

电火花线切割 Inconel 718 温度场分析与加工建模

张耀满, 吴双金, 饶兆峰

(东北大学 机械工程与自动化学院, 辽宁 沈阳 110819)

摘 要: 针对 Inconel 718 材料的高加工硬化率和切削温度变化大等特点, 以电火花线切割(WEDM)加工 Inconel 718 的放电加工过程为研究对象, 对其加工机理和建模进行深入研究. 采用有限差分法和有限元仿真对单脉冲放电温度场进行分析, 得到了给定参数下的理论、仿真温度分布结果, 并进一步探究了脉冲宽度对电蚀坑尺寸与形状的影响规律. 在考虑重铸层对电蚀坑尺寸影响的基础上, 预测了加工的表面粗糙度和材料去除率, 并与实验数据进行对比. 结果表明: 随着脉冲宽度的变化, 理论与仿真的电蚀坑尺寸变化趋势一致, 所建立工艺目标预测模型的理论仿真数据与实验结果的最大误差为 9.88%.

关键词: 电火花线切割; Inconel 718; 有限差分法; 有限元法; 温度场分析; 重铸层

中图分类号: TG 66 文章编号: 1005-3026(2025)03-0088-09

Temperature Field Analysis and Machining Modeling of Inconel 718 for Wire Electrical Discharge Machining

ZHANG Yao-man, WU Shuang-jin, RAO Zhao-feng

(School of Mechanical Engineering & Automation, Northeastern University, Shenyang 110819, China. Corresponding author: ZHANG Yao-man, E-mail: zhangyaoman@mail.neu.edu.cn)

Abstract: Aiming at the characteristics of Inconel 718 material such as high work hardening rate and large cutting temperature variation, the machining mechanism and modeling of Inconel 718 were deeply studied by taking the discharge machining process of wire electrical discharge machining as the research object. The temperature field of single-pulse discharge is analyzed by the finite difference method and finite element simulation, and the theoretical and simulation temperature distribution results under given parameters are obtained. Furthermore, the law of the influence of pulse width on the size and shape of the corrosion pit is further explored. On the basis of considering the influence of the recast layer on the size of the pit, the surface roughness and material removal rate of machining are predicted and compared with the experimental data. The results show that with the change of pulse width, the variation trend of the theoretical and simulated electric pit dimensions is consistent. The maximum error between theoretical and simulation data and experimental results is 9.88%.

Key words: wire electrical discharge machining; Inconel 718; finite difference method; finite element method; temperature field analysis; recast layer

Inconel 718 可以在极端温度下保持优异的机械性能和化学性能, 在航空航天工业被视为燃气轮机、导向热片、工作叶片和涡轮发动机等重要零部件的理想材料^[1-2]. Inconel 718 具有低热传导率、易加工硬化以及高温下的高拉伸强度和剪切强度的特性, 采用传统切削加工易出现刀具

磨损和工件表面损伤等问题^[3-5].

电火花加工利用脉冲放电产生的局部高温瞬时熔蚀作用, 以非接触方式去除材料, 可不受工件材料力学性能限制, 使其在加工几何形状复杂、材料可加工性差的零件时具有优势^[6-8], 非常适用于镍基高温合金的加工.

采用电火花放电加工镍基高温合金,国内外学者已经开展了一些有意义的研究,主要集中在加工机理研究^[9-11]、仿真分析^[12-14]和实验与优化^[15-17]等方面.加工机理主要从热分析出发,适应性非常广泛,但不适用于较复杂的边界条件模型.实验法虽然具有较高的准确度,但为了使实验结果准确需要进行大量的实验,耗时且成本高昂.有限差分法和有限元法具有直观简便的优点,且能有效解决放电过程的热分析问题,但学者们没有考虑对流换热以及时变热源半径的影响.

本文以 Inconel 718 为研究对象,在考虑对流换热和时变热源半径的情况下,采用有限元法和有限差分法对电火花线切割加工过程中的温度场进行分析.根据温度分布结果得到电蚀坑几何形状,考虑重铸层的影响,预测加工后工件的表面粗糙度和材料去除率,并进行了实验验证,为提高线切割加工镍基高温合金的加工质量和效率提供了一定参考.

1 单脉冲放电温度场模型的建立

1.1 单脉冲放电物理模型

在电火花线切割加工过程中,脉冲能量使电极间的工作介质击穿,形成局部强电场和磁场.受电磁场作用,放电通道得以形成,通道内的电子与离子不断撞击电极表面,产生局部高温,从而使工件材料发生气化或熔化.在电场力电磁力等作用下,材料被移离表面,形成电蚀坑.基于这一过程,建立了温度场分析的物理模型,如图 1 所示.

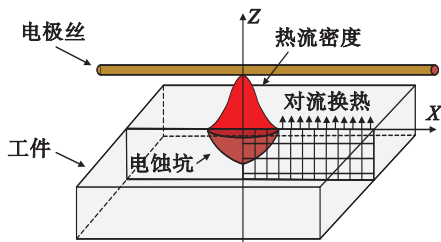


图 1 单脉冲电火花放电物理模型

Fig. 1 Physical model of single-pulse spark discharge

最佳脉冲宽度经验公式^[18]如下:

$$T_b = -0.000\ 02 I_p^4 + 0.002\ 5 I_p^3 - 0.012\ 2 I_p^2 + 2.729\ 2 I_p + 1.288\ 1. \quad (1)$$

式中: T_b 为最佳脉冲宽度, μs ; I_p 为峰值电流, A.

放电通道半径的计算公式^[19]为

$$R(t) = \begin{cases} 2.85 I_p^{0.53} t^{0.38}, & t \leq T_b; \\ 2.85 I_p^{0.53} T_b^{0.38}, & t > T_b. \end{cases} \quad (2)$$

式中, t 为加工时间, μs .

