

不同环境下 X65 管线钢摩擦塞焊搭接焊接头组织和力学性能分析

徐雅晨^{1,2}, 荆洪阳^{1,2}, 韩永典^{1,2}, 徐连勇^{1,2}

(1. 天津大学 材料科学与工程学院,天津 300072; 2. 天津市现代连接技术重点实验室,天津 300072)

摘 要: 为了研究摩擦塞焊搭接接头的金相组织和力学性能,分别在空气中和水下对圆锥形搭接试样进行试验. 结果表明,在空气中焊接时,没有焊接缺陷的产生;在水下焊接时,低的焊接工艺参数导致接头产生未填充和未连接两种焊接缺陷. 接头中焊缝和热影响区组织为上贝氏体,母材为细小的铁素体和珠光体组织. 接头的硬度分布为母材最低,热影响区次之,焊缝最高,水下搭接接头的硬度一般高于空气中接头的硬度. 在空气中焊接时,只有塞孔底部的拉伸试样断裂在结合线处;而在水下焊接时,靠近塞孔底部的两个拉伸试样在结合线处发生断裂.

关键词: 摩擦塞焊搭接焊; 水下焊接; 显微组织; 硬度; 拉伸性能

中图分类号: TG 456.9 **文献标识码:** A **doi:**10.12073/j.hjxb.20170206001

0 序 言

海洋孕育着丰富的资源,是全球生命支持系统的一个重要组成部分,也是人类社会可持续发展的宝贵财富. 随着海洋资源不断被开发和利用,对水下结构物修复的研究显得尤为重要^[1]. 英国焊接研究所(TWI)发明的摩擦塞焊是一种新型的固相连接技术^[2-3],以良好的焊接接头性能、对水深不敏感、操作简单易于实现自动化和远程操控、成本低廉、环境友好等优势迅速成为海洋结构物修复的新方法^[4-5].

摩擦塞焊是摩擦焊的一种^[6],在焊接过程中需要施加较高的焊接压力,为了避免基体被压穿,其修补缺陷的深度一般不能超过基体厚度的一半. 然而在实际工况中,贯穿裂纹大量存在,尤其在压力容器或管道中,贯穿裂纹更加危险而且易于被检测到,为了解决对贯穿裂纹修补的问题,提出了摩擦塞焊搭接焊的方法.

1 试验方法

摩擦塞焊搭接焊的过程如图 1 所示,首先将搭接板覆盖到存在贯穿裂纹的基体上,其次用特定形状的钻头在基体上钻一个圆锥形的盲孔,盲孔底部位于基体厚度的中间处,并根据盲孔的形状制作一

个形状适当的塞棒,塞棒的直径要略小于孔的直径,通过马达或电机使塞棒旋转到预设的转速,在焊接压力的推动下,使得塞棒端部与塞孔底部发生摩擦,摩擦产生的热量不断软化塞棒金属并向塞棒与盲孔之间的间隙发生塑性流动,直到缝隙被完全填满,塞棒停止转动后,焊接压力被顶锻力所取代,保持数秒后消失,焊接完成.

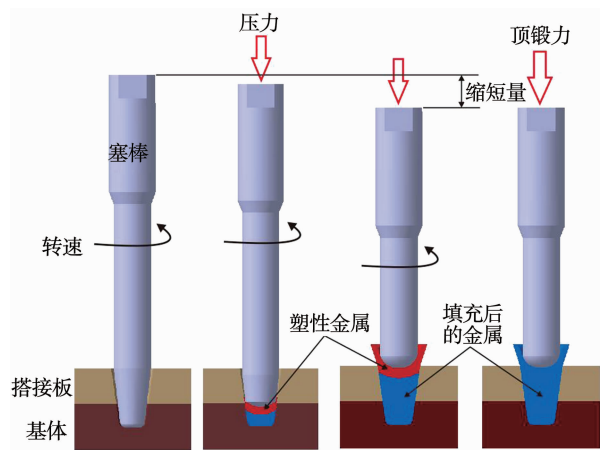


图 1 摩擦塞焊搭接焊的焊接过程
Fig. 1 Schematic illustration of FTSOW

虽然学者们已经对摩擦塞焊进行了大量的研究^[7-12],但对摩擦塞焊搭接焊的报道还是空白. 因此,利用自主研发的摩擦塞焊设备在不同的焊接参数和试验环境(空气中和水环境)下对摩擦塞焊搭接焊进行试验,并对搭接接头的宏观形貌、显微组

