

# 大长宽比深窄槽电解加工阴极结构设计\*

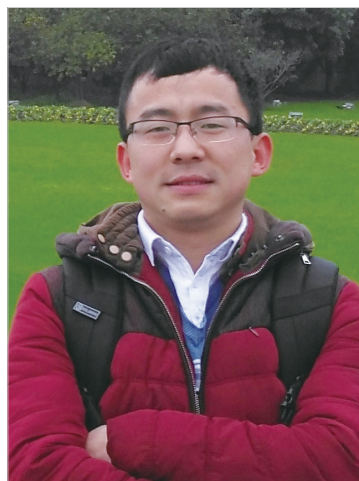
吕焱明,赵建社,范延涛,刘鼎铭,杨振文

(南京航空航天大学机电学院,南京 210016)

**[摘要]** 为解决钛合金大长宽比深窄槽电解加工过程中阴极结构刚性差的问题,设计了内部带有加强筋的镂空片状阴极结构,并采用单向流固耦合法研究了加强筋数量、加强筋与侧壁夹角对阴极整体刚性的影响规律。仿真结果表明,阴极结构添加3根加强筋时,阴极整体刚性得到显著提高。另外,阴极整体刚性随加强筋与侧壁夹角的增大而降低,综合阴极变形量与最大等效应力,确定了加强筋与侧壁夹角为 $45^\circ$ 时,阴极结构具有良好的刚性,能够满足试验要求。最后,采用自主研发的试验系统开展了大长宽比深窄槽电解加工工艺试验,选用优化后的阴极结构,可加工出长宽比11:1、深宽比9:1的深窄槽结构。

**关键词:** 电解加工; 阴极结构; 深窄槽; 刚性; 钛合金; 加工稳定性

**DOI:** 10.16080/j.issn1671-833x.2018.03.046



吕焱明

硕士研究生,主要研究方向为高效精密电解加工技术。

大长宽比深窄槽结构被广泛应用于各类零件中,且发挥着重要作用。采用传统方法加工深窄槽结构,存在加工周期长、精度低,且刀具成本高的问题<sup>[1-3]</sup>,而电解加工技术是以离子的形式去除工件材料,对于形状复杂的零件可以一次成形、具备加工效率高、表面质量好、无工具电极损耗等优点,是先进制造技术中不可缺少的技术,在航空航天等领域中得到广泛的应用<sup>[4-6]</sup>。然而,深窄槽电解加工过程中,随着长宽比、深宽比的增加,加工间隙内电解液压力沿流程损失增大,电解产物难以及时排出,同时,工具阴极的整体刚性难以保证,制约了深窄槽电解加工稳定性和加工效率的提高。

为了进一步提高窄槽电解加工稳定性和加工效率,近年来,国内外学者进行了一系列试验研究。Liu等<sup>[7]</sup>针对金属管内壁环形窄槽加工难的问题,提出了圆形齿状

阴极电解切割加工方法,通过调整阴极半径、转速等参数加工出一致性好的环形槽;王艳萍等<sup>[8]</sup>为了提高深窄槽电解加工的定域蚀除能力,对比分析了 $\text{NaNO}_3$ 电解液、 $\text{NaNO}_3+\text{H}_2\text{SO}_4$ 混合电解液对电解加工槽的影响规律,试验结果表明采用混合电解液加工得到的槽形态及尺寸的一致性更好。王峰等<sup>[9]</sup>通过研究阴极的进给模式来提高加工过程的稳定性与加工精度,并基于自主研发的振动装置,开展了直线进给模式、复合进给模式的工艺试验,试验结果表明复合进给模式能够显著提高窄缝加工定域性、降低窄缝缝宽。Lee等<sup>[10]</sup>为了加工304轴承上的深窄槽结构,研究了直流、脉冲电源对深窄槽成形规律的影响,通过基础试验研究,发现采用脉冲电源加工出的深窄槽结构能够满足生产应用要求。Xu等<sup>[11]</sup>分析了片状、丝状阴极对加工间隙和流场分布的

\* 基金项目: 研究生创新基地(实验室)开放基金资助项目(kfj20160504)。

影响规律,通过试验验证了深窄槽加工过程中,小直径丝状阴极有利于提高加工稳定性和加工精度。

目前,关于窄槽电解加工主要集中在工艺参数的优化上,且对象大部分为微型结构,而研究阴极结构对深窄槽电解加工过程的影响相对较少。大长宽比深窄槽电解加工过程中,阴极刚性难以保证,加工过程中容易发生颤振,引起流场不均而造成缺液、短路现象。因此,为了解决大长宽比深窄槽电解加工过程中阴极结构刚性差的问题,以TB6钛合金深窄槽为研究对象,从阴极结构设计开展了基础试验研究。

## 大长宽比深窄槽电解加工工艺分析

图1所示为大长宽比深窄槽电解加工原理示意图,其中要求槽深 $H \geq 25\text{mm}$ ,槽宽 $W \leq 3.0\text{mm}$ ,长宽比 $R \geq 11:1$ 。由于其结构的特殊性,采用电解加工工艺主要面临的技术难点:(1)由于长宽比、深宽比都较大,电解加工过程中,高速流动的电解液对片状阴极产生强烈的扰动作用,在进行阴极结构设计时,应充分考虑阴极的整体刚性;(2)随着加工深度的增加,电解液沿流程的压力损失变大,新鲜的电解液不能及时排出加工间隙内的电解产物,加工产物便会蓄积在加工区域,影响加工过程的稳定性和加工效率。因此,在进行电解加工试验时,应采取相应的措施提高加工过程稳定性。

### 片状阴极结构设计

通常情况下,深窄槽电解加工阴极结构设计时,常采用窄槽形状法向偏置,中间留有通液槽的设计方法。如图2(a)所示,电解加工过程中,电解液经过片状阴极内部通液槽进入加工间隙,参与阴极和阳极之间的电化学反应,同时,高速流动的电解液将电解产物和焦耳热带离加工区