在电极放电的过程中,离子与电子的运动整体呈现高斯分布.高斯分布热源的热流密度为

$$q = \frac{4.55 R_w U I}{\pi R(t)^2} \exp\left[-4.5 \frac{r_c^2}{R(t)^2}\right]. \quad (3)$$

式中: R_w 为电极能量分配比例,取值为 0.25; U 为放电电压; I 为放电电流; r_c 为某点到热源中心的距离.

考虑到脉冲放电物理模型,所建边界条件模型如图 2 所示.

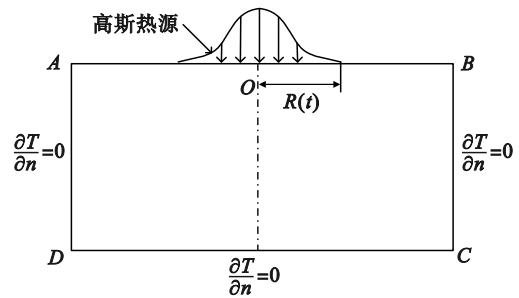


图 2 边界条件模型图

Fig. 2 Diagram of the boundary condition model

BC, CD, DA 边界为

$$\frac{\partial T}{\partial n} = 0. \quad (4)$$

式中: T 为温度函数; n 为 T 的一个自变量.

AB 的边界条件被高斯热源分为两部分:热源半径 $R(t)$ 内的温度边界条件为

$$\left. \begin{aligned} -k \frac{\partial T}{\partial n} &= q, \\ 0 \leq r_c &\leq R(t). \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

式中, k 为热扩散率.

热源半径 $R(t)$ 外的温度边界条件为

$$\left. \begin{aligned} -k \frac{\partial T}{\partial n} &= g(T_s - T_0), \\ r_c &\geq R(t). \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

式中: g 为对流换热系数; T_s 为工件表面的瞬时温度; T_0 为环境温度, $25\text{ }^\circ\text{C}$.

初始条件即电极初始温度的分布情况.电极初始温度均匀分布.

1.2 节点离散方程

在电火花放电过程中,由于加工材料为金属,体积内热源作用较小,可以忽略不计.表面热源沿工件表面呈高斯对称分布,热源中心附近的温度在相同半径的点上相同.

1) 内节点离散方程的建立. 工件电极的内节点示意图, 如图 3 所示.

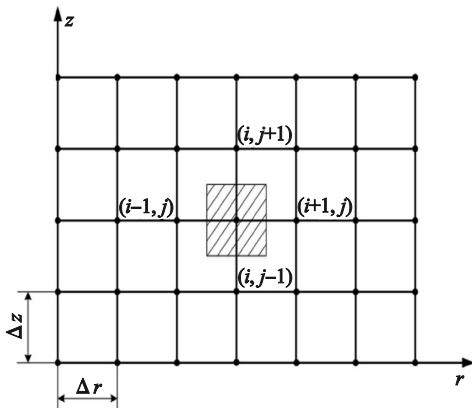


图 3 内节点示意图

Fig. 3 Diagram of the inner nodes

将内节点 (i, j) 处的导热方程进行离散以建立内节点离散方程. 采用显式差分的格式离散圆柱坐标系下热传导方程中一阶微分项和二阶微分项.

$$\left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{i,j} = \frac{T_{i+1,j} - T_{i-1,j}}{2\Delta r}; \quad (7)$$

$$\left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_{i,j} = \frac{T_{i,j}^{k+1} - T_{i,j}^k}{\Delta t}; \quad (8)$$

$$\left. \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} \right|_{i,j} = \frac{T_{i+1,j} + T_{i-1,j} - 2T_{i,j}}{\Delta r^2}; \quad (9)$$

$$\left. \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right|_{i,j} = \frac{T_{i,j+1} + T_{i,j-1} - 2T_{i,j}}{\Delta z^2}. \quad (10)$$

式中: $\Delta r, \Delta z$ 分别为半径和深度方向上的空间步长; Δt 为时间步长; $T_{i,j}^k$ 是节点 (i, j) 在 k 时刻的温度.

当 $\Delta r = \Delta z = h$ 时, 则内节点的离散方程为

$$T_{i,j}^{k+1} = F_0 \left(1 + \frac{1}{2i} \right) T_{i+1,j}^k + F_0 \left(1 - \frac{1}{2i} \right) T_{i-1,j}^k + (1 - 4F_0) T_{i,j}^k + F_0 T_{i,j+1}^k + F_0 T_{i,j-1}^k. \quad (11)$$

式中, $F_0 = \lambda \Delta t / \rho c h^2$, h 为空间步长, λ 为导热系数, $W/(m \cdot K)$, ρ 为密度, kg/m^3 ; c 为比热容, $J/(kg \cdot K)$.

由式(11)可见, 若工件初始条件已知即初始时刻节点温度已知, 则可根据公式依照时间次序算出各个时刻的温度分布. 式(11)的优点是计算效率高, 但其对时间步长 Δt 与空间步长 h 有一定的要求.

2) 边界节点离散方程的建立. 工件电极的边界节点示意图, 如图 4 所示.