织、硬度和拉伸性能进行研究。

试验选取的试样形状为圆锥形,塞棒长度为 150 mm,其中夹持部分为 50 mm,焊接部分为 100 mm,塞棒最大直径为 16 mm,塞棒端部带有 18°的锥角,带有锥角的部分长为 25 mm,底部带有 2 mm 的倒角。基体分别选用厚度为 15 mm 的搭接板和 20 mm 的底板,通过 4 个螺栓将搭接板和底板固定在一起,在搭接板表面中心处用钻头获得一个最大直径为 20 mm,锥度为 20°,深度为 25 mm 的盲孔,塞孔底部同样带有 2 mm 的倒角如图 2a 所示。塞棒材料和基体材料均选用 X65 管线钢,其化学成分和力学性能分别见表 1 和表 2,X65 管线钢的金相组织由细小的铁素体和珠光体组成,如图 3 所示。

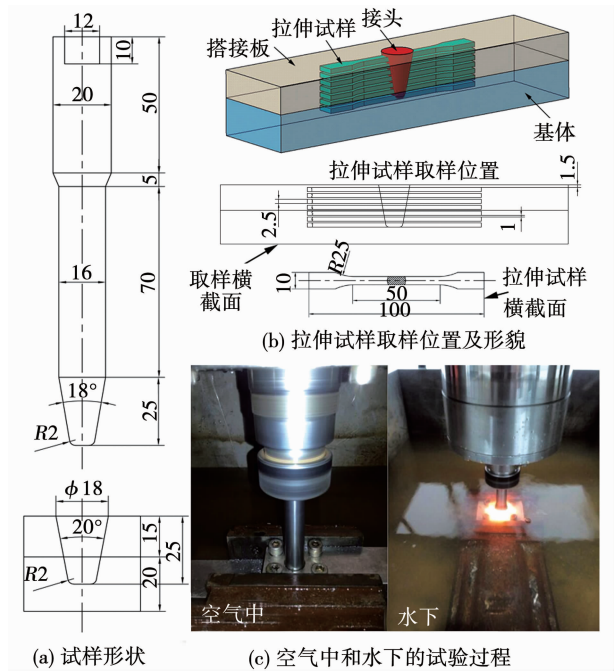


图 2 摩擦塞焊搭接焊试样(mm)
Fig. 2 Configurations of weld

表 1 X65 管线钢化学成分(质量分数,%) Table 1 Chemical compositions of X65 pipeline steel						
类别	C	Si	Mn	P	S	Fe
标准值	0.059	0.26	1.52	0.01	0.001 3	余量
测量值	0.044	0.26	1.5	0.005	0.000 6	余量

表 2 X65 管线钢力学性能 Table 2 Mechanical properties of X65 pipeline steel			
屈服强度 R_{eL}/MPa	抗拉强度 R_m/MPa	断后伸长率 $A(\%)$	硬度 $H(\text{HV})$
586.47	716.81	30.3	212.28

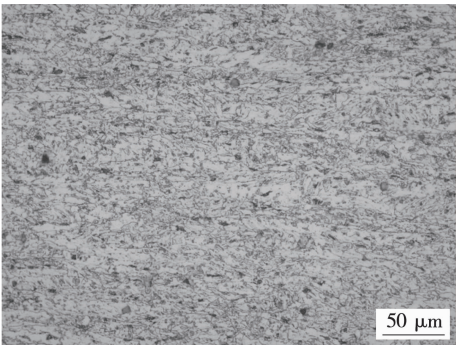


图 3 X65 管线钢金相组织形貌
Fig. 3 Microstructure of X65 pipeline steel

焊接试验均是在一套自主研发的摩擦塞焊设备上完成的,整套设备是由液压系统、主轴头、控制系统和工作平台组成的,能提供最高转速为 8 000 r/min,最大输出扭矩为 150 Nm 以及最大焊接压力 60 kN,并可以实现空气中和水下两种试验环境,如图 2c 所示。试验参数包括,转速分别为 6 000 和 7 000 r/min,焊接压力为 20 和 40 kN,顶锻力均为 40 kN,保压时间为 5 s,试验环境分为空气中和水下两种,具体参数如表 3 所示。

