第 50 卷 第 2 期：515-525 高电压技术 Vol.50, No.2: 515-525
2024 年 2 月 29 日 High Voltage Engineering February 29, 2024
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20231843

三维互穿结构 Cu-W 触头抗熔焊机理

韩 颖[1]，吴世齐[1]，宋博文[1]，安 辉[1]，齐丽君[2]，陆艳君[3]
（1. 沈阳工业大学特种电机与高压电器教育部重点实验室，沈阳 110870;
2. 沈阳中北真空技术有限公司，沈阳 110167;
3. 沈阳芯源微电子设备股份有限公司，沈阳 110168）

摘 要：触头闭合回跳电弧引起的开关电器动熔焊问题，直接影响大功率接触器的电寿命和可靠性。为此设计了 2 种三维互穿有序结构的四边形和菱形十二面体的 Cu-W 复合材料触头，围绕触头动熔焊过程中的电弧、熔池、液滴溅射及凝固相变降温等问题，建立触头熔池流体动力学模型和冷凝降温数学模型，研究了 2 种有序结构和商用无序结构的触头阳极在闭合回跳电弧作用下熔化温度分布、熔池喷溅形貌和接触区域金属凝固过程，通过模拟熔焊实验平台进行了熔焊力验证。结果表明，通过调节三维互穿有序 W 骨架结构，能够有效抑制熔池扩散和液态金属喷溅，并降低熔焊力，从而提高 Cu-W 复合材料的抗熔焊性能。
关键词：三维互穿结构；Cu-W 复合材料；熔化喷溅；熔池凝固；熔焊力

Anti-fusion Welding Mechanism of Three-dimensional Interpenetrating Structure Cu-W Contact

HAN Ying[1], WU Shiqi[1], SONG Bowen[1], AN Hui[1], QI Lijun[2], LU Yanjun[3]
(1. Key Laboratory of Special Electric Machine and High Voltage Apparatus, Shenyang University of Technology, Shenyang 110870, China;
2. Shenyang Zhongbei Vacuum Technology Co., Ltd., Shenyang 110167, China;
3. Shenyang Xinyuan Microelectronics Co., Ltd., Shenyang 110168, China)

Abstract：The dynamic fusion welding problem of switching electrical appliances caused by the rebound arc during the contact closing process directly affects the electrical life and reliability of high-power contactors. In this paper, Cu-W interpenetrating-phase composites with cube and rhombic dodecahedron W skeletons were designed and fabricated. The dynamic contact flow model and condensation cooling mathematical model of contact pool flow were established in view of the arc, molten pool, droplet sputtering and solidification phase change cooling in the process of contact dynamic fusion welding. Moreover, the melting temperature distribution, molten pool splash morphology and metal solidification process in the contact area of two studied composites were studied and compared to the commercial Cu-W composite. The fusion welding force was verified by the simulated fusion welding experimental platform. The results show that, by adjusting the three-dimensional interpenetrating ordered W skeleton, the melt pool diffusion and liquid metal splashing can be effectively suppressed, and the fusion welding force can be reduced, thereby improving the anti-fusion welding performance of Cu-W composites.
Key words：three-dimensional interpenetrating; Cu-W composite material; melt splash; melt pool solidification; fusion welding force

0 引言

近年来，随着可再生能源、新一代通信、航天航空等领域的蓬勃发展，小型化、大功率接触器的触头承受了日趋加重的载荷[1]，使触头合闸的弹跳问题更加严重，弹跳引起的回跳电弧对触头侵蚀、熔焊破坏更为显著。因此，触头熔焊问题是制约直流接触器向大容量、长寿命、高可靠性发展的瓶颈，触头抗熔焊机理研究是解决电磁接触器触头熔焊失效问题、提升电磁接触器产品质量和可靠性的关键。

陈力等在直流条件下的实验发现触头材料存在由阳极向阴极转移的趋势，并伴有金属液滴溅射现象[2]。ZHAO L J 等的研究发现在触头闭合阶段，发生回跳的概率和熔焊概率都更高[3]。CHO W I 等

基金资助项目：国家自然科学基金(U2241245)；辽宁省“揭榜挂帅”科技重大专项项目(2022JH1/10400045；2023JH1/11100010)。
Project supported by National Natural Science Foundation of China (U2241245), “Unveiling the Leader” Major Science and Technology Special Projects in Liaoning Province(2022JH1/10400045, 2023JH1/11100010).