根据能量守恒定律, 通过热平衡计算得到热流边界节点 A, B, C 和绝热边界节点 D 的边界节

点温度表达式, 分别如式(12)~式(15)所示:

$$T_{i,j}^{k+1} = 4F_0 T_{i+1,j}^k + (1 - 6F_0 - 2F_0 Bi) T_{i,j}^k + 2F_0 T_{i,j+1}^k + 2F_0 Bi T_0 + \frac{2q\Delta t}{\rho c h}; \quad (12)$$

$$T_{i,j}^{k+1} = \frac{2i+1}{4i} F_0 T_{i+1,j}^k + \frac{2i-1}{4i} F_0 T_{i-1,j}^k + 2F_0 T_{i,j+1}^k + (1 - 3F_0 - 2F_0 Bi) T_{i,j}^k + 2F_0 Bi T_0 + \frac{2q\Delta t}{\rho c h}; \quad (13)$$

$$T_{i,j}^{k+1} = \frac{2i+1}{4i} F_0 T_{i+1,j}^k + (1 - 3F_0 - 2F_0 Bi) T_{i,j}^k + \frac{2i-1}{4i} F_0 T_{i-1,j}^k + 2F_0 T_{i,j+1}^k + 2F_0 Bi T_0; \quad (14)$$

$$T_{i,j}^{k+1} = 4F_0 T_{i+1,j}^k + F_0 T_{i,j+1}^k + F_0 T_{i,j-1}^k + (1 - 6F_0) T_{i,j}^k. \quad (15)$$

式中, Bi 为毕渥数, $Bi = \frac{gh}{\lambda}$.

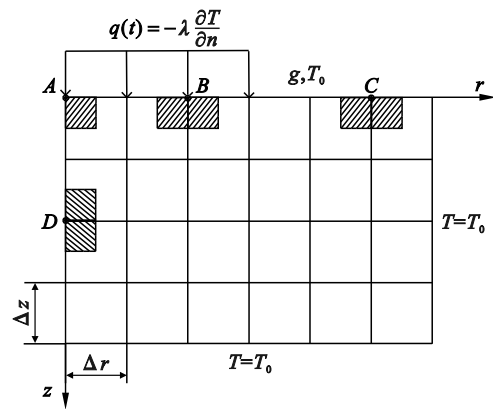


图 4 边界上的节点示意图

Fig. 4 Diagram of the nodes on the boundary

由节点温度离散方程可知, 只要初始的温度分布已知, 便可以按顺序求得任一时刻的温度分布. k 时刻节点 (i, j) 的温度越高, 则在 $k+1$ 时刻节点 (i, j) 的温度越高, 空间步长和时间步长的选取对此有直接影响. 为了满足这一条件, 内节点和各边界节点温度离散方程式中 $T_{i,j}^k$ 的系数必须大于等于零, 即

$$\left. \begin{aligned} 1 - 4F_0 &\geq 0, \\ 1 - 6F_0 - 2F_0 Bi &\geq 0, \\ 1 - 3F_0 - 2F_0 Bi &\geq 0, \\ 1 - 6F_0 &\geq 0. \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

简化可得

$$F_0 \leq \frac{1}{2(3 + Bi)}. \quad (17)$$

式(17)是空间步长 h 和时间步长 Δt 选取的限定条件. 一般情况下, 先给定空间步长 h , 然后根据式(17)得到最大时间步长 Δt . 如果根据内节点和边界节点的稳定性条件得出不同的时间步长, 应该取较小的时间步长 Δt 进行离散.

1.3 放电温度场模型求解

本文将单脉冲放电的导热微分方程离散为差分格式,利用MATLAB迭代求解工件的温度场.Inconel 718参数如表1所示, θ_f 为Inconel 718的熔点,环境初始温度及部件初始温度均为25 °C.

表1 Inconel 718的物理参数
Table 1 Physical parameters of Inconel 718

$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$c/[\text{J}\cdot(\text{kg}\cdot^\circ\text{C})^{-1}]$	$\lambda/[\text{W}\cdot(\text{m}\cdot^\circ\text{C})^{-1}]$	$\theta_f/^\circ\text{C}$
8 240	520	20	1 320

以脉冲宽度8 μs 、峰值电流20 A和空载电压100 V为例,计算脉冲放电后各节点的温度,整合后得到整体温度分布云图,如图5所示.

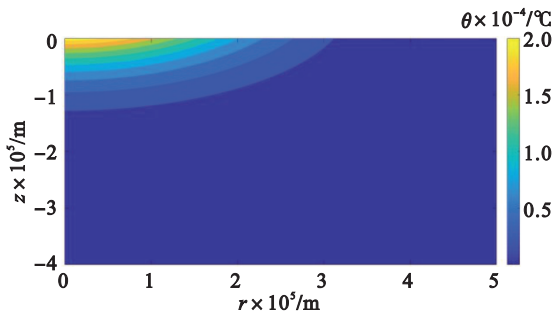


图5 整体温度分布云图

Fig. 5 Cloud image of overall temperature distribution

图6为沿坐标轴上节点的温度分布图.中心点处温度最高,达到了21 064.3 °C.图6a所示,沿r轴方向上,在0~30 μm 内温度由21 064.3 °C迅速下降至2 435.3 °C,30 μm 后逐渐缓慢达到室温.图6b为沿z轴方向上节点温度分布,在0~15 μm 范围内,温度从21 064.3 °C急剧下降至1 185.5 °C,15 μm 后逐渐降至室温.

假设超过熔点部分的材料完全熔化并蚀除.以材料熔点为界,通过提取接近熔点温度的节点坐标,绘制1 320 °C等温线,确定电蚀坑的形状和尺寸.根据计算结果,单脉冲放电后电蚀坑的尺寸状如图7所示,边界呈椭球形,深度为14.5 μm ,半径为32.6 μm .

改变脉冲宽度,得到不同脉冲宽度下电蚀坑尺寸的变化情况,如图8所示.

由图8可知,电蚀坑半径随着脉冲宽度的增加而增大,理论模型计算得出的电蚀坑半径由27.1 μm 增加到36.8 μm ,电蚀坑深度由11.53 μm 增加到16.76 μm .

