineering Structures*, 2019, 181: 76-88. DOI: 10.1016/j.engstruct.2018.12.005.
- [6] KIM S H, LEE C H. Investigation of high-strength steel CHS X-joints loaded in compression including effect of chord stresses[J]. *Engineering Structures*, 2020, 205: 110052. DOI: 10.1016/j.engstruct.2019.110052.
- [7] NASSIRAEI H, REZADOOST P. Initial stiffness, ultimate capacity and failure mechanisms of tubular X-joints with external ring or plates at fire conditions[J]. *Ships and Offshore Structures*, 2024, 19(12): 1985-2007. DOI: 10.1080/17445302.2024.2317656.
- [8] ZHAO B D, LI F L, LIU C Q, et al. Hysteretic behavior of CHS X-joints under in-plane bending moment[J]. *Structures*, 2022, 43: 1790-1806. DOI: 10.1016/j.istruc.2022.07.006.
- [9] WANG L, QIAN X D. Evolution of welding residual stresses during cyclic tests in welded tubular joints[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2024, 216: 108598. DOI: 10.1016/j.jcsr.2024.108598.
- [10] ZHAO B D, LI F L, LIU C Q, et al. Effect of loading patterns on in-plane flexural hysteretic performance of CHS X-connections[J]. *Journal of Building Engineering*, 2022, 57: 104839. DOI: 10.1016/j.job.2022.104839.
- [11] ZHAO B D, FANG C, WANG W, et al. Seismic performance of CHS X-connections under out-of-plane bending[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2019, 158: 591-603. DOI: 10.1016/j.jcsr.2019.04.019.
- [12] HAN J Y, LI J, YANG Y, et al. Numerical simulation of the crack propagation effect on the hysteretic behavior of CHS-X joints[J]. *Engineering Failure Analysis*, 2024, 163: 108549. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2024.108549.
- [13] YANG W W, LI S T, YAN R H, et al. Experimental study on hysteretic behavior of double-plate reinforced overlapped K-joints[J]. *Advances in Civil Engineering*, 2020, 2020(1): 3183206. DOI: 10.1155/2020/3183206.
- [14] SUI W N, ZHANG X L, LI G C, et al. Static strength of doubler plate reinforced tubular K-joints under bending load[J]. *Applied Mechanics and Materials*, 2012, 166-69: 645-648. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.166-169.645.
- [15] 张文镜. 套筒加强T型管节点力学性能研究[D]. 青岛: 青岛理工大学, 2021.
ZHANG Wenjing. Study on mechanical properties of sleeve reinforced T-joints[D]. Qingdao: Qingdao University of Technology, 2021. (in Chinese)
- [16] 商晓彤. CFRP加固T型震损圆钢管节点的滞回性能研究[D]. 青岛: 山东科技大学, 2017.
SHANG Xiaotong. Study of the hysteresis behavior of seismic damaged chs T-joints reinforced with CFRP[D]. Qingdao: Shandong University of Science and Technology, 2017. (in Chinese)
- [17] 李自林, 朱斌, 吴亮秦, 等. N型圆钢管相贯节点滞回性能的试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2008, 29(6): 69-74. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2008.06.017.
LI Zilin, ZHU Bin, WU Liangqin, et al. Experimental research on hysteretic behavior of unstiffened tubular N-joints[J]. *Journal of Building Structures*, 2008, 29(6): 69-74. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2008.06.017. (in Chinese)
- [18] KUROBANE Y, MAKINO Y, OCHI K. Ultimate resistance of unstiffened tubular joints[J]. *Journal of Structural Engineering*, 1984, 110(2): 385-400. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1984)110:2(385).
- [19] 王睿智. 单调荷载和超低周荷载作用下钢材的微观断裂模型及其参数校准[D]. 西安: 长安大学, 2017.
WANG Ruizhi. Micromechanical fracture models and parameter calibrations of structural steels under monotonic load and extremely low cycle load[D]. Xi'an: Changan University, 2017. (in Chinese)
- [20] KANVINDE AM, DEIERLEIN GG. Micromechanical simulation of earthquake-induced fracture in steel structures[D]. Palo Alto: Stanford University, 2004.
- [21] 吴亮秦. N型圆钢管加强节点的试验研究和有限元分析[D]. 天津: 天津城市建设学院, 2008.
WU Liangqin. Experimental research and finite element analysis of reinforced tubular N-joints[D]. Tianjin: Tianjin University of Urban Construction, 2008. (in Chinese)