人将电弧对熔池的作用简化为高斯热源处理，使用流体体积函数法对熔池自由表面进行了追踪[4]。TSAI M C 采用正交曲线坐标变换法分析了点焊过程，考虑了表面张力和电磁力耦合作用下熔池传热及其液态金属的流动变形问题[5]。MESYATS G A 等人提出了基于 N-S 方程和热传导方程的熔融金属液滴溅射的流体力学模型[6]。卢凤桂等通过求解熔池表面能量泛函的极值处理熔池界面变形的问题[7]。柴美厚等从传热学角度，用控制容积法对凝固过程进行了数值模拟，考虑了液相过程中自然对流，得到了凝固过程中相界面的变化情况[8]。薄凯等对凝固等效区域建模，考虑了厚度、接触半径对凝固过程的影响，发现厚度增加对凝固过程起到促进作用，增加接触半径可以降低熔焊概率[9]。赵智力等通过 Von Mises 应力分布来描述内部应力在模型中的变化，进而预测断裂的位置，并研究了铜柱长径比对临界应力影响，发现一定范围内临界应力随长径比的增加而减小[10]。徐坚等对 AgMeO 材料的研究发现，增加 MeO 的密度、比热容、分解焓和热导率，能有效减小触头熔池面积[11]。任万滨等通过对银基触头材料的研究发现，导电相材料的富集、氧化物材料的缺乏等是动熔焊形成的诱因[12]。李志国等将 CuO 作为银基触头材料中的新型环保增强相，增加了电接触过程中触头表面熔池内液态金属的表面张力和粘度，从而限制触头表面熔池的形成、增强触头材料的抗电弧侵蚀性能[13]。

KAMILA H 等发现改变电材料的结构，可以改变其热电传递特性[14]。李航宇等研究了不同粒度银粉的 Ag-TiB_2 触头电侵蚀行为，发现随 Ag 粒度降低，触头材料的导电率和硬度均增加，有助于提高材料的抗电弧侵蚀性能[15]。张晓萌等将高度取向结构引入到复合材料并使不同功能的填料在厚度方向上有序交替排布，从而使其导电性能和力学性能提高[16]。朱振峰等制备了 Ag/SnO_2 电触头材料不同形貌的氧化物颗粒，并证明亚微米棒状 SnO_2 颗粒做增强相提高了材料的导电率和耐电弧烧蚀性能[17]。卢舒欣研究发现，具有有序孔结构的多孔陶瓷的有效热导率与孔隙率有关，且有序排列的孔结构可提高孔结构方向上的力学性能[18]。李双雯利用聚合物与有序阵列的相互作用，控制其结构取向的有序性，制备多种一维定向有序复合材料，提高其力学、导电、导热性能[19]。以上研究表明：触头熔焊主要发生在触头闭合回跳过程中；触头熔焊与回跳电弧作用下，触头表面熔池的传热、流动、液滴溅射及金属冷却凝固相关，改变复合材料结构能显著提高其功能性质。

近期，韩颖等学者通过 3D 打印技术和溶渗法制备了三维互穿有序结构 Cu-W 材料，发现调整有序微结构能够改善复合材料的导电和导热特性[20-21]，沿片层方向呈现出更高的导电特性和压缩强度[22-23]，有序骨架结构比无序骨架结构对触头侵蚀更具有抑制作用[24]。以上研究表明调整骨架结构可以改变触头材料的导热性、导电性、抗压缩性能以及耐烧蚀等特性，但对于具有三维互穿有序结构的 Cu-W 复合材料触头，从熔化喷溅、凝固、熔焊力的触头熔焊形成机理研究尚不完善。因此，本文以 Cu-W 复合材料触头为研究对象，设计了不同形状的微定向结构，分析了触头阳极受闭合回跳电弧作用熔化喷溅及凝固过程参数特性，实验验证 W 骨架结构改变对 Cu-W 复合材料电触头抗动熔焊性能的影响，为新一代电接触材料研究提供参考依据。

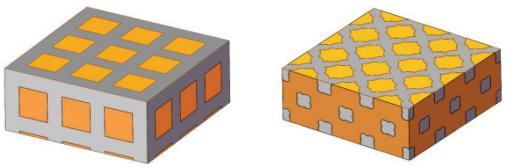
1 几何模型与数学模型

1.1 几何模型

本文提出的 2 种三维互穿结构 Cu-W 触头几何模型如图 1(a)、(b)所示，Cu 和 W 体积比为 3:2，模型整体尺寸均为 12 mm×12 mm×5 mm。

为更直观地观察到三维互穿结构 Cu-W 触头内部的相关参数特性，提高计算效率，对其进行切片分割处理，得到一系列独立的二维层，作为二维模型。将模型切片分层后获得的每一横截面轮廓曲线作为二维互穿结构触头几何仿真模型。分别对四边形触头和菱形十二面体触头三维模型进行间隔 0.25 mm 切片，去除重复切片，得到四边形触头二维切片模型仅有 1 种，如图 2(a)所示，

