

# 水下湿法脉冲电流焊接熔滴过渡控制机理研究

杜永鹏<sup>1</sup>, 陈晓强<sup>1</sup>, 尤家玉<sup>1</sup>, 郭 宁<sup>2,3</sup>, 付云龙<sup>2,3</sup>

(1. 中国人民解放军海军潜艇学院, 山东 青岛 266000)

(2. 哈尔滨工业大学 材料结构精密焊接与连接全国重点实验室, 黑龙江 哈尔滨 150001)

(3. 哈尔滨工业大学(威海) 山东省特种焊接技术重点实验室, 山东 威海 264209)

**摘要:** 首先分析了水下湿法焊接排斥过渡形成机理。受水环境影响水下焊接熔滴在焊接过程中受多种力综合作用, 熔滴所受气体压力、气体拖曳力、等离子流力受电弧气泡生成部位及阴极斑点位置影响而波动不定, 是熔滴发生排斥过渡的主要原因, 表面张力阻碍熔滴侧向脱离焊丝端部, 自身重力则促进熔滴脱离焊丝端部完成过渡。采用正交试验法研究了脉冲电流频率、占空比、峰值电流对水下湿法焊接成形、熔滴过渡、焊接稳定性的影响, 采用焊缝余高变异系数来评估成形质量, 试验结果表明, 当占空比在15%~20%, 峰值电流350 A, 脉冲频率20 Hz左右时, 焊接效果较好, 通过施加脉冲电流在峰值电流阶段可以显著增强熔滴所受电磁收缩力, 促进熔滴完成过渡, 提高过渡频率。

**关键词:** Q235钢; 水下湿法焊接; 脉冲电流; 熔滴过渡

中图法分类号: TG456.5

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2026)03-0674-11

## 1 引言

我国作为一个海洋大国, 合理开发和利用海洋资源是实现可持续发展的重要前提。大型的海洋结构在服役过程中除受到工作载荷之外, 由于常年经受海浪冲击、海水腐蚀、海底高压以及不可预知的碰撞, 易于损坏<sup>[1]</sup>。该类结构不仅需要建造质量好, 在后期使用中也需要及时有效的维修和修复, 以便在开发海洋资源中提供可靠的技术保障和平台支持。

根据焊接环境和水体接触程度的不同, 可将水下焊接分为水下湿法焊接、水下局部干法焊接及水下干法焊接。根据焊材的差异, 水下湿法电弧焊技术主要分为水下湿法焊条电弧焊和水下湿法药芯焊丝自保护电弧焊两类<sup>[2-3]</sup>。根据热源的不同, 可将水下焊接分为水下电弧焊和水下激光焊接, 尤家玉等人<sup>[4]</sup>针对水下湿法激光焊接设计了一种助焊剂, 提高了焊缝成形质量并减少了焊缝内部奥氏体含量。其中, 水下湿法药芯焊丝自保护电弧焊技术凭其设备简单、焊接效率高, 适用于自动化焊接等优势, 受到日益广泛的关注<sup>[5-7]</sup>。就药芯焊丝焊接而言, 陆上焊接研究较多, Xu等人<sup>[8]</sup>针对药芯焊丝焊接, 利用热处理工艺改善了钛合金组织并使其强度-塑性-韧性都得以提高。与陆上焊接相比, 水下湿法焊接热量散失快、环境压力大, 且电弧周围存在大量富含氢元素的气体, 电弧工作环境极为恶劣, 易产生气孔缺陷<sup>[9-10]</sup>, 受其影响, 水下焊接电弧形态发生改变<sup>[11-12]</sup>, 电弧收缩, 熔滴过渡过程稳

定性差, 飞溅数量增多, 焊接质量较差<sup>[13-14]</sup>。上述影响因素的存在, 限制了水下湿法焊接技术的推广与应用, 稳定的焊接过程是获得优质焊接接头的前提条件。

在陆上焊接方面, 为解决焊接过程稳定性差、焊接飞溅率高, 学者们进行了大量的研究。赵永健<sup>[15]</sup>基于高速摄像和记录仪对焊接电弧形态及电流电压波形进行实时观测记录, 在开启脉冲宽度反馈的条件下通过调节脉冲参数有效减小了焊接飞溅提高了焊接过程稳定性。程中光等人<sup>[16]</sup>通过调节焊丝直径优化送丝速度及送丝高度改变了高氮钢熔滴过渡模式, 提高了焊缝成形及焊接过程稳定性。学者们通过研究陆上熔滴受力形式, 通过工艺优化及外加辅助手段改变熔滴受力形式提高焊接过程稳定性。邹文凤等<sup>[17]</sup>发现二保焊过程中随着磁场频率的提高, 焊接飞溅的控制效果越好。樊丁等人<sup>[18]</sup>通过优化轴向磁场强度及频率促进液桥颈缩断开, 提高了短路过渡频率, 减少了焊接飞溅。肖磊<sup>[19]</sup>通过流体体积法对轴向磁场、电弧及熔滴进行了耦合, 发现磁场会对电弧施加压缩效应。

学者们通过施加外加辅助手段来对水下焊接熔滴过渡进行调控。Chen等人<sup>[20]</sup>利用施加旁轴超声来限制电弧气泡的上浮, 降低了排斥过渡比例, 优化了焊缝成形。山东大学Chen等人<sup>[21]</sup>在焊接回路中加入超音频电流, 降低了焊接飞溅率, 提高了水下焊缝成形质量。山东大学杨杰<sup>[22]</sup>基于流体动力学对水下湿法焊接大滴熔滴过渡进

行了模拟,结果表明焊丝端部液滴旋转的主要原因为药芯分解所带来的气流力。然而目前对于水下湿法焊接熔滴受力研究较少,本工作对比分析电弧周围环境差异对熔滴受力的影响,解析了水下湿法焊接排斥过渡发生机理,并以抑制排斥过渡比例为目标,通过增加瞬时电磁收缩力,开展了脉冲电流技术在水下湿法焊接熔滴过渡控制中的应用研究。

## 2 实验

本实验选用工程中常用的Q235普通碳素结构钢作为焊接母材,其化学成分和力学性能如表1及表2所示,基板尺寸为140 mm×30 mm×10 mm,焊接试验前利用乙醇对其表面进行清洁处理。试验中采用的焊接材料为自主研发开发的水下湿法药芯焊丝。药芯配方以金红石为基础,按照特定的比例,将氟石、萤石、长石、大理石、氧化铝和氟化锂等原料单独或混合添加到了药芯组分中,填充率控制在26%~27%之间。药芯焊丝钢带为08号钢,宽度为8 mm,厚度为0.5 mm,成品焊丝外径1.6 mm,制备完成后对药芯焊丝表面进行清洁处理。水下焊接专用药芯焊丝焊缝成形较好,无明显的焊瘤、咬边等缺陷。焊缝金属的化学成分见表3。

表1 母材主要化学成分

Table 1 Main chemical composition of base metal (wt%)

C	Mn	Si	S	P	Fe
0.17	0.45	0.264	0.030	0.025	Bal.

表2 母材力学性能

Table 2 Mechanical properties of base metal

Yield strength/MPa	Tensile strength/MPa	Elongation/%
241	470	15

表3 水下焊接专用药芯焊丝焊缝金属化学成分  
Table 3 Chemical composition of weld seam metal deposited by flux cored wire for underwater wet welding (wt%)

C	Mn	Si	Ni	S	P	Fe
0.02	1.15	0.08	0.007	0.005	0.01	Bal.

