

海上风电灌浆连接段静力受力机理研究综述

刘晋超¹, 元国凯¹, 陈涛²

(1. 中国能源建设集团广东省电力设计研究院有限公司, 广州 510663; 2. 同济大学, 上海 200092)

摘要: 海上风机基础灌浆连接段是设计与施工过程中的一项关键环节, 在风机长期运行过程中, 会受到轴力、弯曲以及两者耦合的作用。主要从轴压与弯曲两方面阐述灌浆连接段静力受力机理的研究, 首先详尽地描述了无剪力键与带剪力键灌浆连接段受轴压机理, 然后对其灌浆连接段的受弯机理研究进行了详细阐述, 最后对海上风电灌浆连接段受静力机理研究进行总结。

关键词: 海上风电; 单桩; 导管架; 灌浆; 灌浆连接段; 静力受力机理

中图分类号: TM617

文献标志码: A

文章编号: 2095-8676(2016)S1-0061-07

Review on Static Mechanism of Grouted Connection in Offshore Wind Farm

LIU Jinchao¹, YUAN Guokai¹, CHEN Tao²

(1. China Energy Engineering Group Guangdong Electric Power Design Institute Co., Ltd., Guangzhou 510663, China;

2. Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: Grouted connection of offshore wind turbine foundation is a key point in the design and construction process. The connection is affected by axial force, bending and coupling during the long-term operation of wind turbine. In this paper, the static mechanism of grouted connection is mainly studied from the aspects of axial compression and bending moment. Firstly, the axial compression mechanism of grouted connection with/without shear keys is described in detail, and then bending mechanism of the grouted connection is expounded. Finally, the static mechanism research of grouted connection is summarized.

Key words: offshore wind; monopile; jacket; grouting; grouted connection; static mechanism

海上风电作为一种清洁能源越来越受到普遍关注与大力开发, 海上风电的诸多技术领域也随之得到广泛研究与发展, 其中海上风电基础结构作为将风电机组稳固在海上的重要构筑物, 是研究的重要方向之一, 其中海上风电灌浆的受力机理又是支撑结构研究的一个重点和难点。目前, 风机基础与桩基通常采用灌浆进行连接, 一方面减少焊接带来的应力集中和疲劳, 另一方面还可以起到调平的作用。

作用在灌浆连接段上荷载的基本类型包括四

类, 即轴向荷载(竖向荷载)、弯矩荷载、扭矩荷载和剪力荷载。在实际工程中, 不同的海上风电支撑结构上的灌浆连接段的实际受力为上述四种荷载的组合, 不同的海上风电支撑结构的形式, 其主要荷载形式也有所不同。

本文首先详尽地描述了无剪力键与带剪力键灌浆连接段受轴压机理, 然后对其灌浆连接段的受弯机理研究进行了详细阐述, 最后对海上风电灌浆连接段受力机理研究进行总结。

1 灌浆连接段轴压承载力机理

对于灌浆连接段在轴力荷载作用下的力学性能和受力机理研究起步较早, 研究较为全面。

1.1 无剪力键灌浆连接段受静力轴压机理

在轴向荷载作用下, 无剪力键灌浆连接段的破坏模式通常表现为钢管与灌浆材料的相对滑移, 并

收稿日期: 2016-10-01

基金项目: 中国能建广东院科技项目“海上风机基础建造、安装以及大直径桩基沉桩可实施性和风险评估研究”(EV02971W)

作者简介: 刘晋超(1984), 男, 宁夏吴忠人, 高级工程师, 硕士, 主要从事水工工程结构设计研究工作(e-mail) liujinchao@gedi.com.cn。

且该破坏通常出现在内钢管与灌浆材料的接触面上。典型的无剪力键灌浆连接段荷载-位移曲线如图1^[1]所示,坐标轴横轴为内管与外管的轴向相对位移,坐标轴纵轴为所加的荷载。从图中SSN试件的加载曲线可以看出,在到达屈服荷载前,连接段的荷载-位移关系基本保持线性关系。在峰值荷载出现后,试件内外钢管出现了一个较大的滑移,并且在曲线的下降段观察到粘滑现象。