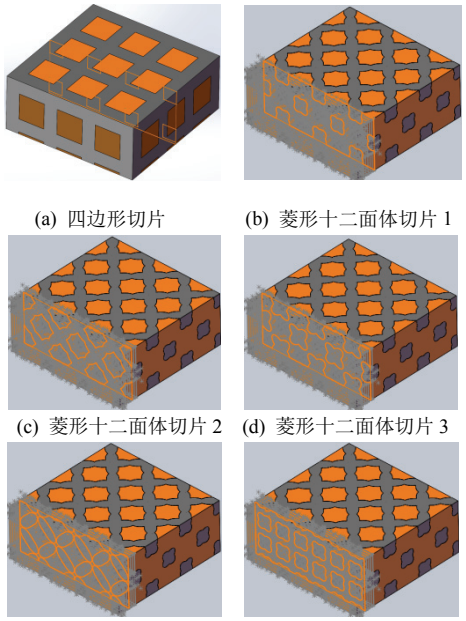
菱形十二面体触头内部结构较为复杂，将触头三维模型每间隔 0.25 mm 进行切片，共可得到 5 种结构，如图 2(b)—(f)所示。



(a) 四边形模型 (b) 菱形十二面体模型

图 1 三维互穿结构 Cu-W 触头三维模型

Fig.1 Three-dimensional interpenetrating structure Cu-W contact three-dimensional model



(a) 四边形切片　(b) 菱形十二面体切片 1

(c) 菱形十二面体切片 2　(d) 菱形十二面体切片 3

(e) 菱形十二面体切片 4　(f) 菱形十二面体切片 5

图 2　四边形及菱形十二面体 Cu-W 触头二维切片

Fig.2　Quadrilateral and rhombic dodecahedral Cu-W contact two-dimensional slice

1.2　电弧-触头熔池模型

在本文中，将回跳电弧注入到触头的热流密度 q 作为指定外部参数，其与时间和空间关系如式(2)、(3)所示，x_0 为热源中心在触头表面位置，σ为热流密度分布的标准差。

$$q = q(x)q(t) \tag{1}$$

$$q(x) = q_{\max}\mathrm{e}^{-\frac{(x-x_0)^2}{2\sigma^2}} \tag{2}$$

式中：

$$\begin{cases} q(t) = 1, & t < t_{\mathrm{c}} \\ q(t) = \mathrm{e}^{-\left(\frac{t-t_{\mathrm{c}}}{t_0}\right)^2}, & t > t_{\mathrm{c}} \end{cases} \tag{3}$$

式中：t_{c} 为持续加热时间；t_0 为模拟电弧熄灭时间；$q_{\max}$ 为电弧斑点群中心最大热流密度，其取决于电弧电流密度 $j_{\max}$ 和电弧极旁压降 U_{p}，不考虑触头间磁场对电弧参数的影响，根据式(4)计算得到热流密度数值，最终将 $q_{\max}$ 设为 2×10^{11} W/mm^2。

$$q_{\max} = \frac{U_{\mathrm{p}} j_{\max}}{\pi R_0^2} \tag{4}$$

式中：R_0 为热源半径。

在二维坐标系中，通过热传导方程计算触头温度场。式(2)中 x 为触头表面任意点距离电弧斑点中心位置的距离，式(3)中 t_{c}=199 μs，t_0=1 μs。σ与热源半径 R_0 之间的关系为：

$$R_0 = 3\sigma \tag{5}$$

本文主要考虑重力和表面张力，以及电弧等离子体对熔池的作用力，忽略由熔融金属的温度梯度小而引起的较小的马兰格尼效应[25-27]。为了简化计算，基于以下假设建立触头熔池的动力学模型[28]：1）熔池内均为均匀不可压缩流体；2）不考虑自生磁场导致的洛伦兹力；3）假设热流密度都从斑点注入触头。