域,以保证电解加工过程的正常进行。图2(b)所示为阴极出液端的端面示意图,主要尺寸包括阴极高度 $h$ ,长度 $l$ ,通液槽宽度 $c$ ,阴极宽度 $b$ 。为了保证加工过程中电解液流量充足,片状阴极的流道总截面积 $A_0$ 应该大于加工间隙的流道截面积 $S_0$ ,即:

$$A_0 = l \times c + \pi/4 \times c^2 \quad (1)$$

$$S_0 = (2 \times l + \pi \times c) \times \Delta = p_0 \times \Delta \quad (2)$$

$$A_0 \geq S_0 \quad (3)$$

式中, $p_0$ 为过水截面的湿周(流道截面的长度), $\Delta$ 为底面间隙(按 $0.08 \sim 0.3\text{mm}$ 估选)<sup>[12]</sup>。

初步设定的阴极尺寸有:阴极高度 $h$ 为 $45\text{mm}$ ,总长度( $l+b$ )为 $30\text{mm}$ ,阴极宽度 $b$ 为 $1.8\text{mm}$ ,底面间隙 $\Delta$ 为 $0.2\text{mm}$ 。由公式(1)~(3)可知通液槽宽度 $c_0 \geq 0.405\text{mm}$ ,根据以上理论尺寸设计得到的阴极结构能够满足电解液流量要求。

采用单向流固耦合方法对上述阴极结构整体刚性进行有限元分析。有限元分析前,对电解液溶液作了如下假设:(1)电解液不包含气泡、固体颗粒且为连续、不可压缩的牛顿液

体;(2)忽略加工过程中电解液的温度变化及能量损耗,而且满足质量守恒方程和动量守恒方程<sup>[13]</sup>:

$$\frac{\partial u_m}{\partial x_m} = 0 \quad (4)$$

$$u_n \frac{\partial u_m}{\partial x_n} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x_m} + \frac{\partial}{\partial x_m} \left( \nu \left( \frac{\partial u_m}{\partial x_n} + \frac{\partial u_n}{\partial x_m} \right) - \overline{u_m u_n} \right) \quad (5)$$

式中, $u_m$ 为 $x_m$ 方向速度分量, $x_m$ 为坐标分量, $\rho$ 为电解液密度, $P$ 为电解液压力, $\overline{u_m u_n}$ 为雷诺应力。

图3(a)是通过ANSYS软件几何建模功能构建的几何模型,箭头表示电解液的流动方向,对模型进行网格划分后如图3(b)所示。在进行计算分析时,液体流动的湍流模型选择标准的 $RNGk-\varepsilon$ 模型,该模型在处理流线弯曲程度较大及高应变率的流动时具有更强的优势<sup>[14]</sup>,随后添加的边界条件为:阴极材料为304不锈钢、电解液入口压力为 $0.6\text{MPa}$ 、出口压力为 $0$ 、电解液运动粘度系数为 $\nu_e = 0.66 \times 10^{-6} \text{m}^2/\text{s}$ 、电解液温度为 $40^\circ\text{C}$ 。

采用ANSYS CFX流体动力学模

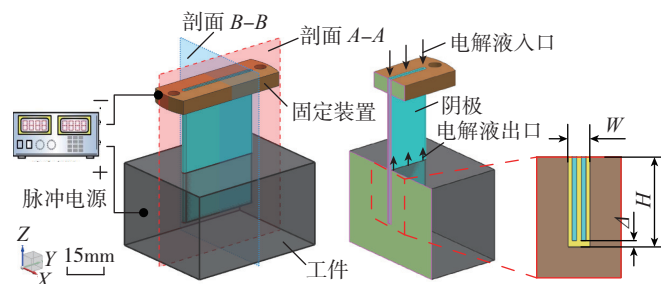


图1 大长宽比深窄槽电解加工原理示意图

Fig.1 Schematic diagram of ECM for deep narrow groove with high length-width ratio

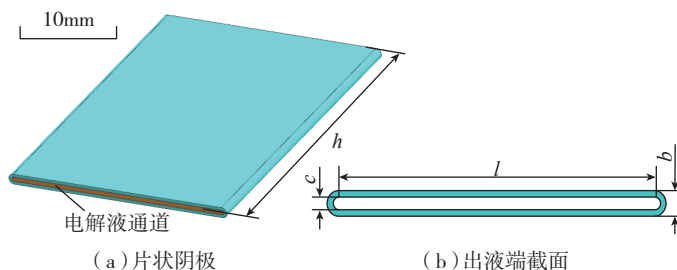


图2 片状阴极结构设计示意图

Fig.2 Design scheme of the slice cathode

块及 Static Structural 静力学模块对流动模型进行求解,得到了图 4 所示的仿真结果。由图 4 可知,当采用窄槽形状法向偏置,中间留有通液槽设计得到的片状阴极结构,在加工过程中,最大变形量达到了  $2.58 \times 10^{-1}$  mm,最大等效应力达到  $7.54 \times 10^2$  MPa,已经远远超出了材料的屈服强度  $2.07 \times 10^2$  MPa,而过大的阴极变形量不仅会对阴极结构造成破坏,还会严重影响深窄槽的加工精度。因此,必须采取合理的措施对现有的阴极结构进行优化,使整体结构刚性满足试验要求。

### 1 加强筋数量对阴极整体刚性的影响

为了解决阴极结构整体刚性差、变形严重的问题,采用添加加强筋的设计思路来提高阴极整体刚性。如图 5 所示为带有加强筋的片状阴极设计方案,其中加强筋结构能够提高阴极的整体刚性,而过多的加强筋数量会影响到阴极出液端端面尺寸,如果电解液流道总面积小于加工间隙的流道截面积,会造成加工区域出现缺液现象,从而影响加工过程稳定性。因此,需要通过理论计算及有限元仿真分析来确定加强筋的数量  $n$ ,以保证阴极具有良好的整体刚性并减少加强筋结构对加工流场的影响。