水下湿法焊接原位X射线观测及实时焊接电信号采集系统如图1所示,该集成系统由焊接系统、观测系统、电信号采集系统组成。其中焊接系统主体有焊接电源、送丝机构、水下焊接平台、计算机控制系统,观测系统由X射线源、影像增强器、高速摄像机组成,电信号采集系统则由电流传感器、电压传感器构成。

根据以往的施工经验,水下湿法药芯焊丝焊接电流范围为180~220 A,通过大幅加快送丝速度的方式提高焊接电流,只能增加短路频率,对于改善熔滴过渡过程意义不大。鉴于将脉冲电流技术应用于水下湿法药芯焊丝的相关文献较少,为探究脉冲电流参数对水下湿法药芯焊丝自保护电弧焊的影响规律并制定合适的焊接规范,采用前期正交试验验证本课题可行性,并对后续试验提供参考指导。本试验过程中,取焊接速度为1.5 mm/s,送丝速度为3.3 m/min。所有试验过程中,针对本课题所选用的焊丝,平均预置焊接电流值设置为200 A。根据此前将脉冲电流应用于其它焊接方法中的研究经验可知,脉冲基值电流的影响效果较弱,故正交试验中选取脉冲频率F、占空比D以及峰值电流 $I_p$  3个参数作为试验变量,而脉冲基值电流 $I_b$ 则通过占空比D、峰值电流 $I_p$ 及平均电流计算得出。试验中选用的焊机为LET400型,最大输出焊接电流为400 A,且根据焊机技术指标,允许的脉冲电流频率最大为100 Hz,由此确定了试验中峰值电流和脉冲频率的最高水平值。根据前期试验经验,各变量均取3个水平,具体参数如表4所示。

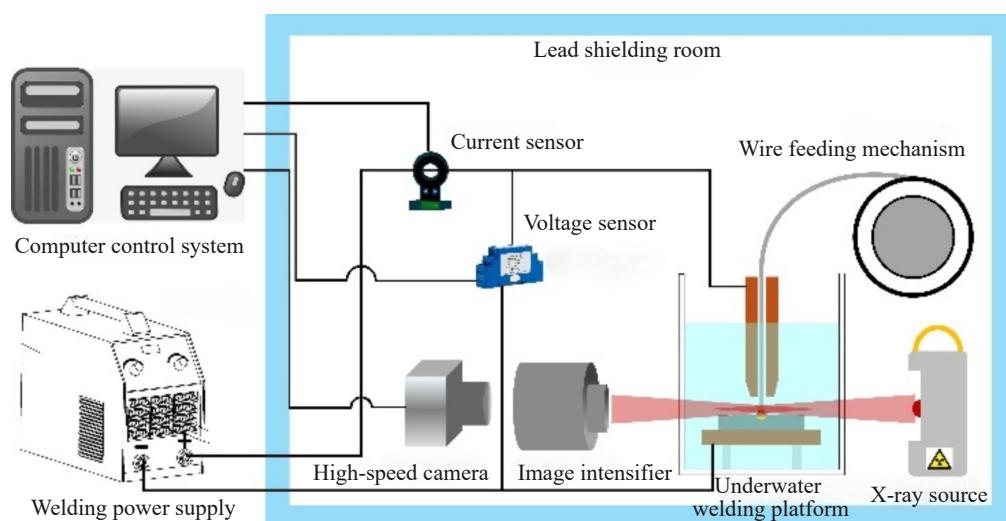


图1 水下湿法焊接原位X射线观测及实时焊接电信号采集系统

Fig.1 In-situ X-ray observation and real-time welding signal acquisition system for underwater wet welding

表4 脉冲电流试验工艺参数

Table 4 Experimental process parameters of pulsed current

Parameter	Standard level value		
	A	B	C
Pulse frequency, $F/\text{Hz}$	20	50	100
Duty cycle, $D/\%$	5	15	25
Peak current, $I_p/\text{A}$	250	300	350

### 3 结果与讨论

#### 3.1 水下焊接排斥过渡形成机理

造成水下湿法焊接过程中排斥过渡过程比例较高的原因是电弧周围环境改变了熔滴所受外力,使得熔滴更容易以排斥过渡形式进入熔池。本工作从保护气囊、焊丝、电弧等3个角度入手,对比分析电弧周围环境差异对熔滴所受气体压力、气体拖曳力、表面张力和等离子流力的影响,并在静力平衡理论基础上,构建相应的熔滴受力模型,为熔滴过渡控制策略的制定提供理论依据。

水下环境焊接与陆地作业的显著差异体现在电弧诱导气态空腔的动态行为特性。相较于常规焊接环境,液态介质中电弧燃烧会引发周期性动态变化的气泡结构,这种电弧气泡的规律性涨缩直接影响金属熔滴的迁移过程。理论上,电弧气泡应产生于焊丝末端熔滴的正下方区域并定向扩展,但实际观测表明,气泡形成位置虽集中于焊丝尖端邻近区域,却呈现空间分布的不确定性。为简化研究模型,选取电弧气泡偏置于熔滴左侧进行分析,具体如图2a所示,当电弧气泡处于长大膨胀阶段,其右缘优先与熔滴产生接触作用,此时气体压力矢量 $F_g$ 方向保持由电弧气泡中心指向右侧熔滴质心。通过矢量分解可知,压力矢量的垂直分量 $F_{gh}$ 构成了熔滴下落的主要阻抗因素,而水平分量 $F_{gr}$ 的存在则驱动熔滴产生横向偏移运动,这种侧向位移进一步促进了熔滴脱离原有运动轨迹的倾向。当电弧气泡处于上浮阶段会对焊丝端部液滴加向上的气体拖曳力 $F_L$ ,在气泡上升阶段,气泡对熔滴的作用力由气体压力转变为气体拖曳力,气体拖曳力也是水下

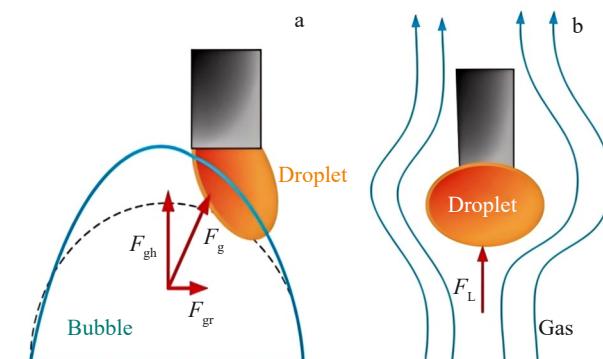


图2 气体压力及气体拖曳力示意图

Fig.2 Schematic diagram of gas pressure (a) and gas drag force (b)<sup>[23]</sup>

湿法焊接中特有的熔滴作用力,具体如图2b所示<sup>[23]</sup>。

表面张力系数是温度的函数,随着温度的降低,表面张力系数逐渐升高,表面张力值随之增加。因此,表面张力通常是阻碍熔滴脱离焊丝的作用力。水环境中散热较快,导致焊丝端部及熔滴温度较低,所以表面张力较大,在排斥过渡时阻碍效果更为明显。

为便于分析表面张力对熔滴受力的影响,将熔滴假想为悬挂于焊丝端部的液体球体。球体与焊丝端部连接处某一点与球心的连线和焊丝轴心夹角为 $\gamma$ ,在该点处表面张力为 $F_s$ 。则该点处表面张力在水平方向和竖直方向的分力可以分别表示为 $F_{sx}$ 和 $F_{sz}$ ,如图3a。

$$F_{sx} = 2\pi R_w \sigma \sin \gamma \quad (1)$$

$$F_{sz} = 2\pi R_w \sigma \cos \gamma \quad (2)$$

式中, $\sigma$ 为表面张力系数, $R_w$ 为焊丝半径。

表面张力在熔滴和固态焊丝连接区域处处存在,阻止熔滴脱离焊丝。图3a所示为理想化熔滴,其所受水平方向的分力处处相同且指向焊丝的轴心,因此,表面张力水平分力的合力为零。但若熔滴受到外力作用而向某一侧排斥时,鉴于表面张力阻止熔滴脱离焊丝的内在特征,水平方向的合力将不为零,且水平方向合力的作用方向与排斥方向相反,阻止熔滴从侧向脱离焊丝。具体如图3b所示。