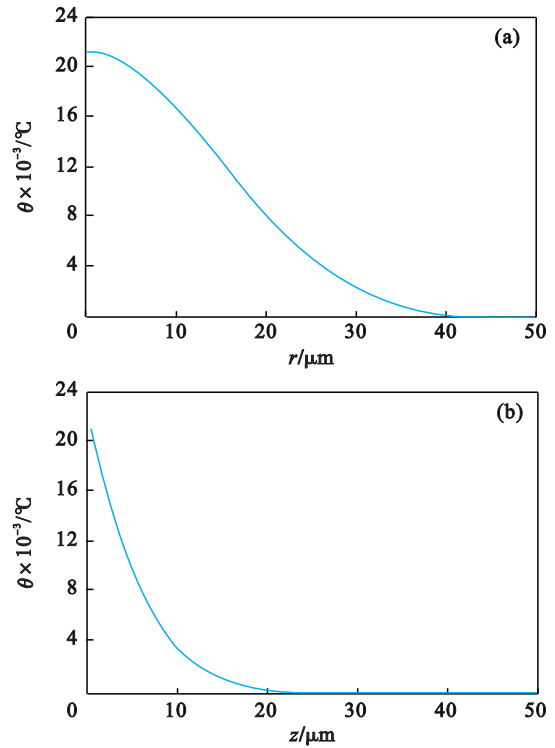


图6 沿坐标轴温度分布

Fig. 6 Temperature distribution along axes
(a)—r轴; (b)—z轴.

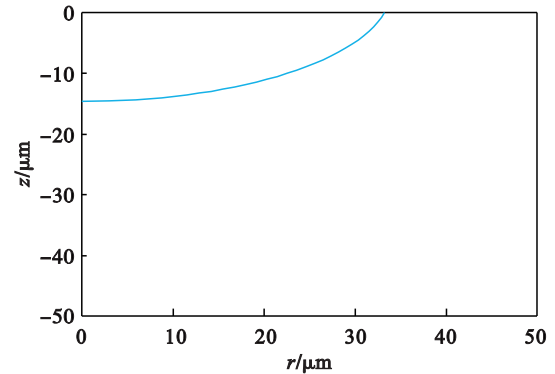


图7 电蚀坑尺寸

Fig. 7 Dimension of the corrosion pit

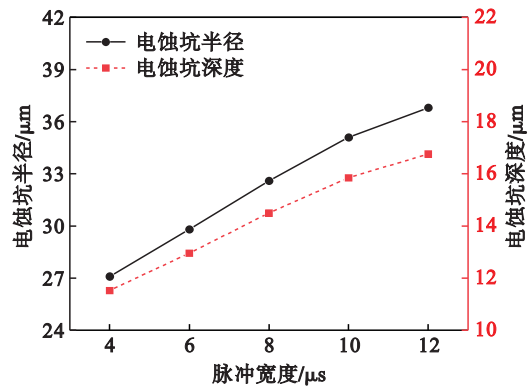


图8 电蚀坑尺寸随脉冲宽度的变化

Fig. 8 Size variation of the corrosion pit with pulse width

2 单脉冲放电温度场仿真分析

2.1 单脉冲放电仿真分析流程

用 ANSYS 软件对单脉冲放电过程进行瞬态热分析. 在建模时, 由于单脉冲放电的几何模型与热源模型均是轴对称分布, 只需要对模型的 1/4 进行热分析, 工件材料的几何模型尺寸为 $100\ \mu\text{m} \times 100\ \mu\text{m}$. 划分网格时, 单元类型选择导热能力强的 Solid70 单元. 载荷施加时, 采用 APDL 命令程序进行加载和求解. 程序依次在给定加工参数情况下计算放电通道的最大通道半径, 以及计算每一步载荷下的通道半径, 再根据通道半径和峰值电流计算并施加热流密度和对流换热. 本文选取对流换热系数 $g=10\ 000\ \text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ 的去离子水进行对流换热. 几何模型划分与载荷施加如图 9 所示.

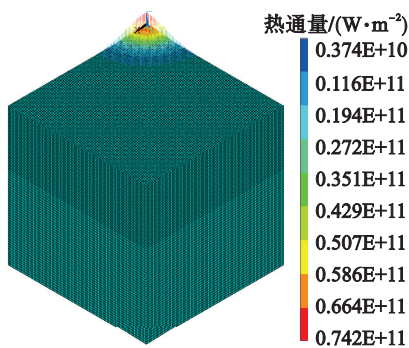


图 9 几何模型划分与载荷施加

Fig. 9 Geometric model division and load application

2.2 单脉冲放电温度场仿真结果分析

图 10 是加工参数为脉冲宽度 $8\ \mu\text{s}$ 、峰值电流 $20\ \text{A}$ 和空载电压 $100\ \text{V}$ 下的单脉冲温度场分布云图. 温度分布集中在放电中心, 中心温度最高达 $20\ 653\ ^\circ\text{C}$, 远超材料的熔点, 足以引发气化或熔化. 热影响范围较小, 绝大部分区域温度维持在室温 $25\ ^\circ\text{C}$. 温度梯度在中心附近变化显著, 沿半径方向的温度影响范围大于深度方向, 等温面呈同心椭球形分布. 测量得到电蚀坑半径为 $33.65\ \mu\text{m}$, 深度为 $15.85\ \mu\text{m}$.

2.3 脉冲宽度对电蚀坑尺寸形状的影响

图 11 为不同脉冲宽度下的电蚀坑尺寸, 随着脉冲宽度增加, 电蚀坑半径和深度明显增大, 其中半径增长更快, 半径从 $28.25\ \mu\text{m}$ 增至 $38.2\ \mu\text{m}$, 深度从 $12.85\ \mu\text{m}$ 增至 $18.1\ \mu\text{m}$.

为了更加直观地观察电蚀坑尺寸, 先将超过熔点的单元通过实体选择 (ESEL) 命令选出, 接

着采用杀死选定单元 (EKILL) 指令对温度高于熔点的单元进行处理, 最后得到了电蚀坑尺寸的立体图. 图 12 为脉冲宽度是 $8\ \mu\text{s}$ 的材料蚀除结果.