(1) 如图 6 (a) 所示为  $n=1$  的阴极出液端截面示意图,输送至加工区域的电解液流道总截面积  $A_1$  和加工间隙的流道截面积  $S_1$  分别为:

$$A_1 = l \times c + \pi/4 \times c^2 - (b_1/\sin\beta) \times c \quad (6)$$

$$S_1 = (2 \times l + (\pi + 2/\sin\beta) \times c - 2 \times (b_1/\sin\beta)) \times \Delta = p_1 \times \Delta \quad (7)$$

$$A_1 \geq S_1 \quad (8)$$

式中,  $b_1$  为加强筋宽度,  $\beta$  为加强筋与阴极侧壁的夹角,  $p_1$  为过水截面的湿周(流道截面的长度)。

初步设定的阴极尺寸同上,并取加强筋的宽度  $b_1=0.6$  mm,根据公式(6)~(8),当  $n=1$  时,通液槽宽度

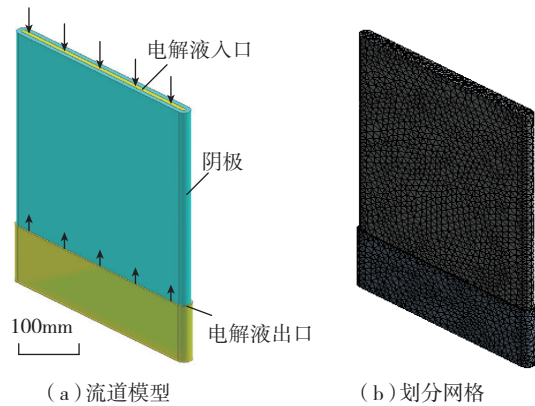


图3 单向流固耦合流道模型  
Fig.3 A flow model of one-way fluid-solid coupling

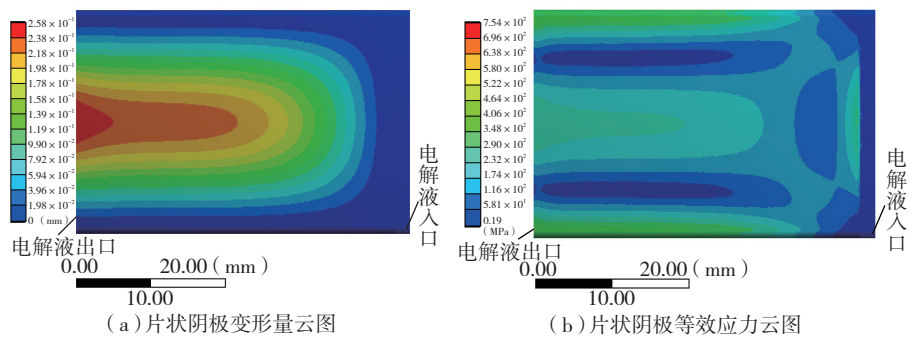


图4 片状阴极仿真结果示意图  
Fig.4 Schematic diagram of simulation results of slice cathode

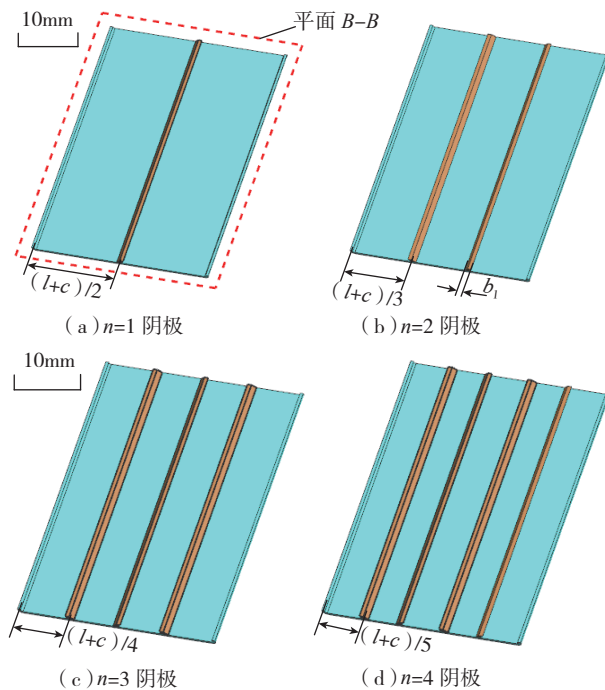


图5 不同加强筋数量阴极结构  
Fig.5 Cathode structure with different stiffeners

$c_1 \geq 0.417\text{mm}$ 。

(2) 如图 6 (b) 所示为  $n=2$  的阴极出液端截面示意图, 输送至加工区域的电解液流道总截面积  $A_2$  和加工间隙的流道截面积  $S_2$  分别为:

$$A_2 = l \times c + \pi/4 \times c^2 - 2 \times (b_1/\sin\beta) \times c \quad (9)$$

$$S_2 = (2 \times l + (\pi + 4/\sin\beta) \times c - 4 \times (b_1/\sin\beta)) \times \Delta = p_2 \times \Delta \quad (10)$$

$$A_2 \geq S_2 \quad (11)$$

初步设定的阴极尺寸同上, 根据公式(9)~(11), 当  $n=2$  时, 通液槽宽度  $c_2 \geq 0.423\text{mm}$ 。

(3) 如图 6 (c) 所示为  $n=3$  的阴极出液端截面示意图, 输送至加工区域的电解液流道总截面积  $A_3$  和加工间隙的流道截面积  $S_3$  分别为:

$$A_3 = l \times c + \pi/4 \times c^2 - 3 \times (b_1/\sin\beta) \times c \quad (12)$$

$$S_3 = (2 \times l + (\pi + 6/\sin\beta) \times c - 6 \times (b_1/\sin\beta)) \times \Delta = p_3 \times \Delta \quad (13)$$