表 3 摩擦塞焊搭接焊的试验参数 Table 3 Welding parameters of FTSOW				
试样编号	转速 $n/(r \cdot \text{min}^{-1})$	压力 p/kN	顶锻力 f/kN	试验环境
S1	6 000	20	40	空气
S2	7 000	40	40	
S3	6 000	20	40	水下
S4	7 000	40	40	

焊后试样从中心剖开,对其横截面进行打磨和抛光,之后用 4% 硝酸酒精溶液作为腐蚀剂进行腐蚀,首先在型号为 Olympus SZX16 的体式显微镜下观察试样的宏观形貌,之后在型号为 OLYMPUS-GX51 的金相显微镜上进行金相组织的观察。根据挪威航级礼规范 DNV-OS-F101^[13] 标准,采用 Wolpert Wilson 公司生产的型号为 432SVD 型自动转塔数显维氏硬度计测量摩擦塞焊搭接焊焊接接头的焊缝,热影响区和母材的维氏硬度,压力为 10 kg,测点间距为 1 mm。为了研究塞棒与塞孔侧壁的连接质量,沿塞孔深度方向分别截取 7 个拉伸试样,如图 2b 所示,根据美国标准 ASTM E8/E8M-15a^[14] 标准,采用型号为 CCSS-3910 的万能电子拉伸试验机对这些拉伸试样进行拉伸试验。

2 试验结果与分析

2.1 宏观形貌

图 4 所示是试样横断面的宏观形貌,其中试样 S1,S2 和 S4 的横截面没有发现焊接缺陷,而试样 S3 中存在着焊接缺陷,根据缺陷的形貌可以分为两种,即未填充和未连接,如图 4c 所示,未填充这种缺陷主要是由于塑性金属的流动能力有限,导致塑性金属对某些区域填充不充分而形成孔洞,而未连接这种缺陷主要是由于较低的焊接压力和塑性金属有限的流动能力共同导致了塞棒和塞孔侧壁金属之间很难形成可靠的冶金连接^[15]。可以发现当试样在水下进行焊接时,水环境的散热系数较高,带走大量的摩擦热,大大降低了塑性金属的流动能力,焊接缺陷容易产生,而增加焊接压力可以在塞棒端部产生较大的应力,促进塑性金属的流动,有效避免缺陷的产生。当试样在空气中进行焊接时,空气中的散热系数要远小于水环境的散热系数,对塑性金属的流动能力影响较小,同样避免了缺陷的产生。此外,焊接缺陷主要集中于塞孔底部,这是因为在焊接初期,摩擦热是从无到有的,此时塞棒金属尚未充分软化,容易产生缺陷,而在焊接中后期,产生的摩擦热达到饱和状态,充分软化的塞棒金属具有很强的流动能力,缺陷就不容易产生。