基于上述假设，用 Navier-Stokes 方程描述熔融金属的流动，表示为：

$$\rho\frac{\partial \boldsymbol{u}}{\partial t} + \rho(\boldsymbol{u}\cdot\nabla)\boldsymbol{u} = -\nabla\cdot\left(\boldsymbol{p}\boldsymbol{I} + \mu\left(\nabla\boldsymbol{u} + (\nabla\boldsymbol{u})^{\mathrm{T}}\right)\right) + \rho\boldsymbol{g} + \boldsymbol{F}_{\mathrm{vol}} \tag{6}$$

$$\rho\boldsymbol{C}_{\mathrm{P}}\frac{\partial \boldsymbol{T}}{\partial t} + \rho\boldsymbol{C}_{\mathrm{P}}\boldsymbol{u}\cdot\nabla\boldsymbol{T} = \nabla\cdot(\boldsymbol{k}\nabla\boldsymbol{T}) \tag{7}$$

$$\nabla\cdot\boldsymbol{u} = 0 \tag{8}$$

式中：$\boldsymbol{u}$ 为流体速度；μ、ρ、$\boldsymbol{C}_{\mathrm{P}}$ 和 $\boldsymbol{k}$ 分别为动力粘度、密度、比热容和热导率；$\boldsymbol{F}_{\mathrm{vol}}$ 为体积力；$\boldsymbol{g}$ 为重力加速度；$\boldsymbol{T}$ 为熔池温度。

1.3　触头熔池冷凝降温数学模型

在非等温凝固过程中，熔池温度会随着时间的推移而降低，直到所有的熔体都凝固为止。基于热力学第一定律和热力学第二定律，建立触头熔池冷凝降温数学模型表示为：

$$\rho C_{\mathrm{P}}\frac{\partial T}{\partial t} = \nabla\cdot(k\nabla T) - \Delta H_{\mathrm{r}}\frac{\partial \phi}{\partial t} \tag{9}$$

式中：ΔH_{r} 为凝固热；ϕ为凝固度。等式右侧第 1 项表示熔池内部的热传导，第 2 项表示凝固热的释放，即凝固过程中液态熔体向固态转变时放出的热量。

2　仿真结果分析

本文在直流 270 V/200 A 纯阻性负载回路下，基于 COMSOL Multiphysics 软件仿真回跳电弧侵蚀触头过程，对比分析不同 Cu-W 骨架结构下触头温升、熔池形貌、流体速度的分布；根据熔池和喷溅金属液体计算液态金属凝固时间，以及等效熔焊区域的尺寸计算熔焊力值，得出不同定向骨架结构触头的抗熔焊性能差异。

2.1　回跳电弧热对不同结构触头温度影响

触头单次闭合回跳时间最长可达几百微秒，且回跳时间越长，燃弧能量越大，对触头表面影响也越大。本文的回跳时间设置在 200 μs，电弧注入触头表面最大热流密度为 2×10^{11} W/m^2，根据能量守恒原则[29]，以式(2)的形式注入触头。

由图 2 可知，菱形十二面体切片 1、3、5 与四边形切片钨骨架均为块状，其骨架分支数量分别为 10、10、24、8，切片 2 的钨骨架为连通交叉状且无分支，切片 4 钨骨架形状为条状且分支数为 24。当复合材料钨骨架形状相似时，其分支越多，材料的导热性能越好[24]，则菱形十二面体切片 1、3、5 导热性能显然优于四边形触头。故本文仅对菱形十二面体切片 2、4 与四边形触头切片、无序触头的烧蚀、熔池、金属喷溅、熔融区域凝固过程进行对比仿真。

仿真结果如图 3 所示，触头受电弧热力作用过程中，在 0~100 μs 阶段，温度从高到低排序为：四边形、无序、菱形十二面体。无序触头熔池温度逐渐上升，最大温度出现在熔池底部。四边形触头沿切片方向的钨骨架呈现块状，钨的熔点高，但其导热率和比热容小，热传递能力较差，在较小范围内钨金属无法有效散热。故此阶段相较于无序触头，四边形触头温度高。而由于菱形十二面体触头切片 2、4 的连通及条形钨骨架结构保持了铜钨两相接触面积，使得钨骨架厚度减小、表面积增加，有助于提高散热性能，故其温度明显低于无序触头和四边形触头。在 100~199 μs 阶段，温度从高到低排序为：无序、四边形、菱形十二面体。无序触头熔池温度逐渐上升，最大温度由熔池底部向熔池两侧扩散。四边形触头由于金属材料的蒸发，此时触头的主要变化由温度上升转变为质量损失，温升速度减慢，故此阶段四边形触头温度低于无序触头的温度。菱形十二面体的温度上升平缓，低于无序触头和四边形触头。

各切片熔池最大温度随时间变化如图 3 所示，回跳电弧结束时刻触头内部温度为：无序触头>四边形触头>菱形十二面体触头，材料的散热性能为：菱形十二面体触头>四边形触头>无序触头。触头钨骨架的结构变化导致触头内部铜钨两相的分布状态呈现出这种变化，触头内部强导电相和弱导电相越分散，电弧对触头侵蚀程度越小。