等离子流力对熔滴过渡影响较大,是电弧的一种主要机械作用力<sup>[24]</sup>。对于浸入电弧中的熔滴而言,熔滴易于受到电弧中等离子流的拖曳作用而具有随电弧朝熔池方向过渡的趋势,总体上表现为熔滴过渡促进力。等离子流力 $F_p$ 的表达式由式(3)给出<sup>[25]</sup>:

$$F_p = C_d A_p \left( \frac{\rho_p v_p^2}{2} \right) \quad (3)$$

式中, $C_d$ 为等离子流阻力系数; $A_p$ 为等离子流作用面积; $\rho_p$ 为等离子流密度; $v_p$ 为等离子流速度。

水环境对等离子流力的影响与水下湿法焊接过程中

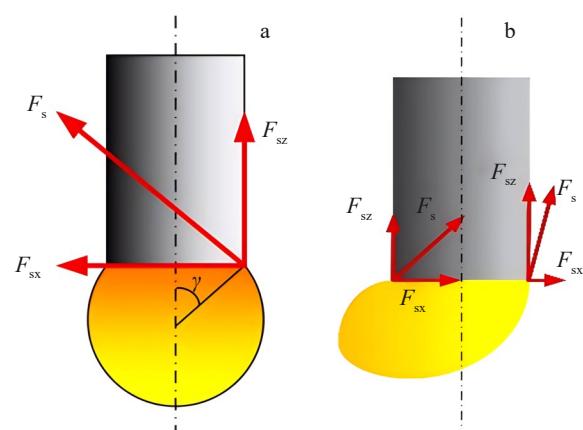


图3 表面张力示意图

Fig.3 Schematic diagram of surface tension: (a) ideal droplet and (b) real droplet

阴极斑点聚集区域有关。在直流反接条件下,当碳钢作为母材时,碳钢材料作为冷阴极,依靠热-电场发射提供所需的电子流,使得阴极斑点总是力图占据阴极表面上逸出功较低的区域,这也造成了阴极斑点的不规则游动。当电弧受冷压缩时,弧柱区的电场强度较大,致使其阴极斑点不再像电弧未受冷却时那样分布在紧接熔池外周的固体金属表面,而是聚集分布在熔池之中。在研究焊接速度对熔滴过渡过程影响时,对于不同焊接速度条件下排斥过渡过程中的熔滴,按照其最终脱离方向分为4类:前侧、后侧、上侧和下侧。熔滴脱离时与焊接方向一致为前侧;熔滴脱离方向与焊接方向相反,落入熔池与焊丝之间的区域时记为后侧;排斥角极小,朝向焊丝下方过渡为下侧,反之为上侧。本试验统计了若干组焊接速度不同的排斥过渡过程中熔滴脱离的方向,如图4所示,随着焊接速度的增加,越来越多的熔滴落入后侧,当焊接速度达到7.5 mm/s时,落入后侧的熔滴占比达95%以上。当焊接速度增加时,由于熔池区域熔融金属移动速度较慢,难以与焊丝同步移动,熔池与焊丝之间距离逐渐增加。由前文可知,位于熔池内的电弧阴极斑点同样远离焊丝,对熔滴所受的等离子流力产生较大影响。故可以通过分析

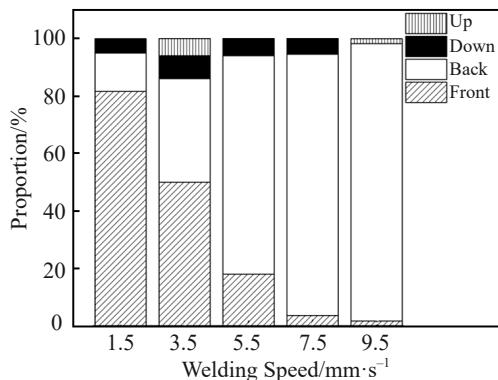


图4 焊接速度对熔滴脱离方向的影响

Fig.4 Effect of welding speed on droplet detachment direction

不同焊接速度条件下的熔滴排斥方向,研究水下湿法焊接过程中因电弧收缩对熔滴受力的影响。

基于X射线观测系统对低焊速、高焊速时熔滴过渡过程进行了观测,并对不同焊速等离子流力 $F_p$ 受力模型进行了分析,不同时间不同方向的等离子流力用 $F'_p$ 和 $F''_p$ 表示,具体如图5所示。

焊接速度较低时,在200 ms左右的过渡周期内,熔滴排斥的方向交替变化了两次,熔池大致位于焊丝的正下方。由于斑点在熔池内各个区域出现的几率大致相同,等离子流力与焊接速度反方向的夹角 $\omega$ 取值范围在理论上为0°~180°,相对于熔滴受排斥时的摆动速度而言,阴极斑点的移动速度较快。频繁变动的阴极斑点位置使得熔滴所受的等离子流力水平分量方向会不规则地变化,熔滴不会长时间朝某一个方向排斥,出现大角度排斥过渡的几率随之降低。

焊接速度偏高时,由于熔池移动速度慢,熔池与焊丝之间距离较大。而水下湿法焊接时,阴极斑点在熔池区域聚集,随着焊接速度的增加,等离子流力作用方向指向焊丝前进反方向的几率大增,在本次熔滴过渡过程中,熔滴排斥方向始终保持不变。尽管阴极斑点随机出现于熔池不同区域,但对于焊丝而言,则全部位于焊丝后侧,等离子流力与焊接速度反方向的夹角 $\omega$ 取值范围在理论上为0°~90°,等离子流力水平分量方向维持在焊接速度的反方向不变,熔滴长时间朝后侧排斥,出现大角度排斥过渡的几率大幅增加,这也可以从焊接速度对大角度排斥过渡比例的影响中得到验证。

在焊接过程中,熔滴也会受到电磁收缩力( $F_e$ )的作用,电流从焊丝端部流向熔滴再通过电弧流向母材,熔滴内部电流方向主体为焊丝指向母材方向,将电流划分为众多细小分支,电流分支产生环形磁场并作用于附近电流分支,左侧电流分支受到环形磁场( $B$ )方向为纸面内,右侧电流分支则受到指向纸面外磁场方向,根据左手定

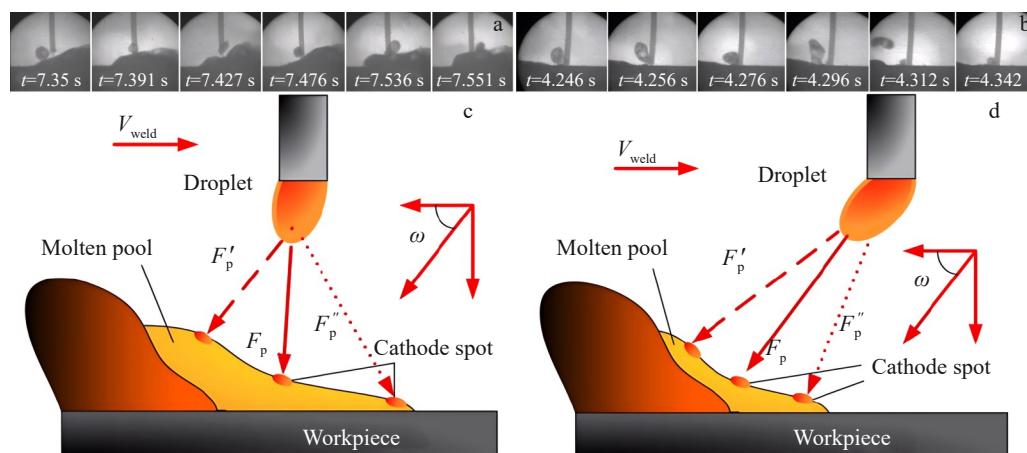


图5 不同焊速下熔滴过渡过程及等离子流力受力模型

Fig.5 Droplet transfer process (a-b) and plasma flow force model (c-d) at different welding speeds: (a, c) 1.5 mm/s, and (b, d) 9.5 mm/s