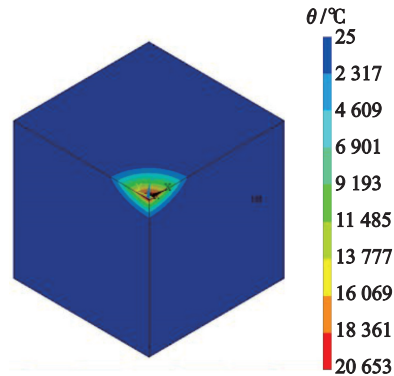


图 10 温度场分布云图

Fig. 10 Cloud image of temperature field distribution

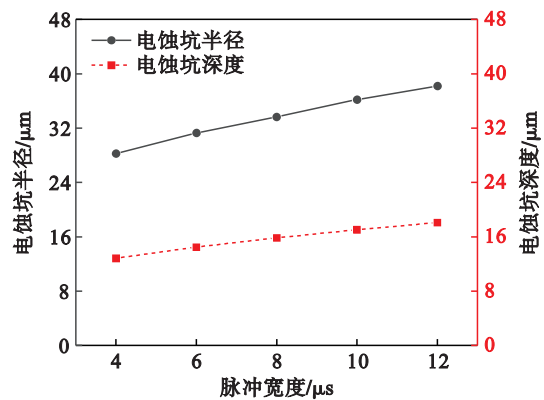


图 11 脉冲宽度对电蚀坑尺寸的影响

Fig. 11 Effect of pulse width on the corrosion pit size

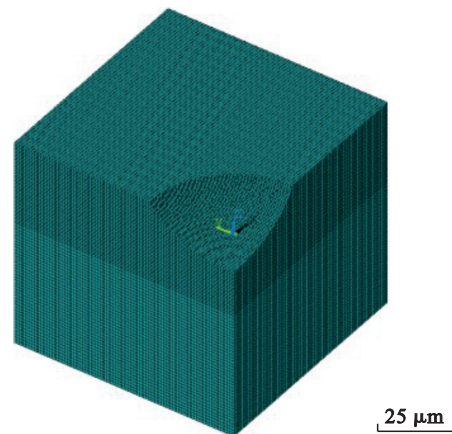


图 12 脉冲宽度为 $8\ \mu\text{s}$ 时材料蚀除结果

Fig. 12 Material erosion result at pulse width of $8\ \mu\text{s}$

3 表面粗糙度与材料去除率模型

3.1 电蚀坑模型尺寸分析

在电火花放电加工中, 电极表面受局部放电

高温影响,形成热影响区、气化区、熔化区等.对电蚀坑进行简化建模,如图 13 所示, h_1 为边缘突起高度.将简化电蚀坑放入坐标系中,根据凹坑的几何形状,可以推断出在 $y-o-z$ 平面满足抛物线方程,而绕 z 轴旋转可以得到凹坑的三维方程为

$$\frac{x^2+y^2}{R^2} = \frac{z-H}{H}. \quad (18)$$

式中: R 为电蚀坑半径; H 为电蚀坑深度.

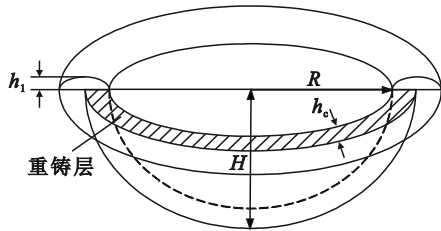


图 13 电蚀坑简化模型

Fig. 13 Simplified model of corrosion pit

在实际加工中熔融的材料并未全部抛出,而是在凹坑的表面形成重铸层,通过大量的实验可得重铸层厚度 h_c 的经验公式^[20]为

$$h_c = 1.35(I_p T_w)^{0.34}. \quad (19)$$

式中, T_w 为脉冲宽度.

考虑重铸层后,修正后的电蚀坑尺寸应为

$$H' = H - h_c; R' = R - h_c. \quad (20)$$

式中: R' 为修正后的电蚀坑半径; H' 为修正后的电蚀坑深度.

3.2 表面粗糙度计算模型的建立

实际电火花加工后的表面是由许多放电凹坑叠加组成的.常见电蚀坑的叠加方式主要有 3 种:电蚀坑无重叠、两两重叠、三者交互重叠.

为了建立粗糙度计算模型,对叠加方式进行一定的假设,本文仅考虑第 2 种情况,叠加后的表面如图 14 所示, H_1 为残留高度.

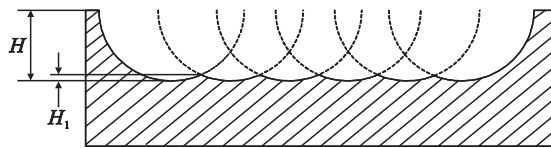


图 14 电蚀坑叠加表面

Fig. 14 Superimposed surface of the corrosion pits

将图 14 中两个重叠的电蚀坑放入直角坐标系中,结合前文对电蚀坑形状的分析,如图 15 所示.

加工表面粗糙度 R_a 指在取样长度内轮廓偏距绝对值的算数平均值,可近似为凹坑底部到残

留点 A 的垂直距离 H_1 .由图 15 可知,两电蚀坑 C_1, C_2 相交于 A ,两电蚀坑的中心距为 $R+R_s$,根据式 (18),两相邻叠加的凹坑 C_1, C_2 的抛物线方程表达式为

$$\left. \begin{aligned} C_1: \frac{y^2}{R^2} &= \frac{z-H}{H}, \\ C_2: \frac{(y-(R+R_s))^2}{R^2} &= \frac{z-H}{H}. \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

式中: R_s 为电蚀坑半径处到相邻电蚀坑中心的水平距离.