$$A_3 \geq S_3 \quad (14)$$

初步设定的阴极尺寸同上, 根据公式(12)~(14), 当  $n=3$  时, 通液槽宽度  $c_3 \geq 0.431\text{mm}$ 。

(4) 如图 6 (d) 所示为  $n=4$  的阴极出液端截面示意图, 输送至加工区域的电解液流道总截面积  $A_4$  和加工间隙的流道截面积  $S_4$  分别为:

$$A_4 = l \times c + \pi/4 \times c^2 - 4 \times (b_1/\sin\beta) \times c \quad (15)$$

$$S_4 = (2 \times l + (\pi + 8/\sin\beta) \times c - 8 \times (b_1/\sin\beta)) \times \Delta = p_4 \times \Delta \quad (16)$$

$$A_4 \geq S_4 \quad (17)$$

初步设定的阴极尺寸同上, 根据公式(15)~(17), 当  $n=4$  时, 通液槽宽度  $c_4 \geq 0.446\text{mm}$ 。

为了便于有限元分析, 根据 4 种阴极通液槽宽度  $c_{\min}$  的最小值, 建立仿真模型时取:

$$c_{\min} \geq \max\{c_1, c_2, c_3, c_4\} \quad (18)$$

根据公式(18), 设定通液槽宽度尺寸为  $0.6\text{mm}$ , 建立了 4 种阴极结构仿真模型, 并采用有限元仿真分析方法, 研究了不同加强筋数量对阴极

整体刚性的影响规律, 其仿真结果如图 7 所示。由图 7 (a)、(c)、(e)、(g) 可知, 阴极的变形量随加强筋数量的增加而逐渐减小。之前  $n=0$  时, 片状阴极的最大变形量为  $2.58 \times 10^{-1}\text{mm}$ ; 而当  $n=4$  时, 片状阴极的最大变形量仅为  $1.30 \times 10^{-3}\text{mm}$ , 显著提高了片状阴极的整体刚性。另外, 由图 7 (b)、(d)、(f)、(h) 可知, 阴极结构的最大等效应力随着加强筋数量的增加而减小, 相较于  $n=0$  时的  $7.54 \times 10^2\text{MPa}$ , 当  $n=1$  时, 片状阴极的最大等效应力为  $1.33 \times 10^2\text{MPa}$ , 已经小于材料的屈服强度  $2.07 \times 10^2\text{MPa}$ 。因此, 当加强筋的数量  $n \geq 1$  时, 片状阴极的最大等效应力均小于材料的屈服强度。

确定加强筋数量时, 应在满足阴极整体刚性的基础上, 选择最少的加强筋数量。综合仿真分析结果, 当  $n=3$  时, 片状阴极的最大变形量为  $1.74 \times 10^{-3}\text{mm}$ ; 而当  $n=4$  时, 片状阴极的最大变形量为  $1.30 \times 10^{-3}\text{mm}$ ,

两者的最大变形量数值相差不大, 优先选用  $n=3$  的片状阴极结构。

## 2 加强筋与侧壁夹角对阴极整体刚性的影响

由加强筋数量对阴极整体刚性的影响规律可知, 当片状阴极结构添加 3 根加强筋时, 阴极具有良好的整体刚性, 此时加强筋与侧壁的夹角  $\beta$  为  $45^\circ$ 。为了进一步研究加强筋与侧壁夹角  $\beta$  对阴极整体刚性的影响规律, 采用图 8 所示的 3 种不同  $\beta$  值的阴极进行分析 ( $\beta=30^\circ$ 、 $45^\circ$ 、 $90^\circ$ )。

图 8 (a) 所示为  $\beta=30^\circ$  阴极出液端的截面示意图, 阴极的初始参数值同上, 根据式(12)~(14) 可得, 当  $\beta=30^\circ$  时, 通液槽的宽度为  $c_{3(\beta=30^\circ)} \geq 0.445\text{mm}$ 。

图 8 (b) 所示为  $\beta=45^\circ$  阴极出液端的截面示意图, 根据前面内容可知, 当  $\beta=45^\circ$  时, 通液槽的宽度  $c_{3(\beta=45^\circ)} \geq 0.431\text{mm}$ 。

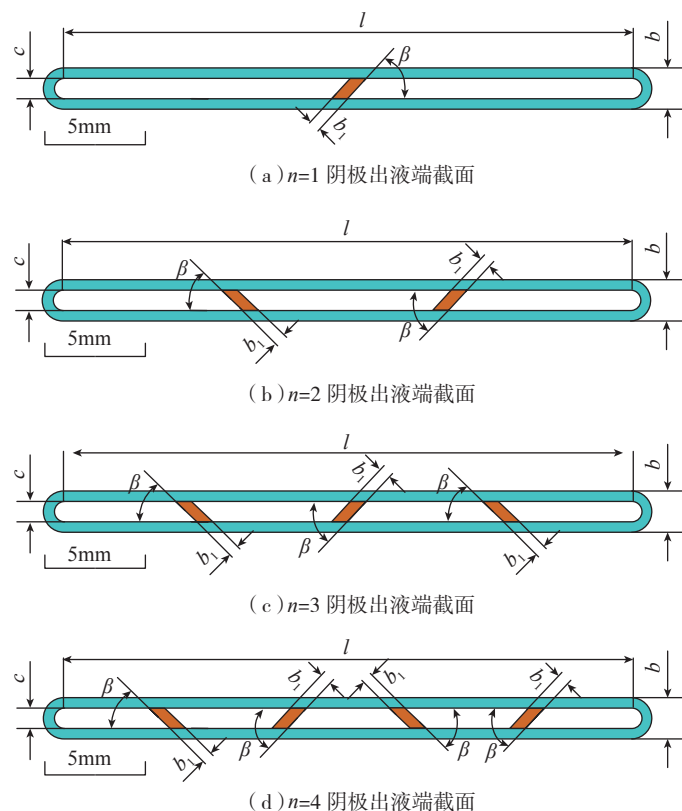


图6 不同加强筋数量阴极出液端截面示意图

Fig.6 Sketch of cathode cross-section with different stiffeners

图 8 (c) 所示为  $\beta=90^\circ$  阴极出液出液端的截面示意图, 阴极的初始参数值同上, 根据式 (12) ~ (14) 可得, 当  $\beta=90^\circ$  时, 通液槽的宽度  $c_3 (\beta=90^\circ) \geq 0.424\text{mm}$ 。