2.2 触头受电弧侵蚀后熔池形貌

图 4 为不同骨架触头切片受电弧侵蚀后熔池形貌仿真结果，无序触头在 t=18 μs 时已经出现成片的熔融液态金属；t=50 μs 时，无序触头出现了熔坑；t=100 μs 时，熔坑进一步扩大；t=150 μs 时，部分液态金属堆积到熔池边缘；t=199 μs 时，熔池内液态金属向熔池边缘区域移动，这种运动趋势易导致熔池喷溅。四边形触头中由于熔融区域钨的熔点较高，触头表面在 t=18 μs 出现面积较小的液态金属

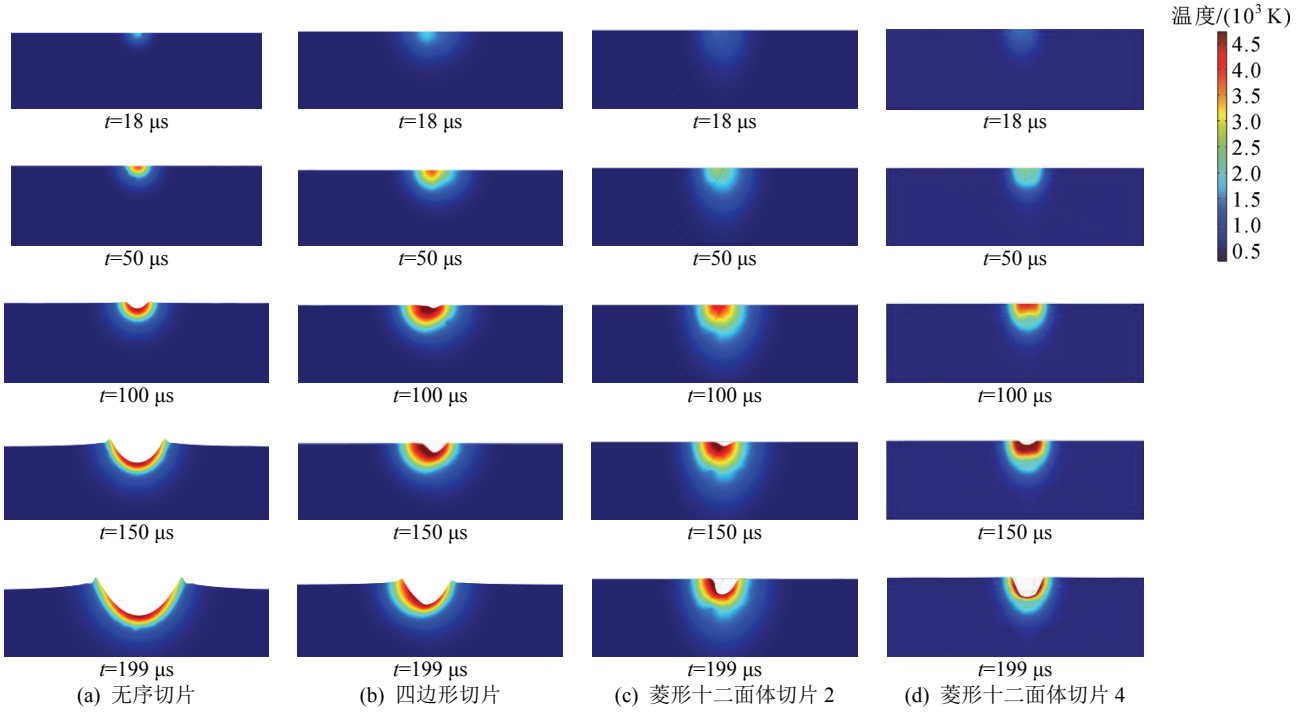


图 3 无序、四边形、菱形十二面体触头熔池形成过程温度云图

Fig.3 Cloud picture of the formation process of molten pool temperature of disordered, quadrilateral and rhombic dodecahedral contacts