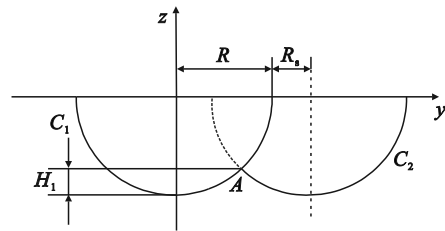


图 15 两电蚀坑叠加坐标图

Fig. 15 Two corrosion pits' superimposed coordinates

将点 A 坐标 (y_A, z_A) 代入式 (16),可得 R_a 的表达式为

$$R_a = H_1 = H - z_A = \frac{1}{4} \left(\frac{R+R_s}{R} \right)^2 H. \quad (22)$$

根据式 (20) 将修正后的半径与深度代入式 (22) 可得

$$R_a = \frac{1}{4} \left(\frac{R'+R_s}{R'} \right)^2 H'. \quad (23)$$

3.3 材料去除率计算模型的建立

单个脉冲电蚀坑体积计算公式为

$$V = \frac{1}{2} \pi R^2 H. \quad (24)$$

考虑重铸层对电蚀坑体积的影响,对式 (24) 进行修正得

$$V = \frac{1}{2} \pi R'^2 H'. \quad (25)$$

在实际放电过程中两极之间存在短路、开路等现象,则材料去除率为电蚀坑有效个数与单个电蚀坑体积的乘积与加工总时间的比值,即

$$M = \frac{V_{\text{总}}}{T_{\text{总}}} = \frac{NV}{T_{\text{总}}} = \frac{1}{2} \frac{N\pi R'^2 H'}{T_{\text{总}}}. \quad (26)$$

式中: $V_{\text{总}}$ 为加工去除量; N 为电蚀坑有效个数; $T_{\text{总}}$ 为加工总时间.

$$N = \frac{\eta T_{\text{总}}}{T_w + T_f}. \quad (27)$$

式中: T_f 为脉冲间隔; η 为脉冲利用率.

ALN400QS 沙迪克慢走丝机床的有效脉冲个数达到总个数的 81%~91%, 本文取 $\eta=0.85$.

3.4 脉冲宽度对工艺目标影响对比结果

将上文由温度分布结果得到的电蚀坑半径

和深度代入式(23)和式(26), 可求解出不同脉冲宽度下粗糙度和材料去除率理论值与仿真值对比如表 2 所示.

表 2 工艺目标理论值与仿真值对比
Table 2 Theoretical and simulation values comparison of process targets

脉冲宽度/ μs	粗糙度/ μm		材料去除率/ $(\text{mm}^3 \cdot \text{min}^{-1})$	
	理论值	仿真值	理论值	仿真值
4	2.114	2.174	4.058	4.380
6	2.584	2.625	6.543	7.139
8	2.850	2.923	9.214	9.889
10	3.114	3.163	10.209	11.201
12	3.292	3.495	11.190	1.260

4 Inconel 718 线切割加工实验

4.1 准备与实验

本实验采用 ALN400QS 慢走丝线切割机床进行研究, 图 16 为线切割系统原理图. 实验材料选取尺寸为 $100 \text{ mm} \times 100 \text{ mm} \times 15 \text{ mm}$ 的 Inconel 718, 试件的装夹与加工实验如图 17 所示. 实验结束后采用型号为 DSX510 光学数码显微镜对加工后的工件表面进行测量.

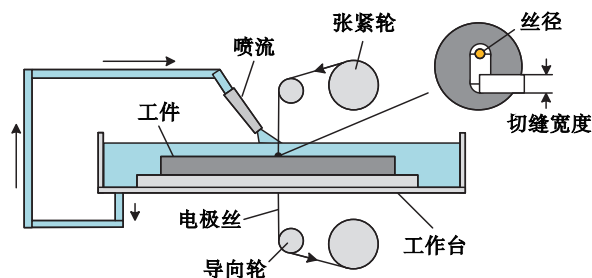


图 16 线切割系统原理图

Fig. 16 Schematic diagram of the wire cutting system

实验加工条件如表 3 所示, 由于装夹与试件的尺寸误差, 工件并不水平. 为保证工件的水平, 需使用切割程序对工件的侧边进行修整, 以减小定位误差造成的实验误差. 改变程序中的脉冲宽度, 从侧面水平向左切割试件, 切割深度为 5 mm , 实验加工后的工件如图 18 所示.

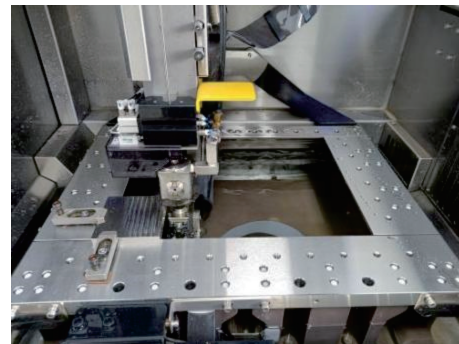


图 17 电火花线切割实验图

Fig. 17 Experimental diagram of WEDM



图 18 实验加工后的工件

Fig. 18 Diagram of workpiece after experimental processing

为了得到各个参数下的材料去除率, 采用单位时间去除体积的计算方法计算材料去除率:

$$M_s = l \times W \times h_w / t. \quad (28)$$

式中: M_s 为材料去除率, mm^3/min ; l 为切缝长度, mm ; W 为切缝宽度, mm ; h_w 为工件厚度, mm .

为了准确测量切缝宽度, 如图 19 所示选取切缝图像上 5 个点并用显微镜的 DSX 软件进行测量, 在导出测量结果后取平均值为缝宽实验值. 工件厚度 h_w 对去除率准确度有一定影响, 使用游标卡尺分别对切缝区间内的工件厚度测量

表 3 实验加工条件
Table 3 Processing conditions of experimet

空载电压/V	峰值电流/A	脉冲间隔/ μs	走丝速度/ $(\text{m} \cdot \text{min}^{-1})$	电极丝张力/N	工作液
100	20	35	10	16	去离子水

3 次,取均值得到工件厚度 h_w ,并根据各个参数下的加工时间,计算出各个参数下的材料去除率.