则得出左右两分支均受到指向熔滴内部的力,最终起到电磁收缩的作用,具体如图6所示。

综合考虑气体作用力、表面张力、等离子流力、电磁收缩力及自身重力对焊丝端部液滴的作用,建立水下焊接熔滴受力模型。本试验基于静力学平衡理论<sup>[26]</sup>,选取如图7所示的典型的水下湿法焊接排斥过渡过程进行探讨,研究各外力联合作用时熔滴受力特点,分析排斥过渡过程形成的机理。

图中 $V_{\text{bubble}}$ 为电弧气泡的扩张速度, $V_{\text{weld}}$ 是焊接移动速度。对于平焊过程而言,重力是主要的熔滴过渡促进力。将熔滴近似为半径为 $R_D$ 的球体,重力的大小可通过式(4)计算:

$$G = \frac{4}{3} \pi R_D^3 \rho g \quad (4)$$

式中, $\rho$ 为熔滴密度; $g$ 为重力加速度。

假设阴极斑点位于焊丝与熔池之间,设等离子流力与焊接速度反方向的夹角 $\omega$ ,则熔滴所受等离子流力在水平方向分力 $F_{px}$ 和竖直方向的分力 $F_{pz}$ 分别为:

$$F_{px} = F_p \cos \omega \quad (5)$$

$$F_{pz} = F_p \sin \omega \quad (6)$$

位于气囊内部的熔滴所受气体拖拽力的方向也与气

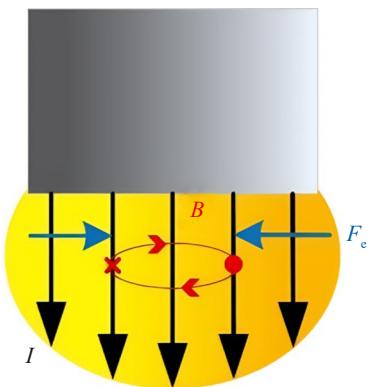


图6 电磁收缩力示意图

Fig.6 Schematic diagram of electromagnetic pinch force

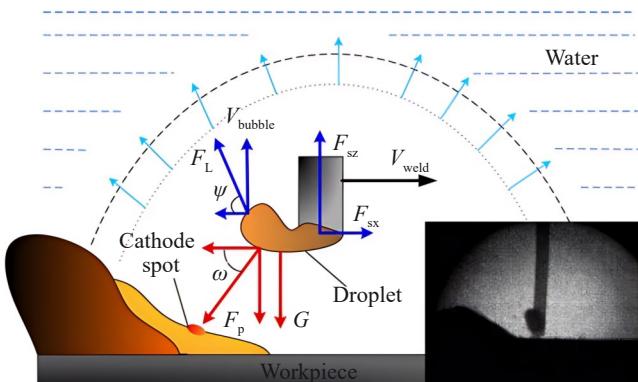


图7 熔滴受力分析

Fig.7 Force analysis of molten droplet

体流动的方向相同,且气体拖拽力与焊接速度反方向的夹角为 $\psi$ 。对熔滴所受的气体拖拽力在水平和竖直两个方向进行分解:

$$F_{Lx} = F_L \cos \psi \quad (7)$$

$$F_{Lz} = F_L \sin \psi \quad (8)$$

对于表面张力,鉴于熔滴向焊丝左侧排斥,且具有从左侧脱离焊丝的趋势,因此,表面张力在水平方向的合力 $F_{sx}$ 值大于零,其方向朝右。

静力平衡理论认为当熔滴在某个方向受到的促进过渡的合力( $F_T$ )数值大于该方向的阻碍熔滴过渡的合力( $F_i$ )时,熔滴会脱离焊丝端部进入熔池,熔滴发生过渡时的判据为:

$$F_T > F_i \quad (9)$$

对于水下湿法焊接过程中发生排斥过渡的熔滴而言,熔滴在竖直方向所受的外力合力分别为:

$$F_{iz} = F_{sz} + F_L \sin \psi \quad (10)$$

$$F_{Tz} = G + F_p \sin \omega \quad (11)$$

因此,在水下湿法药芯焊丝排斥过渡过程中,熔滴发生过渡时的判据为:

$$G + F_p \sin \omega > F_{sz} + F_L \sin \psi \quad (12)$$

在熔滴生成初始阶段,可以认为熔滴处于焊丝正下方,熔滴所受的气体拖曳力、气体压力与气囊生成位置有关,阴极斑点的位置影响着等离子流力的作用方向,等离子流力、气体压力、气体拖曳力方向难以控制,此时熔滴发生排斥偏移的判定条件为:

$$F_L \cos \psi + F_p \cos \omega > 0 \quad (13)$$

熔滴受到排斥力长时间作用而未能迅速脱离熔池的主要原因是表面张力的存在。如图6所示的熔滴过渡过程,当熔滴受排斥而左移后,熔滴与焊丝端部连接区域的表面张力发生了变化,表面张力的水平分力阻碍熔滴脱离焊丝,因此,熔滴脱离焊丝发生过渡的判据为:

$$F_L \cos \psi + F_p \cos \omega > F_{sx} \quad (14)$$

综上,水下湿法焊接排斥过渡过程形成机理可以概括为:由于水环境引入了气体压力和气体拖拽力等对于水下湿法平焊熔滴过渡过程的阻力,加之受水下激冷环境影响而增加的表面张力,熔滴所受的阻碍力增加,过渡困难。由于阴极斑点和气囊生成区域位置漂移不定,熔滴在水平方向所受外力促使其朝外力合力方向排斥,直至熔滴脱离焊丝。上述两方面原因导致了水下湿法焊接过程中不仅存在排斥过渡,且该类型过程持续周期长,存在的比例高。

上述理论模型可以用于对熔滴的运动轨迹、过渡过程的分析,更为重要的是可以用于研究外力对熔滴的影响机制,以便制定熔滴过渡控制策略。

鉴于在气囊发生区域不可控,通过控制等离子流力与焊接速度反方向的夹角 $\omega$ 的大小,减少等离子流力在

水平方向的分力,也能起到抑制排斥过渡过程的作用。通过前期焊接速度对焊接过程的影响可知,将焊接速度控制在2.5 mm/s以内或者采取其它的手段,确保焊丝不会远离熔池,可以实现抑制排斥过渡的目的。

针对水下湿法焊接中,由于环境因素使得熔滴与焊丝接触区域温度降低,表面张力增加,阻碍了熔滴过渡过程。通过改善焊材配方,降低熔融金属与焊丝端部的表面张力系数,从而达到减少表面张力的目的,这一途径也能有效地抑制排斥过渡比例,改善焊接过程稳定性。

除此之外,发现熔滴因过渡阻力大,被迫通过延长熔滴过渡周期,增加熔滴重力方式完成过渡过程。这样不仅增加了熔滴受外力发生排斥的周期,还因自身体积的增加,进一步加剧了排斥过渡发生的几率,若能通过相应技术手段,缩短熔滴过渡周期,减小熔滴尺寸,不仅能够有效抑制排斥过渡比例,还会减少液滴悬挂于焊丝端部受周围富氢环境污染的程度,有效地改善焊接过程稳定性,提高焊接质量。

### 3.2 脉冲电流调控熔滴过渡

对于熔滴过渡过程而言,提高焊接电流能够加快熔滴的过渡频率,熔滴质量随之降低。在诸多影响熔滴过渡的焊接规范中,焊接电流是最容易控制且影响作用效果较为显著的。在参考已有经验基础上,为缩短熔滴过渡周期,将脉冲焊接电流技术引入水下湿法药芯焊丝焊接过程,通过优化脉冲电流参数以便于抑制水下焊接过程中排斥过渡比例。