根据试样的宏观形貌可以把搭接接头分为五个部分:焊缝区、内飞边区、外飞边区、热影响区和母材。焊缝区也可以称为破碎区,塞棒材料在转速和压力的作用下不断被打碎并对塞孔进行填充,逐渐形成了焊缝。当塞棒金属不断受热软化后,在焊接压力的作用下挤出塞孔表面形成了内飞边区,焊接压力越大,内飞边与塞棒侧壁贴合的越紧密。受热软化了的塞棒金属不断填充塞孔,当塞棒金属与塞孔侧壁金属相接触后将大量的热量传递给塞孔侧壁金属,使得塞孔侧壁金属受热软化,作用在塞棒顶部的焊接压力促使塑性金属不断的挤压塞孔侧壁,使得侧壁金属有向四周移动的倾向。塞孔底部受到的应力较大,金属向下移动的趋势明显,逐渐形成凹状。而塞孔下部的侧壁金属受到应力三轴度的约束,即便在高温和高压下,侧壁金属几乎没有发生向外移动。靠近塞孔表面的侧壁金属,由于应力三轴度约束的降低,金属开始向外移动,尤其是在塞孔表面附近的侧壁金属,向外移动的趋势非常明显,逐渐形成了外飞边。热影响区的分布可以按照区域大小分为三个部分,底部中心处、塞孔下部和塞孔上部。底部中心处的热影响区面积较大,这是因为此处是焊接的起始点,受热时间较长,因此热影响区面积较大。塞孔下部的热影响区面积很少,当焊接开始时,热量是从无到有的,尚未充分软化的塑性金属在焊接压力的作用下已经开始变形,这部分塑性金属所含有的摩擦热有限,因此对塞孔侧壁的传热也很有限,此外,圆锥形试样在塞棒端部能产生较高的焊接应力,导致填充所需的时间较短,所以热影响区面积也较少。塞孔上部的金属先受到下部金属的传热,当摩擦面上升到此处时,摩擦热已经大量产出,使得热影响区不断扩大,与塞孔下部的金属相比,塞孔上部的金属有一个预热的过程,所以其热影响区要大于塞孔下部金属的热影响区。焊接压力对影响区的大小有一定的影响,随着焊接压力的增加,热影响区的面积有所增加,尤其是在塞孔底部,热影响区的增加较为明显。由于水环境的散热系数较高,导致水下搭接接头的影响区较小,尤其是在塞孔表面,散热的影响更为明显。

从图 4 中可以清晰的发现搭接面的存在,搭接面均是从结合线附近开始向外延伸的。图 5 所示的是试样 S1(图 5a)和 S3(图 5b)的搭接面形貌,可以发现,S1 的搭接面起点离结合线有一定距离,这是因为搭接面附近的金属受热软化后在焊接压力的作用下对搭接面的缝隙进行了填充。搭接面在焊接压力的作用下有向下移动的趋势,从图 5a 中可以看到,搭接面靠近结合线的一端是较低的。S3 搭接面