根据公式 (18), 取通液槽宽度  $c$  为 0.6, 建立模型进行有限元仿真分析, 得到的仿真结果如图 9 所示。

由图 9 可知, 加强筋与侧壁夹

角  $\beta$  取不同值时, 仿真得到的阴极变形量与等效应力均有所不同。当夹角  $\beta=30^\circ$  时, 阴极的最大变形量为  $1.42 \times 10^{-3}\text{mm}$ , 最大等效应力为  $4.14 \times 10\text{MPa}$ ; 当夹角  $\beta=90^\circ$  时, 阴极的最大变形量为  $3.88 \times 10^{-3}\text{mm}$ , 最大等效应力为  $3.63 \times 10\text{MPa}$ 。由此可知, 随着加强筋与侧壁夹角的增大, 阴极的最大变形量逐渐增大, 当

夹角  $\beta=30^\circ$ 、 $45^\circ$  时, 两者的差异不大, 但当  $\beta=90^\circ$  时, 阴极的变形量明显增大。另外, 等效应力随着夹角的增大先减小后增大, 因此, 取  $\beta=45^\circ$  时, 阴极变形量相对较小, 且具有最小的等效应力。

### 试验系统

为了验证满足刚性的阴极结构对大长宽比深窄槽电解加工过程的影响, 选用了图 10 所示的电解加工试验系统。系统主要包括机床主体、电解液循环系统、信号检测系统、脉冲电源、集成控制系统、振动进给系统等。另外, 带有加强筋的工具阴极制造较为复杂, 基于单向流固耦合方法进行工具阴极优化设计, 显著缩短了阴极设计周期。根据仿真结果选取加强筋根数  $n=3$ 、夹角  $\beta=45^\circ$  的阴极结构进行制造。如图 11 (a) 所示, 首先采用线切割加工技术割出阴极的 A、B 两部分, 通过加强筋的楔形咬合作用合成一体。随后, 采用激光焊接技术焊接侧壁连接处, 使其成为一个完整的片状阴极结构。最后, 采用高温烧结搪瓷技术对阴极非加工面进行有效的绝缘处理, 屏蔽非必要电场, 减少杂散腐蚀, 图 11 (b)、(c) 为直线、曲线片状阴极的实物图。

### 试验结果与讨论

#### 1 工艺试验准备

如图 12 所示, 对深窄槽入口处和沿深度方向的 5 个位置的槽宽进行检测, 通过分析入口处平均槽宽  $W_a$ 、标准差  $\delta_a$  及深度方向槽宽平均值  $W_b$ 、标准差  $\delta_b$ , 研究片状阴极结构设计对深窄槽加工精度的影响规律。