制定了正交试验的具体试验方案,共进行9组试验,并另加1组平均焊接电流为200 A的传统控制方式下的焊接试验(10#),用于对比焊接效果,如表5所示。统计了排斥过渡过程所占的比例。从图8中可以看出,除5#试验组外,与恒流试验条件相比,脉冲电流技术能够显著降低熔滴过渡过程的排斥过渡比例。

结合熔滴过渡影像以及同步采集的电信号波形分析

表5 脉冲电流方式和传统控制方式的试验参数

Table 5 Experiment parameters of pulsed current method and traditional control method

No.	F/Hz	D/%	$I_p/A$
1#	20	5	250
2#	20	15	300
3#	20	25	350
4#	50	5	300
5#	50	15	350
6#	50	25	250
7#	100	5	350
8#	100	15	250
9#	100	25	300
10#	-	100	200

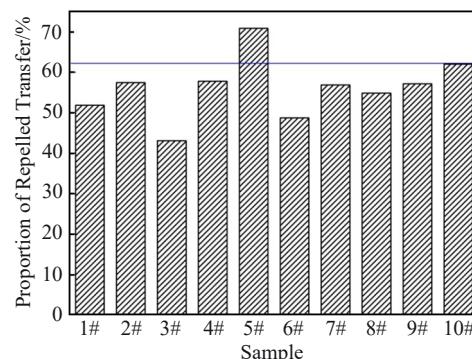


图8 脉冲电流对排斥过渡比例的影响  
Fig.8 Effect of pulsed current on the proportion of repelled transfer

脉冲电流对焊接过程的影响。图9a为典型的脉冲电流条件下的熔滴过渡过程(脉冲频率20 Hz,占空比15%,峰值电流300 A)。在6.497 s时,脉冲电流处于峰值周期内,熔滴在较大电磁收缩力等外力作用下,脱离焊丝向熔池过渡,过渡角度小于90°,此后,新的熔滴开始形成。在熔滴形成初期,熔滴体积小,熔滴重力与电磁收缩力以及等离子流力轴向分力等外力联合作用效果不足以确保熔滴脱离焊丝,在等离子流力径向分力等排斥力作用下,熔滴向两侧排斥。且在基值电流时刻,如6.562 s,由于电流小,排斥力随之降低,熔滴排斥角下降,峰值电流时再次上升。直至6.72 s时,熔滴再次在较大电磁收缩力等外力作用下,脱离焊丝向熔池过渡,整个熔滴过渡周期持续234 ms。当峰值电流为350 A时,如图9b所示,当13.713 s时,熔滴在峰值电流时刻脱离焊丝,开始新的熔滴过渡周期。由于峰值电流较大,瞬时电磁收缩力较高,在13.849 s时熔滴即在峰值电流作用下过渡到熔池,熔滴过渡周期缩短为136 ms。与峰值为300 A条件相比,熔滴尺寸也大幅下降。

为抑制排斥过渡过程,通常希望在较短的过渡时间完成熔滴过渡过程,若熔滴长时间无法脱离焊丝,将生长到较大的尺寸,极易形成大滴飞溅,严重影响焊缝成形。表6展示了正交试验中3个变量分别变动时对应的熔滴平均排斥过渡时间,R为极差。由表6可知,平均排斥过渡时间随峰值电流的增大有较明显的递减趋势。显然,增大峰值电流是促进熔滴过渡的有效手段。从降低熔滴平均排斥过渡时间的方面考虑,脉冲频率20 Hz,占空比25%,峰值电流350 A是最佳的参数组合。在20 Hz时熔滴过渡时间较短,熔滴能够较快地进行过渡,故可认为20 Hz的脉冲电流促进熔滴过渡的效果优于50和100 Hz。

### 3.3 脉冲电流对水下湿法熔滴过渡作用机理分析

在引入脉冲电流技术后,通过周期性地改变焊接电流值,摆脱表面张力的束缚,完成熔滴与焊丝端部的脱离,实现了加快熔滴过渡的目的。在熔滴所受外力中,电磁收缩力对电流变化最为敏感。但电磁收缩力作用性质

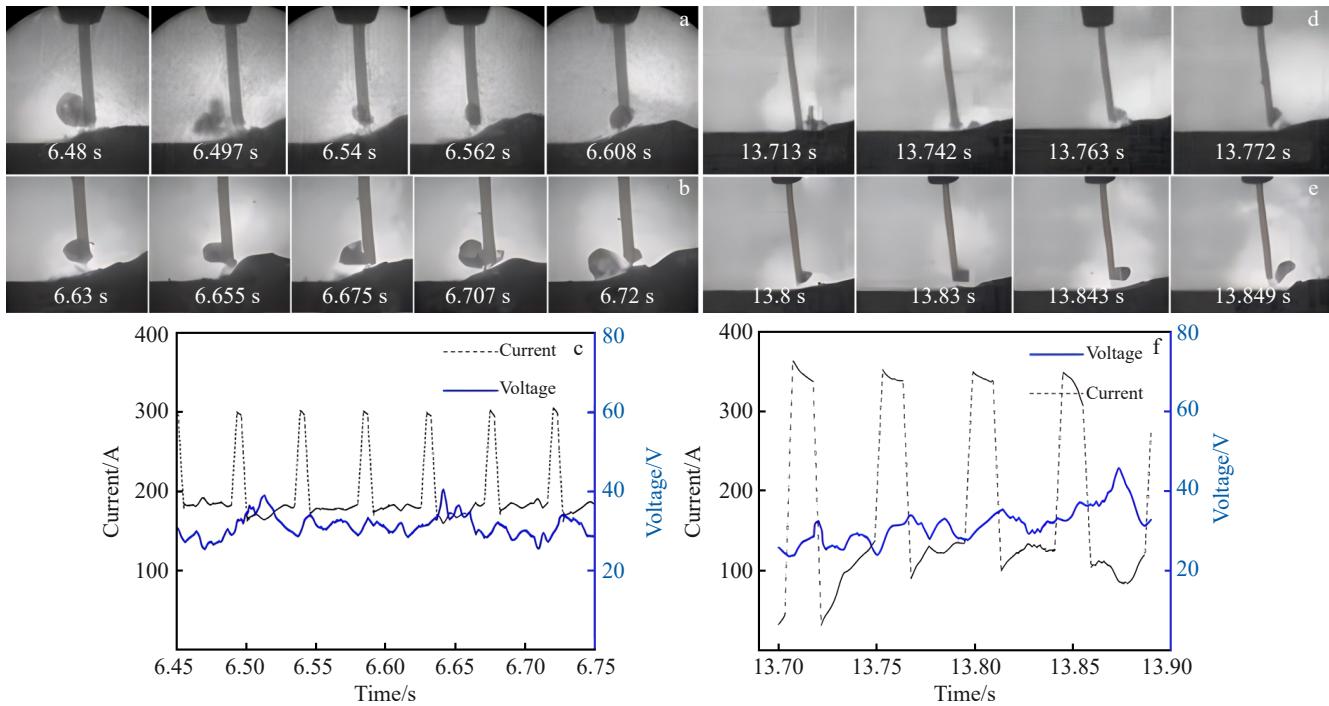


图9 脉冲电流条件下熔滴过渡过程

Fig.9 Molten droplet transfer images (a–b, d–e) and electrical signal waveforms (c, f) under pulsed current conditions: (a–c)  $I_p=300$  A; (d–f)  $I_p=350$  A

表6 不同参数水平下脉冲电流参数对熔滴平均排斥过渡时间的影响

Table 6 Effect of pulsed current parameters under different level values on the average repelled transfer time of droplets (ms)

Level	$F/\text{Hz}$	$D/\%$	$I_p/\text{A}$
A	254.69	290.36	294.58
B	295.95	285.27	279.19
C	290.43	265.44	267.31
R	41.26	24.92	27.27