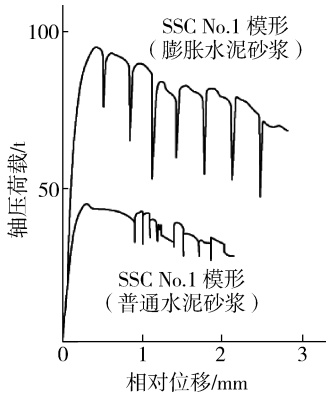


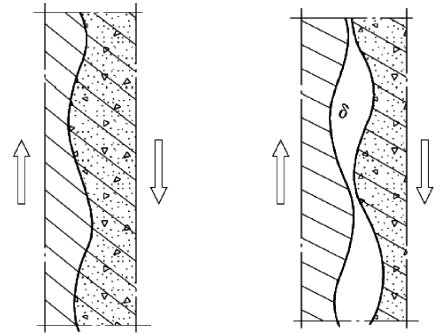
图1 无剪力键灌浆连接段受轴压荷载-位移曲线

Fig. 1 Compressive load-relative slip curve of grouted connection without shear keys

无剪力键灌浆连接段的受力变形大致可分为两个阶段,如图2所示,其中 δ 为制造误差。第一阶段中,灌浆料与钢材表面相连接,不存在相互间的滑移,此阶段为设计的预期阶段。在此阶段中,荷载主要由钢管与灌浆料界面上的粘着力承担。第二阶段中,随着轴力的逐步增大,灌浆料与钢管表面的粘结强度低于轴力产生的剪应力,此时两者之间产生相对滑移。在此阶段,荷载主要由两部分承担。一部分为灌浆料与钢管表面的摩擦力;另外,在制造和运输过程中,钢管表面不可能保持绝对平整,容易出现凸起和凹陷,这样的凸起和凹陷被称为制造误差。因此,另一部分为由于制造误差引起的钢管与灌浆材料的挤压力。

从多尺度方面看,无剪力键灌浆连接段的承载力由三个部分提供,如图3所示。宏观上,表现为钢管的制造误差和运输过程中的碰撞引起的表面不规则;细观上,表现为钢管与灌浆材料接触面上的粗糙;微观上,表现为钢管与灌浆材料的化学粘着力。其中,表面不规则引起的接触压力对灌浆连接段的轴向承载力贡献最大,接触面的粗糙引起的摩擦力的贡献次之,而化学粘着力

在加载的初期就可能失效,并且可能由于灌浆料的收缩被破坏。因此,建议在设计时不要考虑化学黏着力的贡献。



(a) 第一阶段(紧密接触) (b) 第二阶段(错动)

图2 轴力作用下连接段的不同受力阶段

Fig. 2 Different loading stages of connection under axial load

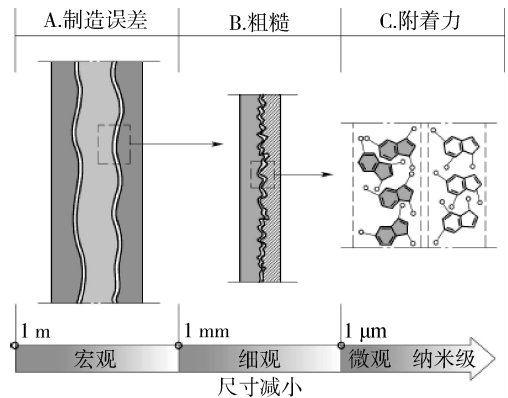


图3 无剪力键灌浆连接段承载力组成

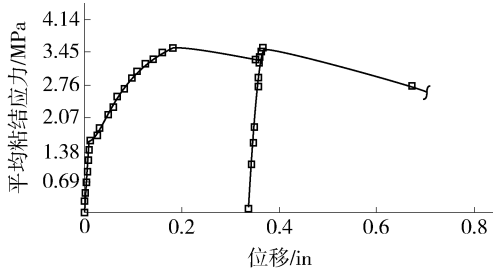
Fig. 3 Capacity components of grouted connection without shear keys

1.2 带剪力键的灌浆连接段受静力轴压机理

典型的带剪力键灌浆连接段荷载-位移曲线如图4所示,坐标轴横轴为加载点的位移,坐标轴纵轴为平均粘结应力^[2]。从图4中可以发现,带剪力键灌浆连接段的破坏模式为延性的破坏模式。在加载达到峰值荷载后,试件突然出现较大的滑移,承载力迅速降低。但对试件进行卸载后重新加载发现,试件的刚度和峰值承载力并未降低。但加载到峰值荷载处,试件突然出现更大的滑移,承载力下降的更加显著。