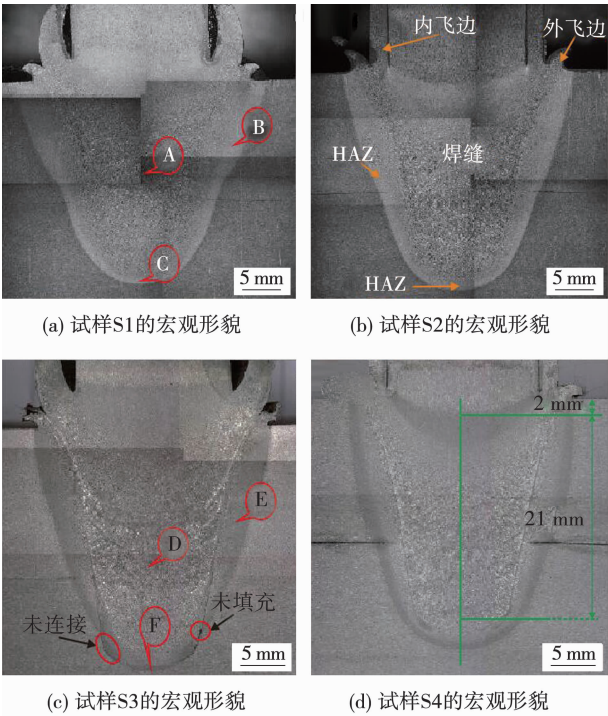


图 4 试样 S1,S2,S3 以及 S4 的宏观形貌

Fig. 4 Macrostructures of sample S1, S2, S3, and S4

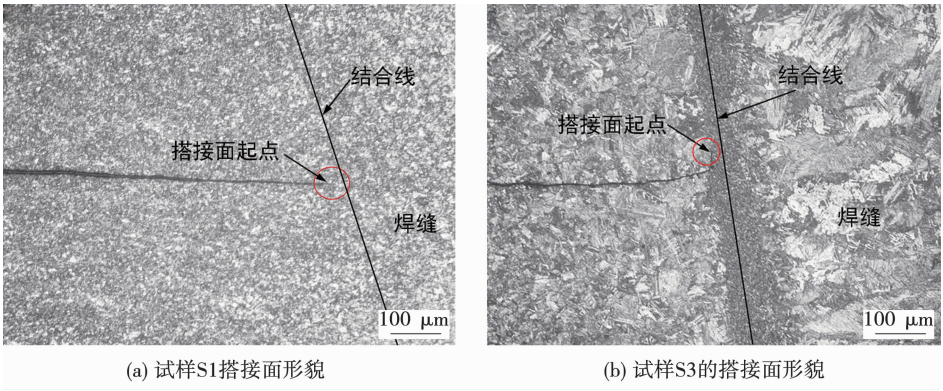


图 5 试样 S1 和 S3 的搭接面形貌
Fig. 5 Morphologies of lap plate in welds S1 and S3

的起点紧靠在结合线上,并且逐渐升高,这是因为水环境较大的散热系数所导致的,大量的摩擦热被散失后,搭接面附近的金属软化程度不够,没有出现对搭接面间隙的填充,所以搭接面起点在结合线上,此外焊接压力对搭接面附件的金属影响很小,当塞孔填充完毕后,搭接面上部的焊缝收缩要大于搭接面下部金属的收缩,因此靠近结合线处的搭接面向上移动的趋势,尤其是贴近结合线的搭接面向上移动的非常明显.

2.2 金相组织

图 6 所示的是搭接接头的金相组织,其位置的选取如图 4a,c 所示. A 处位于试样 S1 的塞焊缝中

间处,组织主要为上贝氏体组织,如图 6a 所示,束状的贝氏体铁素体具有很高的平行度,短杆状碳化物分布在铁素体条之间. B 处的位置在热影响区,组织主要以上贝氏体为主,如图 6b 所示,该处的晶粒度要小于 A 处,这是由于热影响区处的金属距母材更近,其冷却速率低于焊缝处的冷却速率. 图 6c 所示的是 C 处的金相组织,其位置在塞孔底部热影响区组织同样是上贝氏体. D,E,F 处分别位于搭接接头 S3 的焊缝中间处,上部热影响区处和底部热影响区处组织同样以上贝氏体为主. 同样位置处,S3 的晶粒度要小于 S1 的,这是因为水环境较大的散热系数带走了大量的摩擦热,阻碍了晶粒的长大.