却与电弧、熔滴及焊丝的尺寸密切相关。本试验通过对水环境对熔滴过渡过程的影响,判定了水下湿法药芯焊丝焊接过程中电磁收缩力的作用性质,并分析了脉冲电流参数对熔滴所受外力的影响。

焊接过程中电磁收缩力来自熔滴内部发散或收缩的电流,且与电弧包裹熔滴区域面积有关。如图10所示,可以将熔滴近似为半径为 $R_D$ 的球体,球心与被电弧包裹区域边缘处的连线与焊丝中轴线夹角记为电弧包裹角 $\theta$ ,焊接移动方向用 $w$ 表示。假定电流密度在熔滴内部均匀分散,电磁收缩力的大小可由式(15)确定<sup>[27]</sup>。

$$F_e = \frac{\mu_m I^2}{4\pi} \left[ \ln \frac{R_D \sin \theta}{R_w} - \frac{1}{4} - \frac{1}{1 - \cos \theta} + \frac{2}{(1 - \cos \theta)^2} \cdot \ln \frac{2}{1 + \cos \theta} \right] \quad (15)$$

式中, $I$ 为焊接电流; $R_D$ 为熔滴半径; $R_w$ 为焊丝半径; $\mu_m$ 为真空磁导率。

为便于分析,定义电磁收缩力系数 $f$ ,可由式(16)计算:

$$f = \ln \frac{R_D \sin \theta}{R_w} - \frac{1}{4} - \frac{1}{1 - \cos \theta} + \frac{2}{(1 - \cos \theta)^2} \cdot \ln \frac{2}{1 + \cos \theta} \quad (16)$$

如图10所示,在焊丝半径和熔滴半径固定条件下,电磁收缩力系数 $f$ 随电弧包裹角 $\theta$ 的增加,电磁收缩力逐渐从阻碍过渡的力转变为促进熔滴过渡的力。

电磁收缩力系数 $f$ 随电弧包裹角 $\theta$ 增加的过程中,在

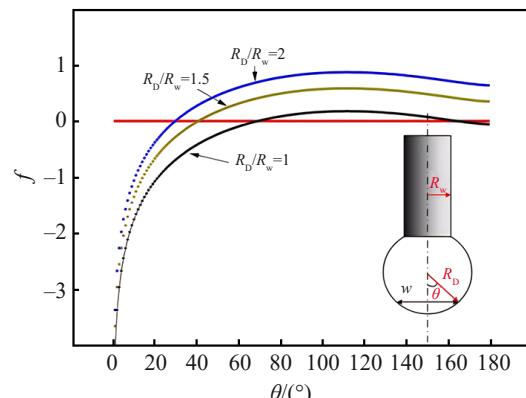


图10 电弧包裹角对电磁收缩力系数的影响

Fig.10 Effect of arc enveloping angle ( $\theta$ ) on the electromagnetic constriction force coefficient ( $f$ )<sup>[27]</sup>

理论上存在着临界转变角度, 低于该角度值时,  $f$ 值为负值, 电磁收缩力阻碍熔滴过渡, 反之促进过渡。临界转变角度受熔滴半径与焊丝半径比值的影响。在焊接过程中, 焊丝直径易于确定, 熔滴直径则受焊接规范、焊丝材质、熔滴过渡类型、所处的熔滴过渡阶段等一系列因素影响, 难以准确确定。

通过X射线观察发现水下湿法焊接熔滴直径在3~3.5 mm范围之内, 且受电弧电压影响较小; 在相同条件下, 空气中熔滴直径在1~2 mm之间, 随着电弧电压的增加, 熔滴体积下降的幅度较为明显。由于本试验中所选用的焊丝外径1.6 mm, 因此, 对于空气中熔滴半径与焊丝半径比值约为1, 水下湿法药芯焊丝焊接过程 $R_w/R_d$ 则应记为2。在相同焊接规范条件下, 对于同一种焊丝, 仅改变电弧周围的环境氛围(水、空气), 熔滴尺寸差异明显, 水下湿法焊接过程熔滴尺寸明显高于空气中焊接时观测到的熔滴。根据图10中提供的信息, 随着熔滴直径的增加, 临界转变角逐渐降低, 电磁收缩力更易成为一种促进熔滴过渡的力。对于电磁收缩力的作用性质还需要结合电弧包裹角分析。

在陆上焊接中, 由于弧根能较好地铺展, 均匀地包裹在熔滴周围燃烧, 电弧包裹角 $\theta>90^\circ$ , 高于临界角, 故电磁收缩力通常促进过渡; 但水下湿法焊接中, 由于水环境的影响电弧明显收缩, 导致弧根无法包裹住熔滴, 其原因是水环境带来了大量的氢, 导致阴极区和弧柱区收缩, 电弧包裹角 $\theta$ 随之降低, 电磁收缩力对熔滴过渡的促进作用逐渐降低, 甚至有可能阻碍熔滴过渡。借助Jia等人<sup>[28]</sup>获取水下湿法焊接排斥过渡过程电弧图像, 其利用像素尺等辅助工具, 测量了熔滴直径、焊丝直径以及电弧包裹区域宽度, 估算图11中所电弧包裹角 $\theta$ 约为38.5°。由于图11中熔滴半径大于焊丝半径的2倍, 根据图10可知临界转变角应为30°,  $f$ 值为正值, 电磁收缩力起到了促进熔

滴过渡的作用。

通过前文所述的研究工作可知, 在水下湿法药芯焊丝焊接过程中, 对熔滴过渡影响较大的外力主要有表面张力、气体拖拽力、气体压力、电磁收缩力、等离子流力等。与传统的恒压外特性的控制方式相比, 脉冲电流控制技术在保证平均电流不变的前提下, 周期性地改变瞬时电流值, 从而对熔滴受力情况产生影响。为此, 结合脉冲电流技术的特点, 分析了周期变化的焊接电流对熔滴所受外力的影响。

在排斥过渡过程中, 由于熔滴受外力向焊丝一侧排斥, 使得熔滴靠近焊丝端部区域因受外力而变窄。此时焊接电流仍是从焊丝处经过熔滴和电弧后流入母材。因此, 熔滴中变窄区域电流密度变大, 受其影响, 电磁收缩力上升。而电磁收缩力的上升进一步加剧了变窄区域的颈缩效应。可以认为, 电磁收缩力对熔滴起到剪切作用, 这也是将电磁收缩力定义为促进熔滴过渡力的一个原因。电磁收缩力与瞬时电流的平方正相关。峰值期间迅速上升的焊接电流使得电磁收缩力以更快的速度迅速增加。电磁收缩力可以分解为指向熔滴方向的径向分力和平行于焊丝方向的轴向分力。电磁收缩力的径向分力的作用是使熔滴与焊丝连接处产生颈缩, 切断熔滴, 使其脱离焊丝端部, 电磁收缩力的径向分力是促进熔滴过渡的主要因素。脉冲电流中较高的峰值电流更是使电磁收缩力的径向分力进一步提高, 使之对熔滴与焊丝连接处的挤压效果增大, 而占空比的存在则保证了挤压效果的作用时长, 这两项脉冲电流参数共同作用使得在脉冲峰值时间内, 熔滴能够在较长一段时间内受到巨大电磁收缩力径向分力的挤压作用, 导致熔滴与焊丝端部连接处截面收缩, 并且最终夹断产生缩颈现象, 使熔滴可以在较短的时间内脱离焊丝向母材方向进行过渡。这也与文献[29]中提出的当焊接电流大于300 A时, 拟合效果好的熔滴脱落模型由静力平衡理论转变为缩颈不平衡理论的观点相吻合。

除电磁收缩力之外, 在水下湿法焊接中, 等离子流力是熔滴过渡过程的主要促进力。该力大小与等离子体的流速和密度有关。瞬时增加的峰值电流, 使得等离子体移动速度增加, 等离子体的密度在电流上升瞬间也将增加, 因此, 脉冲电流技术的引入有助于促进熔滴过渡到熔池。