$$W_a = \sum_{k=1}^5 D_k / 5 \quad (19)$$

$$W_b = \sum_{k=6}^{10} D_k / 5 \quad (20)$$

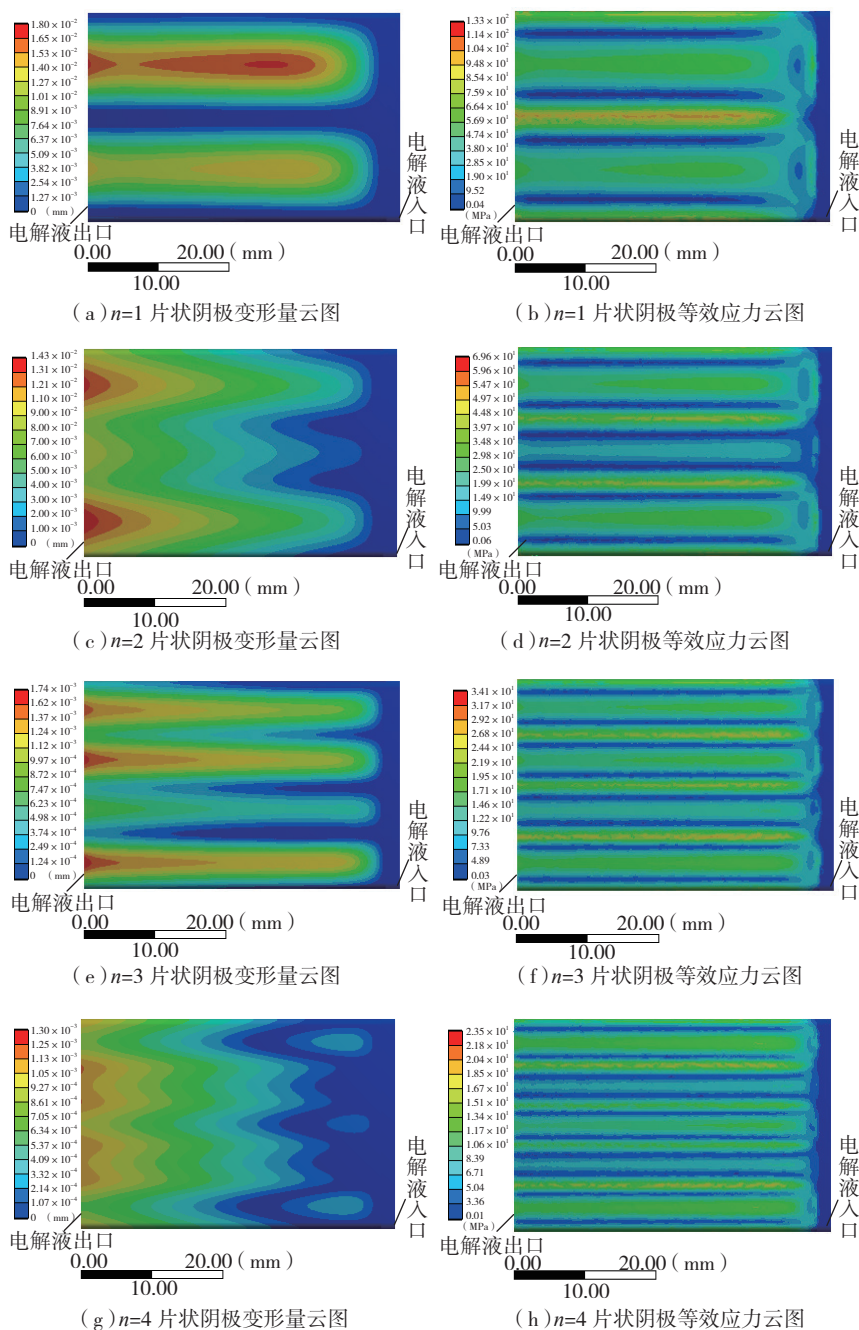


图 7 不同加强筋数量阴极仿真结果示意图

Fig.7 Schematic diagram of simulation results of slice cathode with different stiffeners

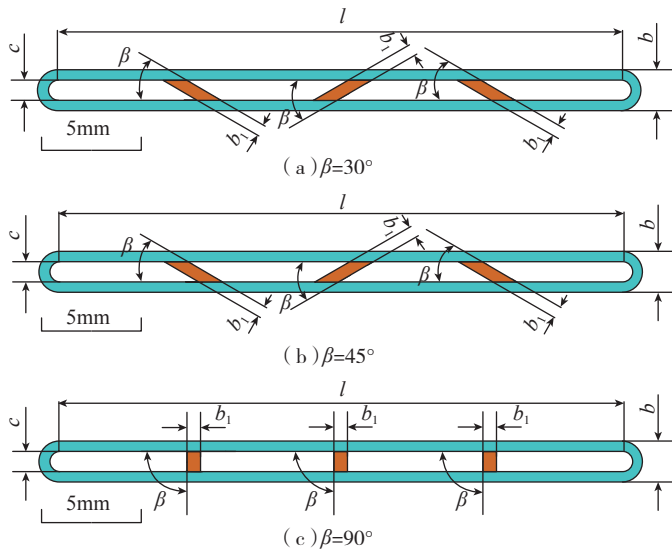


图8 不同夹角阴极出液端截面示意图

Fig.8 Sketch of cathode cross-section with different angles

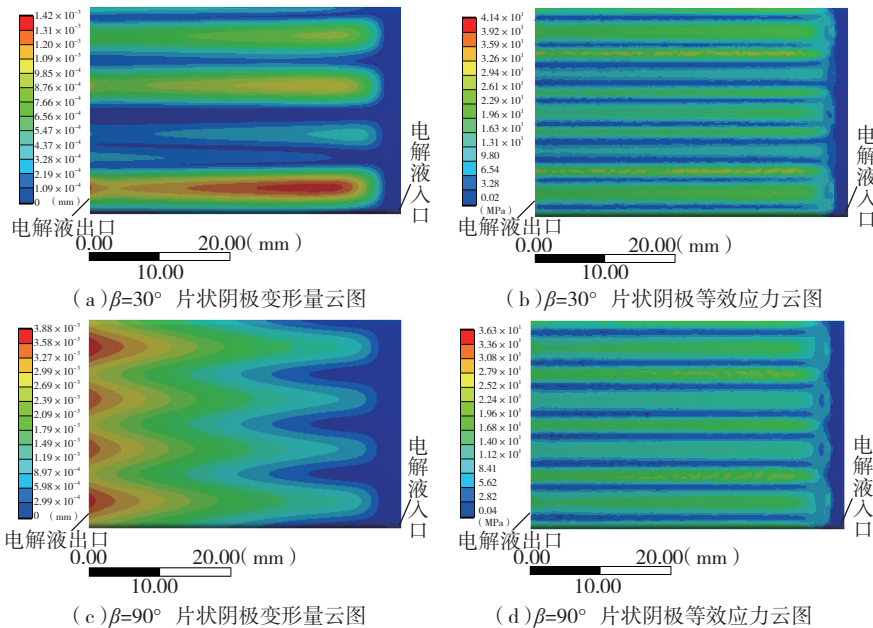


图9 不同夹角阴极仿真结果示意图

Fig.9 Schematic diagram of simulation results of slice cathode with different angles

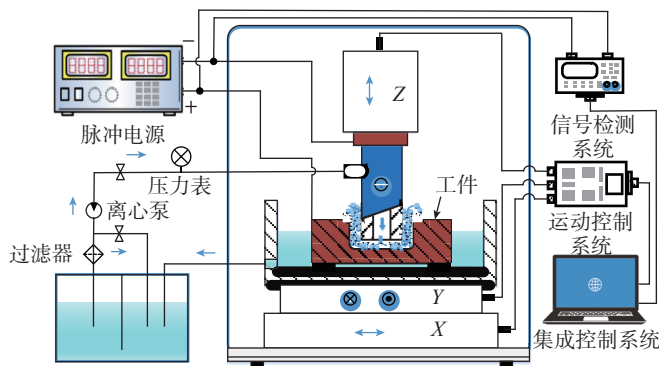


图10 深窄槽电解加工试验系统示意图

Fig.10 ECM system for deep narrow grooves

$$\delta_a = \sqrt{\frac{1}{5} \sum_{k=1}^5 (D_k - W_a)^2} \quad (21)$$

$$\delta_b = \sqrt{\frac{1}{5} \sum_{k=6}^{10} (D_k - W_b)^2} \quad (22)$$

## 2 阴极进给速度对加工精度的影响

为了研究阴极进给速度对深窄槽加工精度的影响,在脉冲电源平均电压为24V下,设定阴极直线进给进给的速度分别为0.6mm/min、0.8mm/min、1.0 mm/min、1.2mm/min、1.4mm/min、1.6mm/min进行不同加工速度的对比试验。