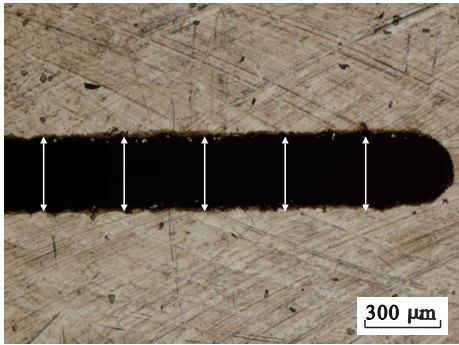


图 19 切缝选点测量图

Fig. 19 Diagram of slot measurement by selected points

为获取各组参数条件下的表面质量,将带切缝的工件切除并按实验编号顺序处理,再用超声波清洗机清洁表面.根据图 20,在加工表面选择 5 个不同点,通过显微镜获取形貌,并测量粗糙度,取 5 个点粗糙度的平均值作为表面粗糙度值.

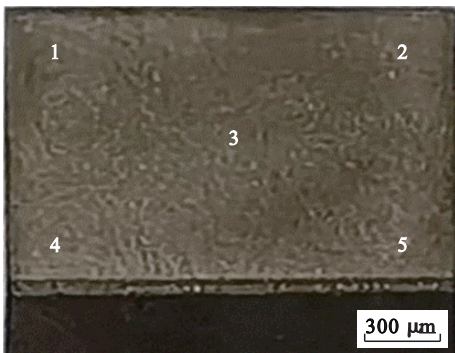


图 20 表面粗糙度选点测量图

Fig. 20 Diagram of surface roughness measurement by selection points

4.2 脉冲宽度对工艺目标影响实验结果分析

将脉冲宽度作为唯一变量,通过测量和计算得到实验结果如表 4 所示. Inconel 718 的去除率、表面粗糙度与脉冲宽度的关系如图 21 所示,脉冲宽度增大会导致材料去除率和表面粗糙度的增加. 脉冲宽度增大时,单位时间内的放电能量增加,提升了材料去除率,但也导致凹坑深度和半径增大,进而降低表面质量.

4.3 实验与理论、仿真数据对比分析

将材料去除率和表面粗糙度的理论、仿真、实验数据进行对比,如图 22 所示.

表 4 脉冲宽度单因素实验结果

Table 4 Results of the single factor pulse width experiment

序号	脉冲宽度/ μs	去除率/ $(\text{mm}^3 \cdot \text{min}^{-1})$	粗糙度/ μm
1	4	4.192	2.325
2	6	7.205	2.482
3	8	9.346	2.763
4	10	10.816	3.045
5	12	1.417	3.351

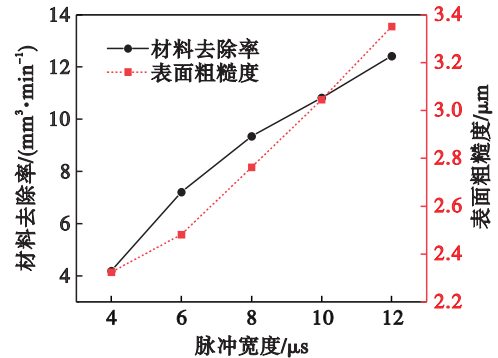


图 21 脉冲宽度对 Inconel 718 不同工艺目标的影响

Fig. 21 Influence of pulse width on various processing objectives for Inconel 718

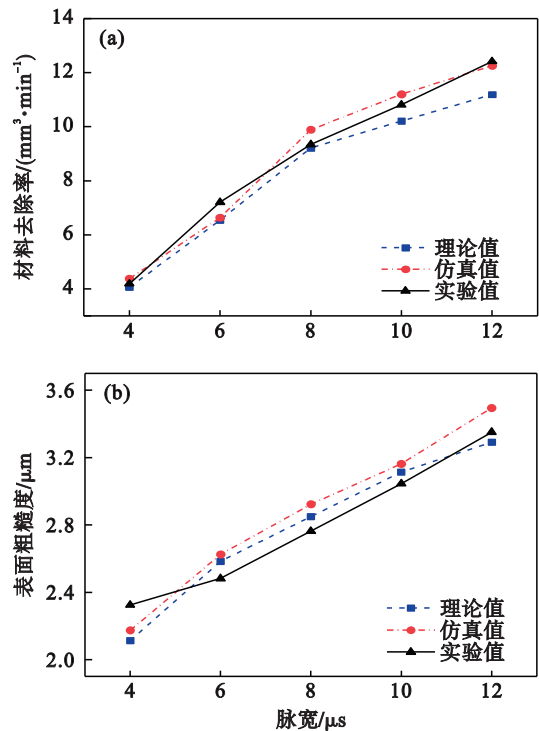


图 22 不同工艺目标下各数据结果对比

Fig. 22 Comparison of data results under various processing objectives

(a)—材料去除率; (b)—表面粗糙度.