较高电流所带来的高热量也会使熔滴与焊丝接触处温度升高, 导致熔滴的表面张力系数降低。根据表面张力的表达式, 熔滴所受的表面张力将有所下降, 熔滴过渡所受的阻力降低, 故熔滴能够在更短的时间进行过渡。但在本课题中, 峰值电流数值虽然较高, 但其持续周期短, 且整个焊接过程平均电流保持恒定, 因此, 脉冲电流对表面张力的影响较小。此外, 在焊接热输入量和送丝

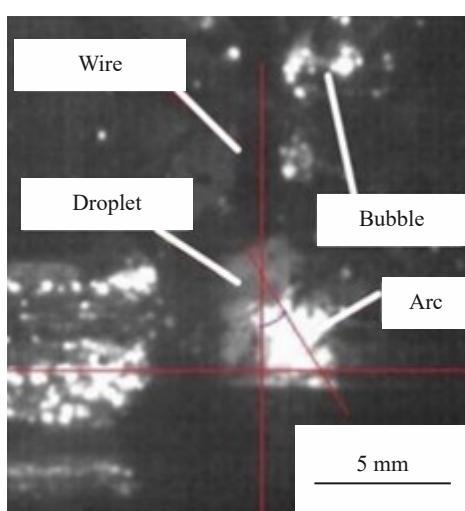


图11 水下湿法药芯焊丝电弧

Fig.11 Arc of underwater wet flux-cored wire<sup>[28]</sup>

速度相对固定的情况下,脉冲电流对气体拖拽力和气体压力影响也较小。

通过上述分析,将脉冲电流应用于水下湿法药芯焊丝自保护电弧焊对于焊接质量的改善机理可以总结为:脉冲电流周期性改变了熔滴受力,尤其是电磁收缩力径向分力的大小,使得熔滴过渡时间缩短,熔滴体积减小,从而提高了焊接电信号的稳定性,最终使焊接质量得到显著提升。

### 3.4 水下湿法焊接脉冲电流参数优化

为便于脉冲电流技术在水下焊接工程中的推广应用,在探究其影响机理的基础上,还需进一步优化水下湿法焊接脉冲电流参数,主要对脉冲频率、占空比及峰值电流参数进一步优化。

根据先前实验得出 20 Hz 是较为理想的脉冲电流频率,但先前正交试验参数设置区间较大,在此基础上进一步细化区间以探究最优脉冲电流频率,脉冲频率范围选取 10~30 Hz,间隔 5 Hz,占空比暂定为 25%,峰值电流暂定为 350 A。选用焊缝余高变异系数来评估焊缝成形质量,如图 12 所示,等距离测量焊缝余高,对每个待测焊缝测量 7 个位置,其余高数值为  $Z_1 \sim Z_7$ ,根据公式(17)来计算余高变异系数。

$$Z^* = \sqrt{\frac{\sum_{n=1}^7 (Z_n - \bar{Z})^2}{7}} \quad (17)$$

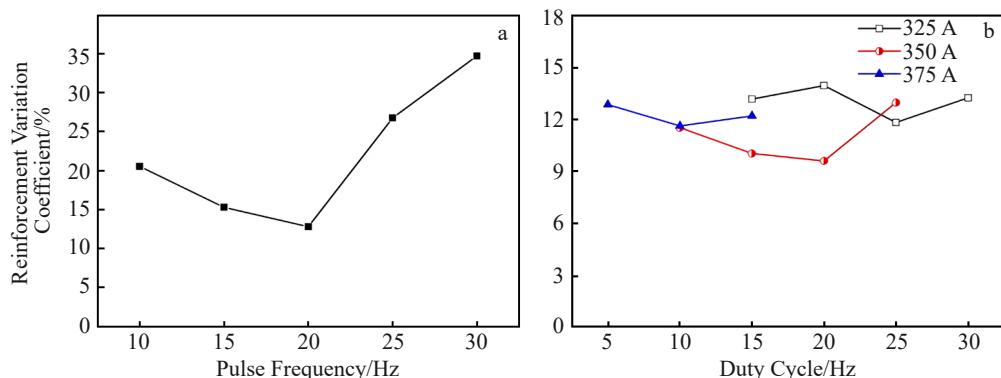


图 13 工艺参数对焊缝余高变异系数的影响

Fig.13 Effect of process parameters on weld reinforcement variation coefficient: (a) pulse frequency; (b) duty cycle and peak current

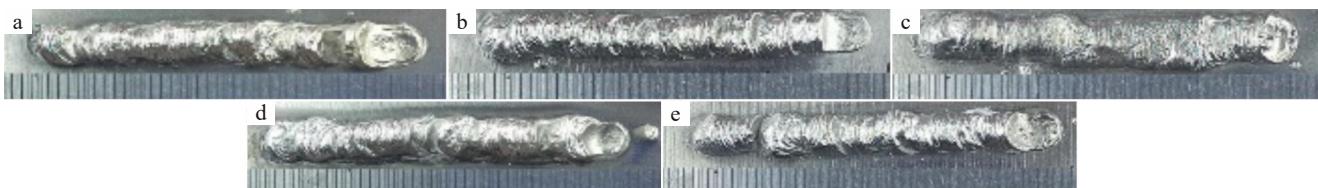


图 14 不同脉冲频率焊缝成形宏观照片

Fig.14 Macrographs of weld bead formation at different pulse frequencies: (a) 10 Hz, (b) 15 Hz, (c) 20 Hz, (d) 25 Hz, and (e) 30 Hz

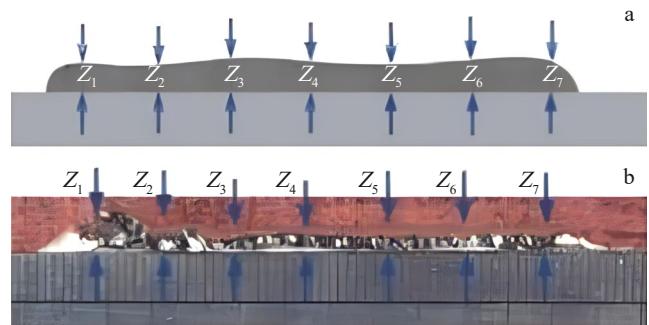


图 12 焊缝余高测量示意图和实物图

Fig.12 Schematic diagram (a) and real image (b) of weld reinforcement measurement

式中, $Z^*$ 为焊缝余高变异系数; $Z_n$ 为余高高度。

余高变异系数可用来评价焊缝余高波动程度,变异系数越大说明焊缝余高波动更剧烈,成形质量更差。试验结果如图 13a 所示。不同脉冲频率焊缝宏观成形如图 14 所示。余高变异系数随脉冲频率呈先减小后增大的趋势,且在 15~20 Hz 这一区间内出现拐点。得出若要获得焊接质量较好的水下湿法焊接焊缝,脉冲频率应控制在 15~20 Hz 区间内。后续试验中可将脉冲频率设置为 20 Hz。

进一步对占空比及峰值电流变化区间细化,占空比选定 10%~20%,间隔 5%,峰值电流范围为 325~375 A,间隔 25 A。试验结束后对焊缝成形质量进行评估,不同试验条件下的焊缝余高变异系数如图 13b 所示。从图中可



图15 峰值电流350 A、脉冲频率20 Hz时不同占空比下焊缝成形的宏观照片

Fig.15 Macrographs of weld bead formation under different duty cycles with peak current of 350 A and pulse frequency of 20 Hz: (a) 10%, (b) 15%, (c) 20%, and (d) 25%

以看出,峰值电流对焊缝成形有一定影响,350 A时焊缝成形优于325和375 A。当脉冲频率为20 Hz,峰值电流为350 A时,若占空比在15%~20%范围内可以获得较佳的焊缝成形。峰值电流350 A、脉冲频率20 Hz下不同占空比下的焊缝宏观形貌如图15所示。