试验结束后,为观察灌浆连接段试件灌浆材料的破坏情况,试件的钢管部分被剖开,将灌浆材料暴露出来进行观察。剪力键位置处的灌浆材料被压碎,并且灌浆材料被贯通的裂缝分割成多个受压短柱。值得一提的是,试验现象表明,剪力键并非缓

和其对灌浆料的应力, 相反, 由于剪力键尖端的应力集中作用, 灌浆料反而更容易被压坏。剪力键的真正作用在于使得轴力在整个连接段其他剪力键之间重新分布。Aritenang 等研究者^[3]也观察到类似的破坏形态。



注: 1 in = 0.025 4 m

图 4 带剪力键灌浆连接段受轴压荷载—位移曲线

Fig. 4 Compressive load-relative slip curve of grouted connection with shear keys

Fabian Wilke^[4]对带剪力键灌浆连接段和无剪力键灌浆连接段进行轴压试验。结合荷载位移曲线和浆体破坏模式, Fabian Wilke 认为, 带剪力键的灌浆连接段受力破坏过程分为三个阶段。在滑移出现前, 灌浆连接段的荷载位移曲线保持线性。在滑移出现后, 浆体的荷载传递机理才开始发展。

阶段一, 内管和外管端部的浆体受剪出现裂缝。根据 Lampert^[2]的研究, 裂缝的角度与灌浆材料的强度有关, 而与剪力键的间距无关。在剪力键位置处, 灌浆体受到剪力键的挤压, 在滑移荷载下, 三向应力状态下的灌浆体应力值已经超过了灌浆材料的多轴强度, 该阶段如图 5(a)所示。

阶段二, 荷载不断增大, 在剪力键位置处的楔形浆体被压碎破坏。被压碎的浆体材料起到了弹塑性弹簧的作用, 并使得内力重分布出现在全部剪力键上。由于内力重分布的作用, 灌浆体受压短柱的倾斜角度基本相同。在此阶段, 灌浆连接段的荷载位移曲线斜率不断减小, 该阶段如图 5(b)所示。

阶段三, 随着荷载继续增大, 一个连续的受剪区域出现, 该区域包括第一个剪力键到最后一个剪力键的范围。并且, 一条灌浆体受剪裂缝产生, 该裂缝贯穿数个灌浆体受压短柱, 并引起内力的重新分布, 该阶段如图 5(c)所示。

综上所述, 带剪力键灌浆连接段的破坏模式是一种延性的破坏模式。轴向承载力由两个部分提供, 第一部分为灌浆料与钢管之间的黏着力和摩擦

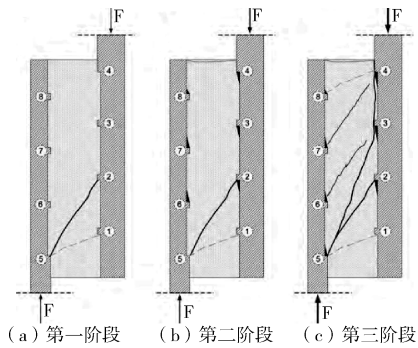


图 5 带剪力键灌浆连接段受轴压破坏过程^[2]

Fig. 5 Failure process of grouted connection with shear keys under axial load

力, 第二部分为成对剪力键之间灌浆料形成的斜压短柱提供的轴向承载力。

1.3 影响灌浆连接段轴压承载力参数研究

现有的研究成果表明, 影响灌浆连接段的轴向承载力的因素可以分成如下几方面。

1.3.1 径向刚度

Aritenang^[3]、Billington^[5-6]等多名研究者开展了灌浆连接段径向刚度 K 对轴向承载力影响的研究, 研究表明径向刚度的提高有助于提升灌浆连接段的轴向承载力。