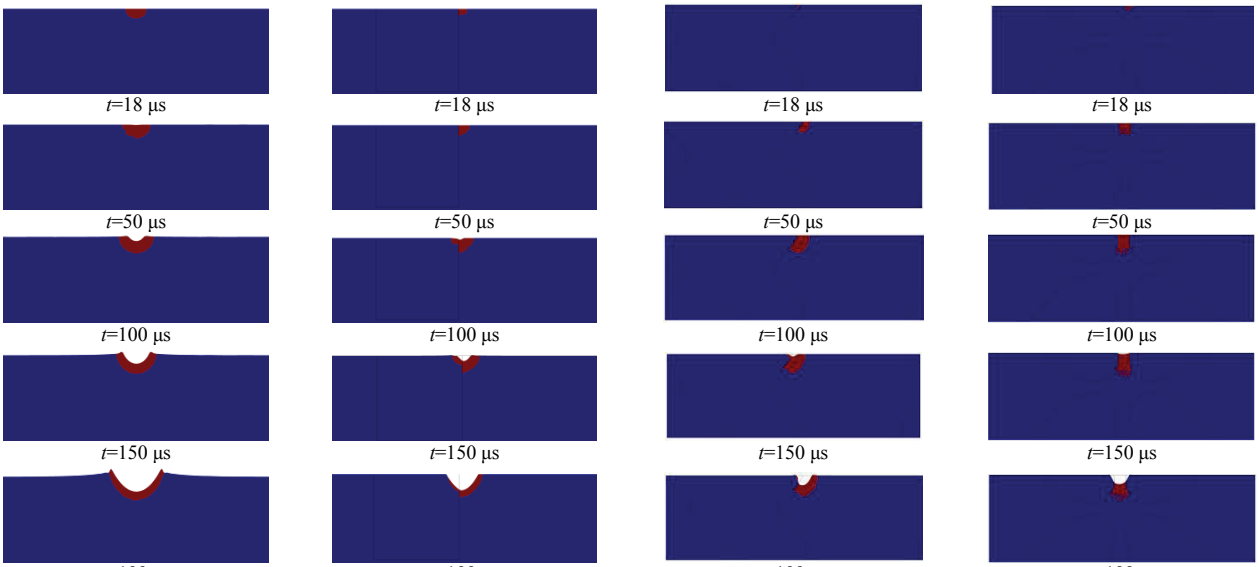


图 4　无序、四边形、菱形十二面体触头熔池形成过程相变云图

Fig.4　Cloud picture of the formation process of disordered, quadrilateral and rhombic dodecahedral contact molten pool phase transition

区域；t=50 μs 时，熔化区域扩大；t=100 μs 时，铜相出现较明显熔坑；t=150 μs 时，铜相熔坑进一步加深，钨金属也产生质量损失；t=199 μs 时，触头表面熔坑进一步扩大，尺寸明显小于无序触头。菱形十二面体切片 2 和 4 在 t=18 μs 铜相未发生熔化；t=50 μs 时，触头沿钨骨架结构形成不则熔化区域；t=100 μs 时，熔化面积沿骨架进一步扩大；t=150 μs 时，铜相出现熔坑，熔化的液态铜吸附在钨骨架上；t=199 μs 时，熔坑深度变大，宽度受到钨骨架限制不再增大，熔化铜相逐渐向下扩散。有序钨骨架结构阻止熔融态铜流动，有效抑制液体喷溅。回跳电弧结束时刻，将 3 种触头熔池深度和熔池宽度进行比较，结果如表 1 所示。熔坑尺寸表现为菱形十二面体触头<四边形触头<无序触头，菱形十二面体相较于四边形触头，对熔池的扩散抑制作用更强。

表 1　回跳电弧结束时刻时 3 种触头熔池深度和熔池宽度

Table 1　Three types of contact melt pool depth and width at the end of the bounce arc

触头种类	熔池深度/mm	熔池宽度/mm
无序触头	0.32	0.68
四边形切片	0.31	0.51
菱形十二面体切片 2	0.26	0.43
菱形十二面体切片 4	0.20	0.41