## 4 结 论

1) 水下湿法焊接中引入了气体压力和气体拖拽力等对于水下湿法平焊熔滴过渡过程的阻力,加之受水下激冷环境影响而增加的表面张力,熔滴所受的阻碍力增加,过渡困难,由于阴极斑点和气囊生成区域位置漂移不定,熔滴在水平方向所受外力促使其朝外力合力方向排斥,直至熔滴脱离焊丝。上述两方面原因导致了水下湿法焊接过程中不仅存在排斥过渡,且该类型过程持续周期长,存在的比例高。

2) 通过对对比分析可知,在水下湿法焊接过程中电磁收缩力能促进熔滴过渡,通过改变瞬时焊接电流的方式增加电磁收缩力,实现了加快熔滴过渡速度,抑制排斥过渡,提高焊接过程稳定性目的。

3) 对脉冲电流参数的优化试验结果表明,当占空比在15%~20%,峰值电流350 A,脉冲频率20 Hz左右时,焊接效果较好。

## 参考文献

## References

- [1] Liu Feiyang(刘飞洋), Li Tianke(李田科), Wang Ruixin(王睿鑫) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2025, 54(3): 791
- [2] Fu Y L, Guo N, Wang G H et al. *Materials & Design*[J], 2021, 197: 109196
- [3] Tomkow J. *Materials*[J], 2021, 14(6): 1364
- [4] You Jiayu(尤家玉), Hu Chenyu(胡晨玙), Li Yongqing(李永清) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2024, 53(8): 2314
- [5] Du Yongpeng(杜永鹏), Guo Ning(郭宁), Liu Zhiqiang(刘志强) et al. *Welded Pipe and Tube*(焊管)[J], 2015, 38(4): 43
- [6] Guo Ning(郭宁), Wang Meirong(王美荣), Guo Wei(郭伟) et al. *Transactions of the China Welding Institution*(焊接学报)[J], 2014, 35(5): 13
- [7] Bi Fengqin(毕凤琴), Li Huixing(李会星), Sun Zhenxu(孙振旭) et al. *Materials Reports*(材料导报)[J], 2014, 28(23): 51
- [8] Xu Kai, Wang Mingqiu, Fang Naiwen et al. *Rare Metal Materials and Engineering*[J], 2023, 52(8): 2665
- [9] Hu Y, Shi Y H, Sun K et al. *Journal of Materials Processing Technology*[J], 2019, 264: 366
- [10] Han L G, Pei K, Sun F et al. *ISIJ International*[J], 2021, 61(3): 902
- [11] Perlman M, Pense A, Stout R. *Welding Journal*[J], 1969, 48(6): 231
- [12] Shi Yaowu(史耀武), Zhang Xiping(张新平), Lei Yongping(雷永平). *Welding Technology Under Harsh Conditions*(严酷条件下的焊接技术)[M]. Beijing: China Machine Press, 1999
- [13] Richardson I M, Bucknall P W, Stares I. *Welding Journal*[J], 1994, 73: 32
- [14] Gao W B, Wang D P, Cheng F J et al. *Acta Metallurgica Sinica*[J], 2015, 28(9): 1097
- [15] Zhao Yongjian(赵永健). *Electric Welding Machine*(电焊机)[J], 2024, 54(6): 106
- [16] Cheng Zhongguang(程中光), Zhang Xiaoyong(章晓勇), Jia Dongsheng(贾冬生) et al. *Transactions of the China Welding Institution*(焊接学报)[J], 2024, 45(5): 56
- [17] Zou Wenfeng(邹文凤), Li Yiwen(李逸文), Mei Qiang(梅强) et al. *Transactions of the China Welding Institution*(焊接学报)[J], 2020, 41(9): 16
- [18] Fan Ding(樊丁), Ma Xin(马欣), Wu Lijian(武利建) et al. *Journal of Lanzhou University of Technology*(兰州理工大学学报)[J], 2021, 47(1): 22
- [19] Xiao Lei(肖磊). *Study on the Magnetic Field Control High-Efficiency GMAW Arc-Droplet Coupling Behavior*(磁控高效GMAW电弧-熔滴耦合行为研究)[D]. Lanzhou: Lanzhou University of Technology, 2020
- [20] Chen H, Guo N, Zhang Z H et al. *Materials Letters*[J], 2020, 270(1): 127692
- [21] Chen J, Wen Z, Jia C B et al. *Journal of Materials Processing Technology*[J], 2022, 304: 117567
- [22] Yang Jie(杨杰). *Numerical Simulation of Typical Globular Repelled Metal Transfer in Underwater Wet Flux-cored Arc*

- Welding*(水下湿法药芯焊丝焊接典型大滴排斥过渡数值模拟)[D]. Jinan: Shandong University, 2021
- [23] Guo N, Wang M R, Du Y P et al. *Materials Letters*[J], 2015, 144(4): 90
- [24] Jia Changshen(贾昌申), Xiao Kemin(肖克民), Yin Xianqing(殷咸青). *Journal of Xi'an Jiaotong University*(西安交通大学学报)[J], 1994(2): 23
- [25] Wu Chuansong(武传松). *Welding Thermal Processes and Weld Pool Behaviors*(焊接热过程与熔池形态)[M]. Beijing: China Machine Press, 2007
- [26] Choi J H, Lee J, Yoo C D. *Journal of Physics D: Applied Physics*[J], 2001, 34(17): 2658
- [27] Kim Y S, Eager T W. *Welding Journal*[J], 1993, 72(6): 269
- [28] Jia C B, Zhang Y, Zhao B et al. *Welding Journal*[J], 2016, 95(6): 202
- [29] Wang G, Huang P G, Zhang Y M. *Metallurgical and Materials Transactions B*[J], 2003, 34(3): 345

## Control Mechanism of Droplet Transfer in Underwater Wet Pulsed Current Welding

Du Yongpeng<sup>1</sup>, Chen Xiaoqiang<sup>1</sup>, You Jiayu<sup>1</sup>, Guo Ning<sup>2,3</sup>, Fu Yunlong<sup>2,3</sup>

(1. PLA Naval Submarine Academy, Qingdao 266000, China)

(2. State Key Laboratory of Precision Welding & Joining of Materials and Structures, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China)

(3. Shandong Provincial Key Laboratory of Special Welding Technology, Harbin Institute of Technology (Weihai), Weihai 264209, China)

**Abstract:** The formation mechanism of repulsive transition in underwater wet welding was firstly analyzed. Affected by the aqueous environment, molten droplets during underwater welding are subjected to combined effect of multiple forces. The gas pressure, gas drag force, and plasma flow force acting on the droplet fluctuate dynamically with the generation location of arc bubbles and the position of cathode spots. These forces together serve as the main driving forces for the repulsive transition of the droplet. The surface tension impedes lateral detachment of the droplet from the wire tip, while gravity facilitates droplet separation from the wire tip to complete the transition. The influence of pulse frequency, duty cycle, and peak current on weld formation, droplet transfer, and welding stability in underwater wet welding was investigated using the orthogonal experimental method. The weld reinforcement variation coefficient was adopted to evaluate formation quality. The results indicate that optimal welding performance is obtained at a duty cycle from 15% to 20%, a peak current of 350 A, and a pulse frequency of approximately 20 Hz. By applying pulsed current during the peak current phase, the electromagnetic contraction force acting on the droplet is significantly enhanced, promoting droplet transfer and increasing the transition frequency.

**Key words:** Q235 steel; underwater wet welding; pulsed current; droplet transfer

---

Corresponding author: Fu Yunlong, Ph. D., Associate Professor, State Key Laboratory of Precision Welding & Joining of Materials and Structures, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, P. R. China, E-mail: fuyl@hit.edu.cn