1.3.2 剪力键参数

剪力键的几何参数包括: 剪力键的高度、间距和形状。

剪力键的高度有一定的限值范围, 最小高度为 $h = 0$ mm, 即无剪力键灌浆连接段; 剪力键高度的最大值在理论上是灌浆材料厚度的一半, 而实际工程中一般小于该值。Wimpey 实验室对 3 组不同的 h/D_p 值的试件进行了试验, 试验发现灌浆连接段的折算名义粘结强度 f_{bu} 与 h/D_p 成正比。Lampert^[2]也指出, 在其他参数保持不变的情况下, 随着剪力键高度的增大, 内管与外管剪力键之间灌浆材料受压短柱所受的剪应力将增大。Billington^[6]比较了 5 个不同的灌浆连接段试件的折算名义粘结强度 F_{bu} 与 h/D_p 的关系, 也得到了相同的结果。

假如剪力键的间距减小, 其他参数保持不变, 由于内外管剪力键之间的灌浆材料受压短柱数量增加, 带剪力键灌浆连接段的轴向承载能力增大。Wimpey 实验室对 6 个不同剪力键间距的试件进行试验, 发现灌浆连接段的折算名义粘结强度 f_{bu} 与 D_p/s 成正比, 即随着剪力键间距 s 的减小, 灌浆连

接段的承载力不断提高。但是这个提高并非是无限制的,当间距减小到一定程度时,灌浆连接段的破坏模式就会发生改变,轴向承载力反而会减小。Krahl等研究者^[7]提出,根据剪力键间距的不同,灌浆连接段将出现不同的破坏模式。对于一个 h/s 比值适中的情况来说,灌浆体首先发生剪力键端部位置处的压碎破坏,而后产生灌浆体与钢管之间的滑移破坏。Billington^[5]研究了剪力键高度比剪力键间距 h/s 与灌浆连接段轴压承载力之间的关系。Forsyth等研究者^[8]提出, h/s 有一个最优值使得灌浆连接段极限粘结强度最大,而且与灌浆连接段钢管和灌浆料的径向刚度相关。

Boswell^[9]对比了三角形、半圆形和矩形剪力键形状对灌浆连接段粘结强度的影响,结果发现,三角形剪力键略优于其他两种剪力键形状,但优势并不明显。剪力键的宽度一般认为不会对灌浆连接段的粘结强度产生影响。

1.3.3 灌浆长度

Yamasaki^[1]对灌浆长度对无剪力键灌浆连接段轴向承载力的影响进行过研究,发现无剪力键灌浆连接段的轴向承载力随着灌浆段长度的增大而增大,但是轴向承载力并非无限制增大,当灌浆连接段长度到达一定值后,轴向承载力的增加变得不明显。Billington等研究者^[5]开展了连接段长度对带剪力键灌浆连接段极限粘结强度的影响研究,对于不同截面的灌浆连接段,发现 L/D_p 与灌浆连接段名义粘结强度 F_{bu} 之间没有一个固定的关系。

1.3.4 灌浆材料

无剪力键灌浆连接段的破坏模式主要是钢管与灌浆料之间的粘结失效引起的滑移破坏,灌浆料本身并未发生破坏,无剪力键灌浆连接段的承载力受灌浆料强度的影响很小。对于剪力键间距适中的灌浆连接段,灌浆材料的抗压强度对带剪力键灌浆连接段承载力的影响比无剪力键灌浆连接段要显著。Billington等研究者^[5]研究了灌浆材料抗压强度对无剪力键灌浆连接段和带剪力键灌浆连接段承载力的影响。对于带剪力键灌浆连接段, Billington认为,连接段的极限粘结强度与立方体抗压强度开根号成正比,可以表示成 $f_{bu} \propto f_{cu}^{0.5}$,而且可以利用该规律将不同灌浆材料强度的灌浆连接段名义粘结强度进行归一化以研究其他的参数。在 DNV-OS-J101^[10]规范中,对于剪切破坏模式,带剪力键灌浆

连接段的极限粘结强度 $f_{bu} \propto f_{cu}^{0.3}$;而对于灌浆料破坏模式,带剪力键灌浆连接段的极限粘结强度 $f_{bu} \propto f_{cu}^{0.5}$ 。

Sele^[11]的试验结果表明,对于一般的普通水泥,当灌浆厚度为30~50 mm,灌浆体的收缩仅为0.01 mm。Billington^[5]的试验结果表明,对于无剪力键灌浆连接段,灌浆材料的立方体抗压强度上升了61%,但是由于灌浆料收缩,连接段的极限粘结强度却下降了42%。