随着进给速度由0.6mm/min增加至1.6mm/min,入口处的平均槽宽由3.15mm下降至2.66mm,沿深度方向的平均槽宽由4.20mm下降到2.88mm。此外,随着进给速度的增加,入口处的槽宽标准差由0.11mm下降为0.03mm,沿深度方向的槽宽标准差由0.031mm下降为0.017mm,两者的槽宽标准差均显著下降,槽宽的一致性显著提高。根据法拉第第一定律,随着进给速度的增加,阴极底面对工件侧面的加工时间显著缩短,工件材料的去除量显著减少,槽宽也减小。阴极进给速度越快,工件材料的电化学溶解速度也越快,当平均电压与电导率一定时,加工间隙也就越小,从而有利于提高电解加工深窄槽的一致性。

## 3 平均电压对加工精度的影响

为了研究平均电压对深窄槽加工精度的影响,保持其他加工参数固定:阴极速度0.6mm/min。通过调整占空比设定脉冲电源的平均电压分别为19V、20V、21V、22V、23V、24V,进行不同电压的对比试验。

随着平均电压由19V增加到24V,入口处的平均槽宽由3.01mm增加至3.25mm;深度方向的平均槽宽由3.61mm增加至4.21mm。此外,随着平均电压的增加,入口处槽宽标准差由0.025mm上升为0.18mm,沿深度方向的槽宽标准差

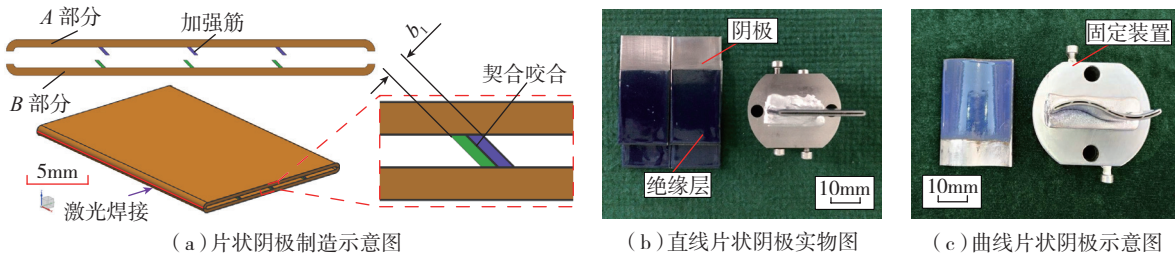


图11 片状阴极实物图  
Fig.11 Slice cathode

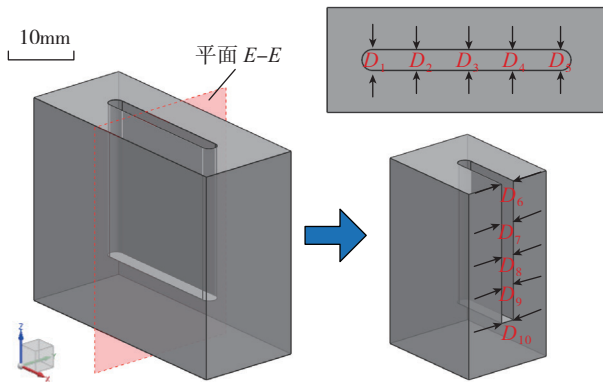


图12 槽宽检测示意图  
Fig.12 Schematic diagram of the deep narrow groove detection

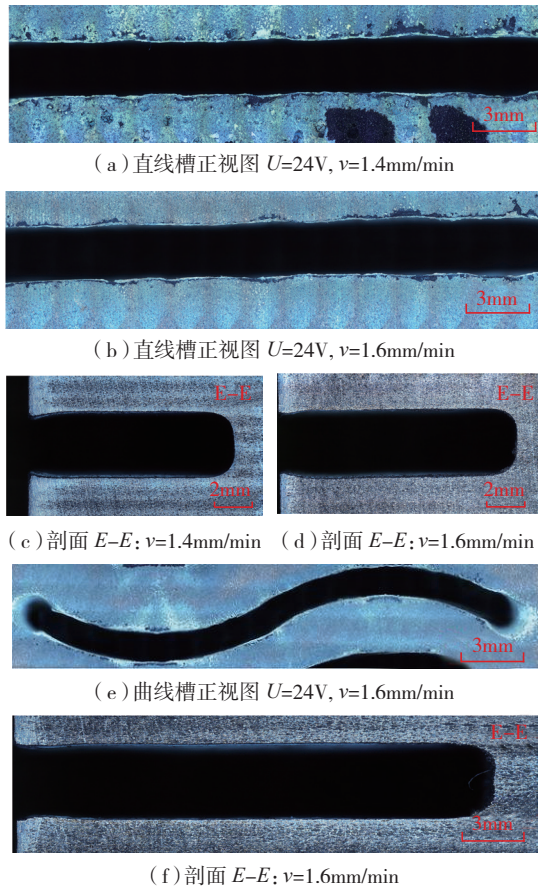


图13 不同进给速度的切槽形貌

Fig.13 Morphologies of deep narrow grooves in different feed rates

由 0.04mm 上升为 0.19mm, 两者的槽宽标准差均显著增大, 槽宽的一致性变差。当进给速度和电导率不变时, 占空比随着平均电压的增大而增大, 脉冲宽度也增大, 从而延长了工件溶解的时间, 因此深窄槽的加工一致性变差。

基于进给速度、平均电压等工艺参数对 TB6 钛合金深窄槽电解加工精度的影响规律, 最终, 采用优选的工艺参数进行了直线、曲线深窄槽电解加工试验, 图 13 为优选工艺参数加工出的深窄槽形貌。

## 结论

(1) 采用单向流固耦合法研究了加强筋数量对片状阴极整体刚性的影响规律。由仿真结果可知, 当添加合理数量加强筋时, 阴极整体刚性得到明显的提高。

(2) 由仿真结果可知, 阴极整体刚性随着加强筋与侧壁夹角的增大而降低。当夹角  $\beta$  为  $45^\circ$  时, 片状阴极具有相对较小的变形量, 且具有最小的等效应力, 是优选的夹角度数。

(3) 基于理论分析, 优化设计了阴极结构, 并通过工艺试验验证了优化后的阴极结构能够满足试验要求, 可加工出一致性好的深窄槽结构, 对于今后难加工材料深窄槽电解加工具有重要意义。

## 参考文献

[1] 白艳艳, 吕明, 李文斌, 等. 窄深槽加工技术的研究综述与展望[J]. 制造技术与机床, 2014(10): 45-49.