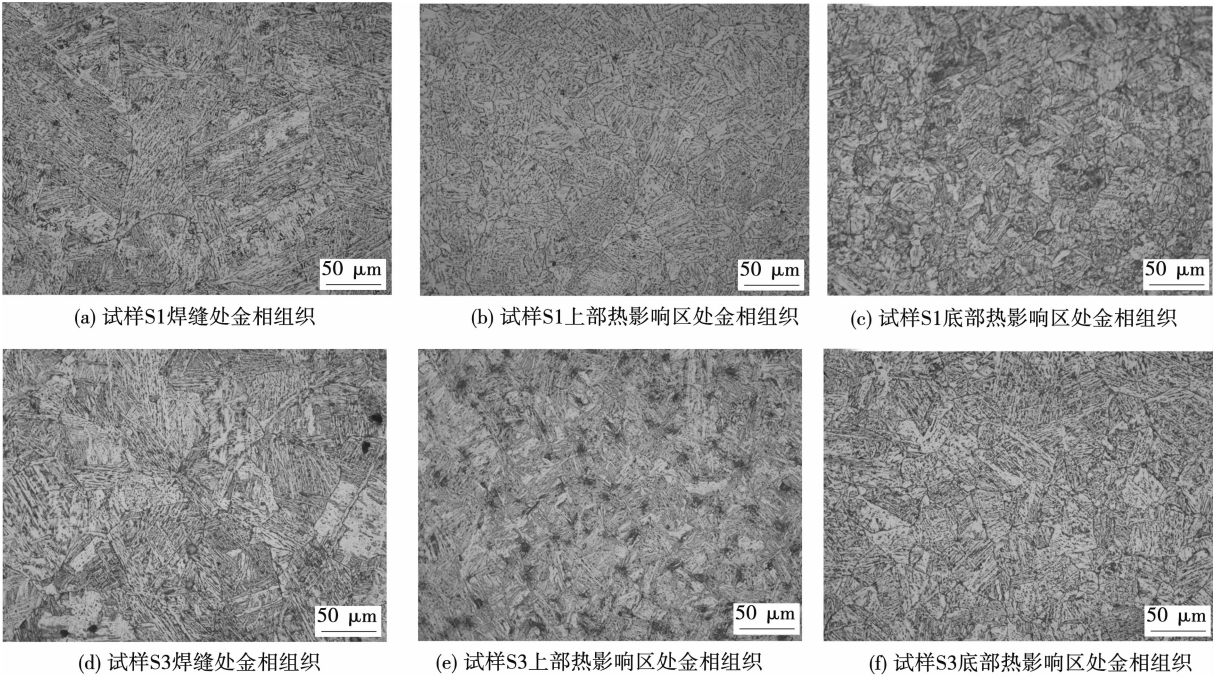


图 6 试样 S1 焊缝
Fig. 6 Microstructures of welding zone

2.3 硬度

选取搭接接头 S1 和 S3 进行硬度比较,图 7 所示的是摩擦塞焊搭接焊搭接接头的硬度分布,其中图 7a 代表距离塞孔表面 2 mm 处的硬度分布,图 7b 代表距离塞孔底部 2 mm 处的硬度分布,图 7c 代表塞棒中心处的硬度分布. 首先看图 7a,两个试样的硬度分布均为母材最低,热影响次之,焊缝最高. 母材的组织主要是由细小的铁素体和珠光体组成,硬度值最低,热影响区和焊缝的组织主要以上贝氏体为主,其硬度均高于母材,而焊缝组织受到机械搅拌的影响,组织受到机械强化的作用,硬度要高于热影响区. 此外,机械搅拌作用也使得焊缝处的硬度波动很大. 试样 S3 焊缝的硬度要高于 S1 的,这主要

是由于 S3 焊缝组织的晶粒度要小于 S1 的. 两个试样在热影响区和母材处的硬度比较接近. 图 7b 中,两个试样的硬度分布同样是焊缝处硬度最高,母材硬度最低,热影响区的硬度介于两者之间. 从图 7b 中可以发现,S3 的宽度要小于 S1 的,这是因为水环境散热系数较高所造成的. S3 焊缝和热影响区的硬度均高于 S1,而母材硬度相近. 图 7c 中,两个试样的硬度分布与之前的相似,同样出现母材最低,热影响区次之,焊缝最高的现象. 试样 S1 和 S3 的焊缝宽度相同,且 S3 的焊缝硬度高于 S1 的,S3 的热影响区宽度很小,这同样是水环境较高的散热系数导致的结果,其硬度要低于 S1 的,在母材处,两者的硬度比较接近.