Lampert^[2]研究发现,对于灌浆料,泊松比的范围在0.20~0.23,即使这么小的范围,当泊松比变化时,粘结强度的变化也接近20%。弹性模量的变化对灌浆连接段的承载力的影响很小。Lampert^[12]的研究结果表明,灌浆材料的弹性模量变化50%仅引起7%的粘结强度变化。

1.3.5 接触面不规则和粗糙程度

在 Sele^[11]的研究中,钢管不规则程度 δ 与钢管半径 r 的比值定义为 $\delta/r = 0.25 \times 10^{-3}$,以此为假设得到的计算结果与试验结果吻合良好,偏差仅为0.13。而在 DNV-OS-J101 规范中,这个比值被定义为 $\delta/r = 0.37 \times 10^{-3}$ 。在试验研究中应该考虑钢管不规则对灌浆连接段轴压强度的影响。

接触面的粗糙程度对无剪力键灌浆连接段有着重大影响。钢管与灌浆材料的接触面越粗糙,摩擦力就越大,无剪力键灌浆连接段承载力就越高。Billington^[5]通过对不同接触面粗糙程度的不带剪力键灌浆连接段进行静力轴向加载,发现有着环氧树脂涂层的灌浆连接段的粘结强度比喷丸处理的连接段小了81%。类似的结果也可以从 Yamasaki^[13]的文献中找到。

2 灌浆连接段受弯承载力机理

弯矩作用下灌浆连接段的力学性能与轴力作用时的力学性能有极大的不同。

2.1 无剪力键灌浆连接段受静力弯矩机理^[14]

无剪力键灌浆连接段的抗弯承载力由四个部分组成,如图6所示,包括:(1)灌浆连接段上下端部一对方向相反的灌浆料对钢管的接触压力;(2)由于接触压力而产生的一对钢管与灌浆料间的竖向摩擦力;(3)由于接触压力而产生的一对钢管与灌浆料间的水平摩擦力;(4)由于钢管表面不规则而产生的一对钢管与灌浆料间的机械咬合力。

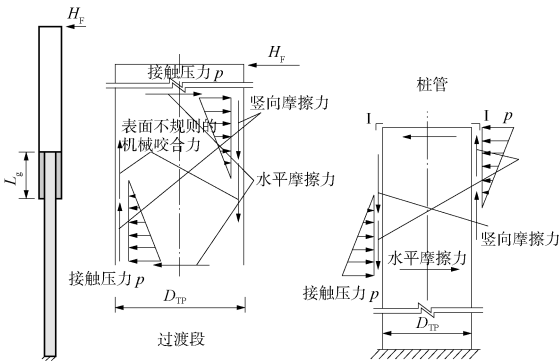


图 6 带剪力键灌浆连接段抗弯承载力组成

Fig. 6 Capacity components of grouted connection under moment

钢管表面不规则产生的钢管与灌浆材料之间的竖向摩擦力在设计中不应当考虑。因为实际工程中, 灌浆连接段受到反复弯矩的作用, 灌浆材料表面发生磨损, 从而这个摩擦力会不断地减小。但是在试验研究中应当考虑由于钢管表面不规则产生的竖向摩擦力的影响。

2.2 带剪力键灌浆连接段受静力弯矩机理^[15]

带剪力键灌浆连接段的弯矩承载力是在无剪力键灌浆连接段抗弯机理的基础上加上剪力键对抗弯承载力的贡献。

对于带剪力键灌浆连接段, 剪力键和接触压力这两部分对弯矩传递的贡献最大。并且随着剪力键个数的变化, 各个部分所占比例也发生改变。随着剪力键个数的增加, 剪力键所贡献的抗弯承载力逐渐增大, 接触压力贡献的抗弯承载力有所减小, 而摩擦力贡献的部分则在剪力键个数大于 3 个之后保持不变。

2.3 灌浆连接段受弯静力试验研究

现有的灌浆连接段受弯静力试验研究成果较少。目前仅有丹麦 Aalborg 大学、德国 Hannover Leibniz 大学、同济大学进行过试验研究。

2.3.1 Aalborg 大学试验^[4,16]

在丹麦 Horns Rev 海上风电场设计阶段, 丹麦 Aalborg 大学对风电场将采用的灌浆连接段设计进行了模型试验验证。试验类型包括静力加载试验和疲劳试验, Aalborg 在进行静力加载试验过后发现试件并未破坏, 在之后增加了疲劳试验。