BAI Yanyan, LÜ Ming, LI Wenbin, et

- al. Overview and expectation of research on narrow-deep-groove machining technology[J]. Manufacturing Technology & Machine Tool, 2014(10): 45-49.
- [2] ZHANG Z K, YUE Z F, WEN Z X, et al. Study on fatigue properties of turbine disk groove modeling specimens of GH4720 alloy[J]. Rare Metal Materials & Engineering, 2014, 43(43): 42-46.
- [3] CHANG D Y, SHEN P C, HUNG J C, et al. Process simulation - assisted fabricating micro-herringbone grooves for a hydrodynamic bearing in electrochemical micromachining[J]. Materials & Manufacturing Processes, 2011, 26(12): 1451-1458.
- [4] 唐霖. 深槽混合膛线电解加工阴极新型结构设计[J]. 机床与液压, 2009, 37(9): 18-20.
- TANG Lin. Design of the new type structure for electrochemical machining cathode of deep mixed groove and rifle[J]. Machining Tool & Hydraulics, 2009, 37(9): 18-20.
- [5] RAJA K, RAVIKUMAR R. A review on electrochemical machining processes[J]. International Journal of Applied Engineering Research, 2016, 11(4): 2354-2355.
- [6] LOHRENGEL M M, RATA K P, SCHUBERT N, et al. Electrochemical machining of hard metals - WC/Co as example[J]. Powder Metallurgy, 2014, 57(1): 21-30.
- [7] LIU G X, ZHANG Y J, JIANG S Z, et al. Investigation of pulse electrochemical sawing machining of micro-inner annular groove on metallic tube[J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2015, 102: 22-34.
- [8] 王艳萍, 徐文骥. 微沟槽电解加工试验研究[J]. 电加工与模具, 2015(1): 21-24.
- WANG Yanping, XU Wenji. Experimental study on electrochemical machining of microgrooves[J]. Electromachining & Mould, 2015(1): 21-24.
- [9] 王峰, 赵建社, 干为民, 等. 阴极复合进给窄缝电解加工精度的试验研究[J]. 华南理工大学学报(自然科学版), 2016, 44(3): 16-22.
- WANG Feng, ZHAO Jianshe, GAN Weimin, et al. Experimental investigation into accuracy of narrow-slit electrochemical machining with cathodic compound feeding[J]. Journal of South China University of Technology( Natural Science Edition), 2016, 44(3): 16-22.
- [10] LEE E S, PARK J W, MOON Y H. A study on electrochemical micromachining for fabrication of microgrooves in an air-lubricated hydrodynamic bearing[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2002, 20(10): 720-726.
- [11] XU H Y, ZHU D. Investigation for precision electrochemical machining of narrow grooves[J]. Mechanical Science & Technology, 2005, 24(1): 14-18.
- [12] 徐家文, 云乃彰, 王建业, 等. 电化学加工技术: 原理·工艺及应用[M]. 北京: 国防工业出版社, 2008: 46-47.
- XU Jiawen, YUN Naizhang, WANG Jianye, et al. Electrochemical machining technique[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2008: 46-47.
- [13] ZHU D, ZHANG J C, ZHANG K L, et al. Electrochemical machining on blisk cascade passage with dynamic additional electrolyte flow[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2015, 80(1): 637-645.
- [14] QU N S, HU Y, ZHU D, et al. Electrochemical machining of blisk channels with progressive-pressure electrolyte flow[J]. Materials & Manufacturing Processes, 2014, 29(5): 572-578.
- 通讯作者: 赵建社, 博士、副教授, 主要研究方向为电解加工、电火花加工和特种加工新技术, E-mail: zhaojs@nuaa.edu.cn.

## Cathode Structure Design of Electrochemical Machining for Deep Narrow Grooves With High Length-Width Ratio

LÜ Yanming, ZHAO Jianshe, FAN Yantao, LIU Dingming, YANG Zhenwen

(College of Mechanical and Electrical Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China)

**[ABSTRACT]** In order to solve the issue of the poor rigidity of cathode structure in the electrochemical machining (ECM) of titanium alloy with high length-width ratio, a hollow slice cathode with stiffeners was designed. The effects of the number of stiffeners and the angle between stiffener and sidewall on the overall rigidity of the cathode were studied by one-way fluid coupling analysis method. The simulation results show that the overall rigidity of the cathode is improved remarkably when three stiffeners are added to the cathode structure. In addition, the overall rigidity of the cathode decreases with the increase of the angle between stiffener and sidewall. Comprehensive cathode deformation and the maximum equivalent stress, the angle between stiffener and sidewall is  $45^\circ$ , the cathode structure has good rigidity, and can meet the rigid requirements. Finally, adopt self-developed experimental system to implement a ECM process test of deep narrow grooves with high length-width ratio. The optimized cathode structure can be used to process a deep narrow groove with length-width ratio of 11 : 1 and depth-width ratio of 9 : 1.

**Keywords:** Electrochemical machining (ECM); Cathode structure; Deep narrow groove; Rigidity; Titanium alloy; Processing stability

(责编 大漠)