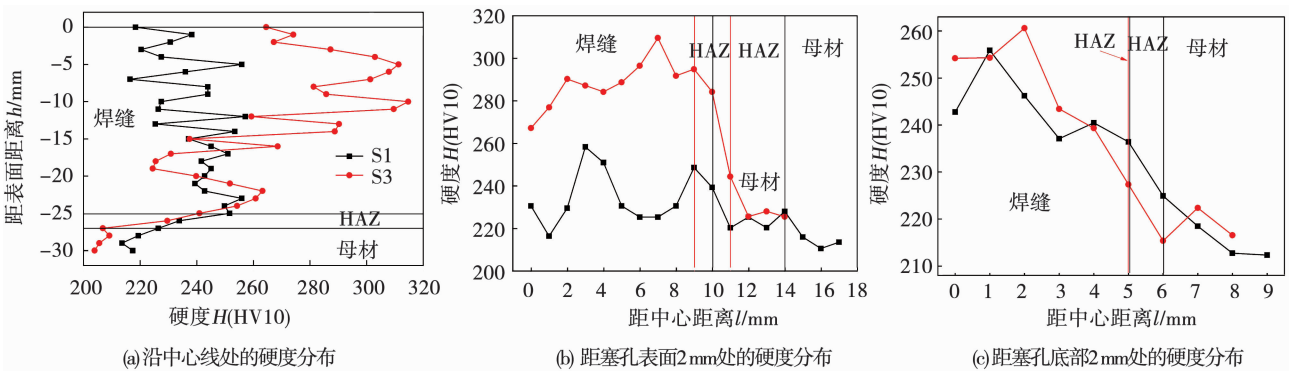


图 7 搭接接头 S1 和 S3 硬度分布
Fig. 7 Hardness distributions along middle test line

2.4 拉伸试验

选取试样 S2 和 S4 沿塞孔轴向不同深度截取 7 个拉伸试样来检验塞棒与塞孔侧壁的连接质量. 图 8 所示的拉伸试验的结果,可以发现,试样 S2 只有塞孔底部的拉伸试样断裂在结合线处,而其余试样均断裂在母材,而试样 S4 有两个试样断裂在结合线处,这两个试样都靠近塞孔底部,而其余试样断裂在母材. 图 9 所示的是典型的拉伸试样断裂位置示意图,可以发现凡是断裂在母材处的试样均存在着明显的缩颈,如图 9a 所示,而断裂在结合线处的试样没有缩颈现象,如图 9b 所示,说明母材的断裂韧性要高于焊缝的断裂韧性. 塞孔底部的连接质量是最薄弱的,这是因为在焊接初期摩擦热是从无到有不断增多的,此时塞棒端部的金属尚未充分软化,其塑性流动能力十分有限,虽然在焊接压力的驱动下,塞棒金属发生塑性变形并填充塞孔,但这些塑性金属与塞孔侧壁的连接是不紧密的,因此断裂在结合线处. 当试样在水下进行试验时,高的散热系数导致摩擦热的大量流失,更加降低了塑性金属与塞孔

侧壁的连接质量,此时拉伸试样的抗拉强度最低为 250.4 MPa. 随着焊接的进行,摩擦热持续增加,结合线处金属间的连接强度有所增加,但尚未达到冶金连接水平,此时拉伸试样的断裂位置依然在结合线,其抗拉强度为 528.8 MPa. 随着摩擦热的继续产出,塑性金属与塞孔侧壁金属达到了可靠的冶金连

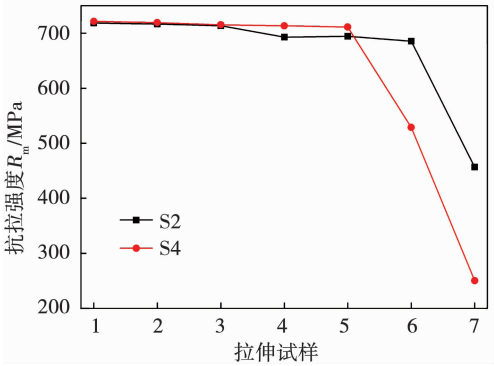


图 8 试样 S2 和 S4 的拉伸试验结果
Fig. 8 Results of tensile test at different depths of S2 and S4

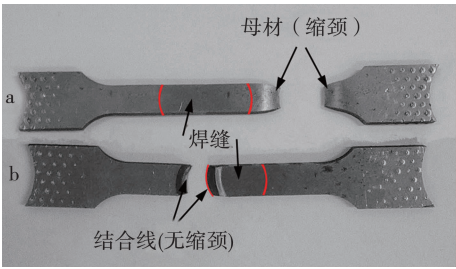


图 9 典型的拉伸试验试样断裂位置示意图
Fig. 9 Schematic illustration of fracture positions of typical samples in tensile test

接,此时拉伸试样均断裂在母材. 空气中的散热系数小于水环境,因此试样 S2 仅有一个拉伸试样断裂在结合线,其抗拉强度为 456.8 MPa.

3 结 论

(1) 摩擦塞焊搭接焊在空气中进行试验时没有焊接缺陷的产生,在水下进行试验时,当焊接参数包括塞棒转速和焊接压力较低时,容易产生焊接缺陷,根据缺陷形貌分为未填充和未连接两种.

(2) 在空气中进行试验时,搭接面的起点距离结合线有一定距离,在焊接压力的作用下向下移动,而在水下进行试验时,搭接面的起点紧贴结合线,在焊缝不同收缩量的作用下向上移动.