试验制作的灌浆连接段种类包括两个无剪力键灌浆连接段和一个带剪力键灌浆连接段。带剪力键灌浆连接段的剪力键设计分布在灌浆连接段两端部

1/3 范围内, 而中部 1/3 范围内则不设置剪力键。

Aalborg 试验研究了灌浆连接段外管纵向应力沿纵向的分布规律, 但未考虑环向应变对纵向应力的影响, 即未采用广义胡克定律进行换算。通过试验发现, 剪力键使弯矩更加平滑地从外管传递到内管。带剪力键灌浆连接段的弯矩传递并非仅依靠灌浆连接段的端部, 剪力键使灌浆连接段中部参与了弯矩传递。在受拉的一侧, 剪力键对应力的影响更为显著, 在受压的一侧并不显著。灌浆连接段试件弯矩与横向相对位移关系方面, 带剪力键灌浆连接段相对位移比无剪力键灌浆连接段相对位移要小, 可见设置剪力键可以减小钢管之间的相对错动。

2.3.2 Hannover Leibniz 大学试验^[4]

Hannover 大学的试验类型包括疲劳试验和静力加载试验。试验加载包括四个阶段: (1) 疲劳荷载, 加载力幅值为 +100/-185 kN, 循环两百万次, 最大试验频率 2 Hz; (2) 疲劳荷载, 加载力幅值为 -1/-435 kN, 循环两百五十万次, 最大试验频率 1 Hz; (3) 极限强度弯曲试验, 试验最大加载力为 1000 kN; (4) 极限强度轴压试验。Hannover 大学试验的静力抗弯试验是在试件经过四百五十万次疲劳试验之后, 灌浆连接段具有一定的疲劳损伤, 静力抗弯试验是为了研究疲劳加载后的残余抗弯强度。

试验制作的灌浆连接段有两种类型, 包括无剪力键灌浆连接段与带剪力键灌浆连接段, 剪力键布置在灌浆连接段中部 1/3 范围内。试件加载采用四点弯曲加载, 加载设计如图 7 所示, 该试验测量了内外钢管顶部和底部的纵向应变和环向应变。

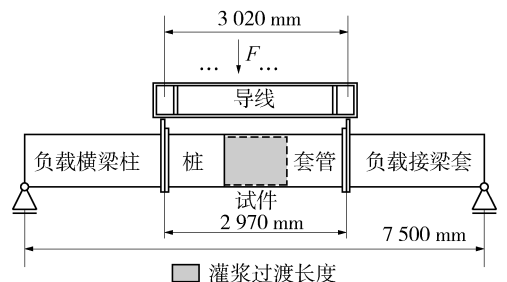


图 7 Hannover 大学试验加载图

Fig. 7 Test loading of Hannover University

通过试验发现, 对于无剪力键的灌浆连接段, 其桩管内表面顶部和套管外表面底部在将近一半的长度范围内纵向应力水平都保持一个较低的值。这

是由于在弯矩作用下, 开口出现在灌浆连接段端部内管与浆体的接触面上, 应力无法在分开的接触面上传递。并且, 设置剪力键使纵向应力在灌浆连接段中的分布更加平滑, 并且, 带剪力键的灌浆连接段中部的应力值要大于无剪力键灌浆连接段中部的应力值。

试验还发现, 剪力键有利于提升灌浆连接段的刚度, 设置剪力键能使内外钢管间的相对滑移减小, 并使钢管与灌浆材料之间的开口尺寸减小。

2.3.3 同济大学试验

海上施工环境恶劣, 基础的吊装很容易受到大风以及海浪的影响, 因此, 灌浆连接段中两钢管的相对位置存在一定的安装误差。灌浆连接段浆体的形状主要取决于两根钢管的相对位置, 不同的浆体形状会对灌浆连接段的极限承载力有所影响。同济大学的试验主要研究了导管架基础灌浆连接段桩管偏心对弯矩承载力和应力分布的影响。