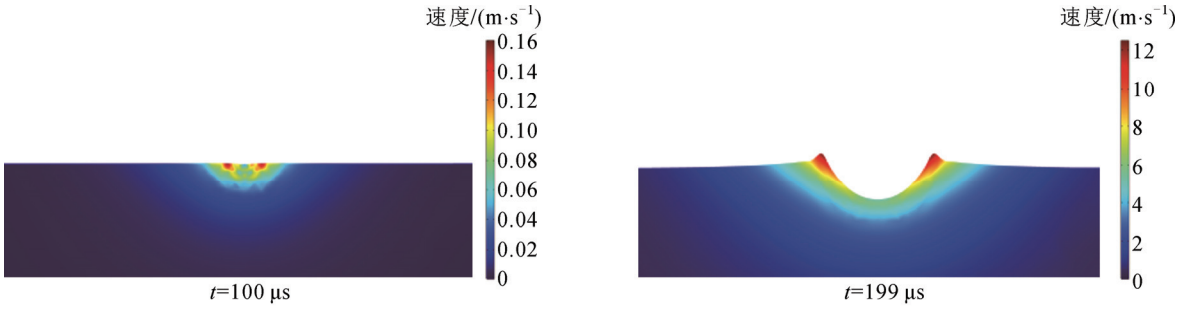
2.3　触头喷溅后液态金属速度分布

3 种结构铜钨复合材料触头受电弧热与力作用的液态金属速度场分布如图 5 所示。随着触头表面形貌的侵蚀，触头速度场数值整体增大，且分布情况为从熔池中心向两侧逐渐增大，熔池边缘速度值为最大。t=100 μs 时，无序触头和四边形触头表面随液态金属运动，出现熔坑边缘金属的堆积，无序触头表面铜相速度为 0.16 m/s，四边形触头为 0.3 m/s，菱形十二面体两切片铜相速度分别为 5.75×10^{-3} m/s 和 1.31×10^{-3} m/s。t=199 μs 时，无序触头表面液态金属最大速度为 12.5 m/s，四边形触头最大值为 3.35 m/s，菱形十二面体切片 2、4 最大速度分别为 2 m/s 和 2.23 m/s。

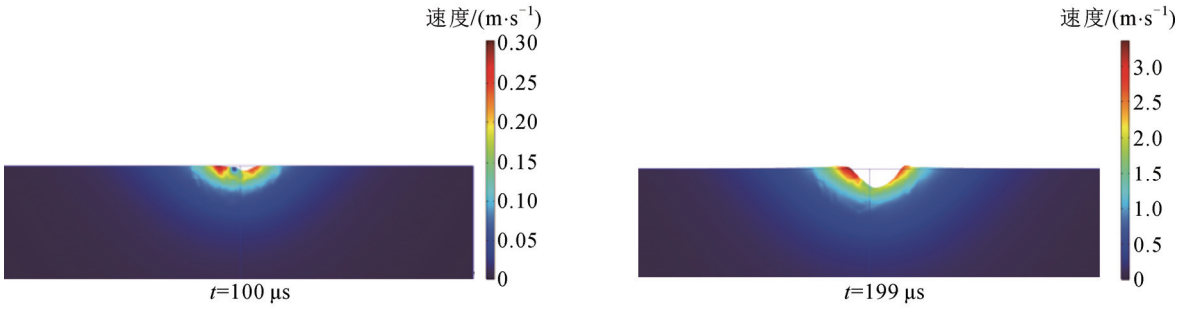
0~100 μs 时，电弧作用于触头的能量主要用于金属的温升和熔化，速度上升不明显。100~199 μs 时，电弧能量主要用于产生液体金属一定流动的速度，触头表面液体金属的流动速度较快。回跳电弧作用结束时刻，触头表面速度为：无序>四边形>菱形十二面体。菱形十二面体的连通和条状钨骨架包裹了熔融的铜金属，抑制了熔融铜相的喷溅，四边形触头中钨相较高的熔点及粘度也对熔池的流动有抑制作用。综上所述，三维互穿结构 Cu-W 触头材料对液体金属流速上升和喷溅均有抑制作用，而菱形十二面体结构能进一步提升触头的抗电弧侵蚀性能。