(3) 摩擦塞焊搭接焊搭接接头的焊缝和热影响区的组织均以上贝氏体组织为主,母材组织为细小的铁素体和珠光体组织. 焊接接头的硬度分布一般为母材最低,热影响区次之,焊缝最高. 水下搭接接头焊缝处的硬度一般高于空气中搭接接头焊缝的硬度.

(4) 搭接接头塞孔底部的塞棒与塞孔侧壁连接是薄弱的,在空气中焊接时,只有塞孔底部的拉伸试样断裂在结合线处,而在水下焊接时,靠近塞孔底部的两个拉伸试样断裂在结合线处.

参考文献:

[1] 郑贵斌. 海洋资源开发的战略缺失与科学的战略选择[J]. 环境科学与管理, 2006, 31(8): 6-8.
Zheng Guibin. The lack of strategy of the ocean exploitation and scientific strategy selection[J]. Environmental Science and Management, 2006, 31(8): 6-8.
[2] Thomas W, Nicholas D, Jones S B, et al. Friction forming: United States, 5469617[P]. 1995-11-28.

[3] 陈家庆,焦向东,周灿丰,等. 新型材料成形加工技术——摩擦叠焊[J]. 焊接学报, 2007, 28(9): 108-112.
Chen Jiaqing, Jiao Xiangdong, Zhou Canfeng, et al. Friction stitch welding-a new kind of material forming technology[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2007, 28(9): 108-112.
[4] 陈忠海,陈家庆,焦向东,等. 2024 铝合金圆柱形组合的 FHPP 试验分析[J]. 焊接学报, 2009, 30(11): 37-40.
Chen Zhonghai, Chen Jiaqing, Jiao Xiangdong, et al. Experimental analysis on friction hydro pillar processing of cylindrical coupling of 2024 aluminum alloy[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2009, 30(11): 37-40.
[5] 张宝生,焦向东,陈家庆,等. FHPP 单元成形过程初期阶段的热力耦合分析[J]. 焊接学报, 2008, 29(5): 73-80.
Zhang Baosheng, Jiao Xiangdong, Chen Jiaqing, et al. Thermal mechanical coupling analysis on initial period of FHPP in friction stitch welding[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2008, 29(5): 73-80.
[6] Gibson D E, Meyer A, Vennemann O, et al. Engineering applications of friction stitch welding[C]//20th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Brazil, 2001: 3-8.
[7] Thomas W, Nicholas D. On trial-a new thick plate joining technique[R]. Cambridge, UK, TWI Connect, 1993.
[8] Nicholas E D. Friction Hydro Pillar Processing[C]//11th Annual North American Welding Research Conference, 1995: 7-9.
[9] Chludzinski M, Paes M P, Bastian F L, et al. Fracture toughness of friction hydro-pillar processing welding in C-Mn steel[J]. Materials and Design, 2012(33): 340-344.
[10] Hattingh D G, Bulbring D L H, Els-Botes A, et al. Process parameter influence on performance of friction taper stud welds in AISI 4140 steel[J]. Materials and Design, 2011(32): 3421-3430.
[11] Andrews R E. Mitchell Jc Underwater repair by friction stitch welding[J]. Metals and Materials, 1990, 6(12): 796-797.
[12] Meyer A. Friction hydro pillar processing bonding mechanism and properties[D]. Germany: PhD thesis GKSS Forschungszentrum, 2003.
[13] DET NORSKE VERTAS AS. DNY-OS-F101 Submarine pipeline systems[S]. Norway: DET NORSKE VERTAS AS, 2013-10.
[14] American Society for Testing and Materials (ASTM). E8/E8M-15a Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials[S]. USA: ATEM International, 2015-06-18.
[15] Xu Y C, Jing H Y, Han Y D, et al. Numerical simulation of the effects of various stud and hole configurations on friction hydro-pillar processing[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2015(90): 44-52.

作者简介: 徐雅晨,男,1984 年出生,博士研究生. 主要研究方向为摩擦叠焊. 发表论文 6 篇. Email: tjuxyc@126.com
通讯作者: 徐连勇,男,博士,教授. Email: xulianyong@tju.edu.cn