试件的缩尺比例取为 1/10, 灌浆连接段试件详细设计和剪力键尺寸如图 8 所示。灌浆连接段试件保证有效剪力键对数为 3 对, 剪力键高度为 3 mm, 宽度为 6 mm, 剪力键间距设定为 60 mm, 剪力键采用直接在钢管壁上焊焊珠的方式制作。套管与桩管之间的偏心程度用两根钢管圆心之间的距离 e 来表示, 并考虑 $e = 0$ mm、10 mm、15 mm 三种工况。

试验采用四点弯曲试验方式对灌浆连接段抗弯力学性能进行研究, 将灌浆连接段组合结构部分放于纯弯段进行弯曲加载。位移计测量灌浆连接段部

分的挠度和内外钢管之间横向、竖向相对位移与支座变形。

加载后灌浆连接段的破坏模式为内管弯曲破坏, 灌浆连接段端部的内管与灌浆料出现脱开, 形成开口, 且浆体表面出现裂缝。经过实际测量, 灌浆连接段的开口大小与内管的偏心无关, 而内管的偏心越大, 开口的范围, 即开口弧长越大。随着内管偏心距的增大, 灌浆连接段端部表面裂缝也逐渐增大。在试验结束后对浆体进行剖开观察, 灌浆连接段内管偏心有利于浆体体裂缝的发展, 内管偏心并不影响灌浆连接段试件的延性, 内管的偏心对灌浆连接段底部的横向相对位移的影响大于顶部的横向相对位移, 并且, 内管偏心越大, 灌浆连接段底部的横向相对位移越小。灌浆连接段端中部, 钢管的变形符合梁的平截面假定, 而在灌浆连接段端部, 钢管的变形则不符合梁的平截面假定。因此可以得出结论, 灌浆连接段中部, 浆体和钢管之间并无相对错动, 粘结完好, 共同工作, 可以当做一个整体进行分析; 而在灌浆连接段端部, 浆体和钢管之间已经出现粘结失效, 不能作为一个整体分析。偏心距对灌浆连接段端部(即 $z = 10$ mm 处)的环向应变影响较为显著, 而对灌浆连接段中部(即 $z = 157$ mm 处)的环向应变无明显影响。对于不同的偏心距, 外管的纵向应变分布并无明显变化。

3 结论

本文总结了海上风电灌浆连接段在受轴力与受弯静力荷载下的机理, 主要结论如下:

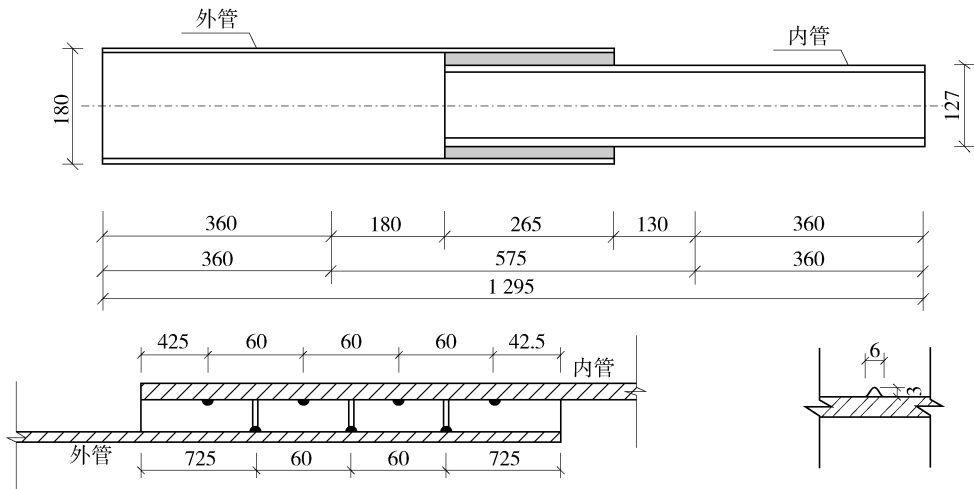


图 8 偏心组试件设计示意图

Fig. 8 Eccentricity specimen design diagram

1) 灌浆连接段在轴力荷载作用下的力学性能和受力机理研究比较完整, 带剪力键灌浆连接段相比无剪力键灌浆连接段, 在轴向承载能力与延性方面, 都有较大提升。

2) 影响灌浆连接段的轴向承载力因素有: 灌浆材料抗压强度、弹性模量、收缩、剪力键高度、剪力键间距、剪力键形状、灌浆连接段长度、灌浆料与钢管接触面的摩擦系数 μ 与粗糙程度 δ 等。