计算结果表明,不同脉冲宽度下的材料去除率和表面粗糙度的理论值与仿真值相对于实验值的误差均在 10% 以内. 材料去除率的理论误差

为 1.41%~9.88%, 仿真误差为 1.27%~9.72%; 表面粗糙度的理论误差为 1.8%~9.08%, 仿真误差为 3.88%~6.49%。建立的理论模型和仿真模型均能有效预测工艺目标的变化。

5 结 论

1) 通过理论计算得到单脉冲放电后电蚀坑尺寸, 随着脉冲宽度的增加, 理论模型计算得出的电蚀坑半径由 27.1 μm 增加到 36.8 μm , 电蚀坑深度由 11.53 μm 增加到 16.76 μm 。

2) 对比仿真与理论模型电蚀坑尺寸, 变化趋势一致且误差在 10% 以内, 与仿真结果相符, 验证了理论模型求解的正确性。

3) 对比建立的加工模型与实验数据, 理论、仿真与实验结果最大误差为 9.88%, 且工艺目标随参数变化趋势与实验结果一致。

参考文献:

- [1] 汤雁冰, 沈新旺, 刘志红, 等. 激光选区熔化 Inconel 718 合金在 NaOH 溶液中的腐蚀行为 [J]. 金属学报, 2022, 58(3): 324-333.
(Tang Yan-bing, Shen Xin-wang, Liu Zhi-hong, et al. Corrosion behaviors of selective laser melted inconel 718 alloy in NaOH solution [J]. *Acta Metallurgica Sinica*, 2022, 58(3): 324-333.)
- [2] Xu J H, Gruber H, Boyd R, et al. On the strengthening and embrittlement mechanisms of an additively manufactured nickel-base superalloy [J]. *Materialia*, 2020, 10: 100657.
- [3] Cantero J L, Díaz-Álvarez J, Miguélez M H, et al. Analysis of tool wear patterns in finishing turning of Inconel 718 [J]. *Wear*, 2013, 297(1/2): 885-894.
- [4] Rakesh M, Datta S, Mahapatra S S. Effects of depth of cut during machining of inconel 718 using uncoated WC tool [J]. *Materials Today: Proceedings*, 2019, 18: 3667-3675.
- [5] Raykar S J, Chaugule Y G, Pasare V I, et al. Analysis of microhardness and degree of work hardening (DWH) while turning Inconel 718 with high pressure coolant environment [J]. *Materials Today: Proceedings*, 2022, 59: 1088-1093.
- [6] 邓鹏, 董长双. 钛合金 Ti-6Al-4V 的电火花线切割参数试验研究 [J]. 机械设计与制造, 2017(1): 69-71, 75.
(Deng Peng, Dong Chang-shuang. Experimental research on parameters of the WEDM cutting Ti-6Al-4V titanium alloy [J]. *Machinery Design & Manufacture*, 2017(1): 69-71, 75.)
- [7] Hsu W H, Chien W T. Effect of electrical discharge machining on stress concentration in titanium alloy holes [J]. *Materials*, 2016, 9(12): 957.
- [8] Kong L L, Liu Z D, Qiu M B, et al. Machining characteristics of submersed gas-flushing electrical discharge machining of Ti6Al4V alloy [J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2019, 41: 188-196.
- [9] Joshi S N, Pande S S. Intelligent process modeling and optimization of die-sinking electric discharge machining [J]. *Applied Soft Computing*, 2011, 11(2): 2743-2755.
- [10] Kojima A, Natsu W, Kunieda M. Spectroscopic measurement of arc plasma diameter in EDM [J]. *CIRP Annals*, 2008, 57(1): 203-207.
- [11] Bhanu V, Rao D P S. Gaussian energy distribution of a RC-circuit based single discharge pulse in micro-EDM [J]. *International Journal of Innovative Technology and Exploring Engineering*, 2019, 8(10): 4347-4350.
- [12] Zhang Y M, Guo S Y, Zhang Z, et al. Simulation and experimental investigations of complex thermal deformation behavior of wire electrical discharge machining of the thin-walled component of Inconel 718 [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2019, 270: 306-322.
- [13] 刘岗, 胡永俊, 李凤, 等. 高锰钢上等离子熔覆 Ni60A 镍基合金的温度场模拟 [J]. 电镀与涂饰, 2016, 35(6): 325-330, 339.
(Liu Gang, Hu Yong-jun, Li Feng, et al. Numerical simulation of temperature field for plasma cladding of Ni60A nickel-based superalloy on high-manganese [J]. *Electroplating & Finishing*, 2016, 35(6): 325-330, 339.)
- [14] 毕方洪, 李丽, 吴亚州. 电火花深小孔加工有限元仿真: 稳态流场下单脉冲放电瞬态温度场分析 [J]. 机械科学与技术, 2016, 35(6): 956-960.
(Bi Fang-hong, Li Li, Wu Ya-zhou. FEM simulation of deep small hole edm-transient temperature field analysis of single pulse discharge under steady-state flow [J]. *Mechanical Science and Technology for Aerospace Engineering*, 2016, 35(6): 956-960.)
- [15] Mouralova K, Polzer A, Benes L, et al. Machining of B1914 nickel-based superalloy using wire electrical discharge machining [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part E: Journal of Process Mechanical Engineering*, 2021, 235(6): 2141-2153.
- [16] 王蕾, 郭鲁荻, 戴恩成. 基于灰色关联分析法的 GH4169 合金电火花线切割加工参数优化 [J]. 航空精密制造技术, 2020, 56(2): 31-34.
(Wang Lei, Guo Lu-di, Dai En-cheng. Parameter optimization of GH4169 alloy in WEDM based on gray correlation [J]. *Aviation Precision Manufacturing Technology*, 2020, 56(2): 31-34.)
- [17] Kumar A, Singh S. Parametric optimization of wire electro discharge machining of Inconel 718 using Taguchi's methodology [J]. *Materials Today: Proceedings*, 2021, 43: 2025-2031.
- [18] 崔景芝. 微细电火花加工的基本规律及其仿真研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2007.
(Cui Jing-zhi. Basic law of micro-EDM and its simulation research [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2007.)
- [19] 楼乐明. 电火花加工计算机仿真研究 [D]. 上海: 上海交通大学, 2000.
(Lou Le-ming. Research on computer simulation of EDM [D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2000.)
- [20] Izquierdo B, Sanchez J, Plaza S, et al. On the characterization of the heat input for thermal modelling of the EDM process [C]// Proceedings of the 16th International Symposium on Electromachining: Department of Mechanical Engineering. Bilbao, 2010: 26-31.