3) 无剪力键灌浆连接段的抗弯承载力由四个部分组成: 灌浆连接段上下端部一对方向相反的灌浆料对钢管的接触压力、由于接触压力而产生的一对钢管与灌浆料间的竖向摩擦力、由于接触压力而产生的一对钢管与灌浆料间的水平摩擦力、由于钢管表面不规则而产生的一对钢管与灌浆料间的机械咬合力。带剪力键灌浆连接段的弯矩承载力是在无剪力键灌浆连接段抗弯机理的基础上加上剪力键对抗弯承载力的贡献。

4) 丹麦 Aalborg 大学、德国 Hannover Leibniz 大学、我国同济大学分别对灌浆连接段的受弯静力开展了试验研究。丹麦 Aalborg 大学的试验是针对 Horns Rev 风场采用的灌浆连接段设计进行模型验证, 试验开展较早。德国 Hannover Leibniz 大学的静力抗弯试验是为了研究疲劳加载后的残余抗弯强度。我国同济大学考察的是在实际工程中不可避免出现的灌浆连接段中两钢管相对误差对灌浆连接段极限承载力的影响, 三个研究各有侧重点。

参考文献:

- [1] YAMASAKI T, HARA M, TAKAHASHI C. Static and dynamic tests on cementgrouted pipe-to-pipe connections [C]. Houston; Offshore Technology Conference, 1980.
- [2] LAMPORT W B, JIRSA J O, YURA J A. Grouted pile-to-sleeve connection tests [C]. Houston; Offshore Technology Conference, 1987.
- [3] ARITENANG W, ELNASHAI A S, DOWLING P J, et al. Failure mechanisms of weld-beaded grouted pile/sleeve connections [J]. Marine Structures, 1990, 3(5): 391-417.

- [4] WILKE F. Load bearing behaviour of grouted joints subjected to predominant bending [M]. Germany: Shaker Verlag GmbH, 2014.
- [5] BILLINGTON C J, LEWIS G H G. The strength of large diameter grouted connections [C]. Houston; Offshore Technology Conference, 1978.
- [6] BILLINGTON C J, TEBBETT I E. The basis for new design formulae for grouted jacket to pile connections [C]. Houston; Offshore Technology Conference, 1980.
- [7] KRAHL N W, KARSAN D I. Axial strength of grouted pile-to-sleeve connections [J]. Journal of Structural Engineering, 1985, 111(4): 889-905.
- [8] FORSYTH P, TEBBETT I E. New test data on the strength of grouted connections with closely spaced weld beads [C]. Houston; Offshore Technology Conference, 1988.
- [9] BOSWELL L F, MELLO C D, CITY T. The fatigue strength of grouted repaired tubular members [C]. Houston; Offshore Technology Conferences, 1986: 147-152.
- [10] Det Norsk Veritas. Design of offshore wind turbine structures; DNV-OS-J101 [S]. Norway, 2014.
- [11] SELE A B, VERITEC A S, KJE6Y H B. Background for the new design equations for grouted connections in the DnV draft rules for fixed offshore structures [C]. Houston; Offshore Technology Conference, 1989.
- [12] LAMPORT W B, JIRSA J O, YURA J A. Strength and behavior of grouted pile-to-sleeve connections [J]. Journal of Structural Engineering, 1991, 117(8): 2477-2498.
- [13] YAMASAKI T, HARA M, TAKAHASHI C. Static and dynamic tests on cementgrouted pipe-to-pipe connections [C]. Houston; Offshore Technology Conference, 1980.
- [14] LOTSBERG I. Structural mechanics for design of grouted connections in monopile wind turbine structures [J]. Marine Structures, 2013(32): 113-135.
- [15] LOTSBERG I, SEREDNICKI A, LERVIK A, et al. Design of grouted connections for monopile offshore structures [J]. Stahlbau, 2012, 81(9): 695-704.
- [16] ANDERSEN M S, PETERSEN P M. Structural design of grouted connection in offshore steel monopile foundations [R]. Denmark; Det Norske Veritas, 2004.

(责任编辑 郑文棠)