2.4　触头熔池及液态金属凝固过程模型及仿真

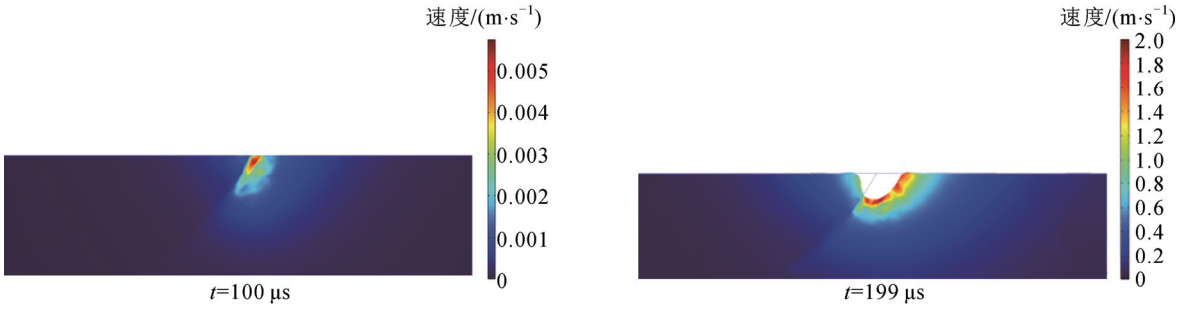
当液态金属在闭合触头间隙中冷却凝固时，闭



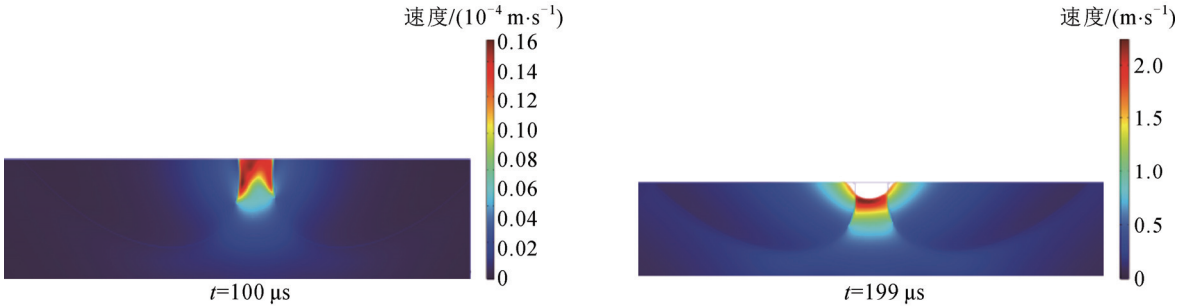
(a) 无序触头



(b) 四边形触头



(c) 菱形十二面体切片2



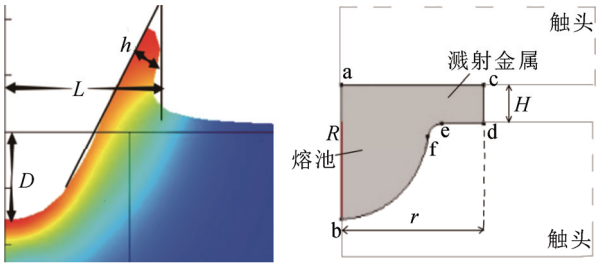
(d) 菱形十二面体切片4

图 5 无序、四边形、菱形十二面体触头流体速度云图

Fig.5 Cloud pictures of fluid velocities of disordered, quadrilateral and rhombic dodecahedral contact

合触头之间残留的电弧侵蚀熔池及金属液体等液态金属的求解区域如图 6 所示，分别对 ab 对称轴、求解区域与触头接触的上表面 ac 及下表面 bfed 及与空气相接触的侧面 cd 进行边界条件设置，凝固模型求解区域的初始条件设置来源于 2.2 节中电弧热作用下触点表面金属熔池和液滴仿真所获得的液滴厚度 h（对应求解区域长度变量 H），熔池影响范围 L(对应求解区域长度变量 r)，熔池深度 D(对应求解区域长度变量 R)，求解区域为液态铜材料。无序触头中，由图 3(a)得到 r=0.52 mm，H=0.05 mm，R=0.32 mm，初始温度 T_0 设置为 1800 K。经瞬态仿真计算，获得液态金属凝固过程的相关参数变化情况。

图 7(a)为无序触头凝固过程仿真结果，在 t=386.8 ms 时刻熔池及整体液态金属全部完成凝固



(a) 凝固前几何模型　(b) 求解区域

图 6　等效金属区域建模方法示意图

Fig.6　Schematic diagram of equivalent metal area modeling method

过程，全部区域降低到铜相熔点 1357 K 以下，视为熔融金属在此时间内完成全部凝固过程。相较于无序触头，四边形触头表面熔池熔化的面积较小，等效金属区域尺寸参数不同。钨相金属只形成少量质量损失，没有喷溅金属，触头间等效凝固区域的金属仍为铜材料。提取图 3(b)中四边形触头熔池表面影响范围、熔池深度、溅射液滴厚度，将仿真参数设置为：r=0.35 mm、H=0.04 mm、R=0.31 mm。根据仿真结果，t=480.2 ms 时，四边形触头完成凝固过程，如图 7(b)所示。提取图 3(c)中菱形十二面体熔池表面影响范围、熔池深度、溅射液滴厚度，得到菱形十二面体触头等效金属区域参数，其中 r=0.28 mm、H=0.02 mm、R=0.26 mm。图 7(c)仿真结果显示，t=394.2 ms 时刻，菱形十二面体触头完成凝固过程。

上述结果表明，相较于无序触头，四边形互穿结构触头和菱形十二面体互穿结构触头凝固所用时间更长。从凝固时间角度来看，熔融金属凝固时间越长，触头粘连的机率越小，熔焊区域的产生的概率越低[9]。由于菱形十二面体结构触头的熔池面积最小，触头间喷溅的熔融金属量最少，待凝固的液相金属体积也因此最小，从而导致其凝固时间比四边形结构触头更短。仿真结果表明，2 种复合结构触头都能一定程度上降低触头熔焊机率。

2.5　典型熔焊区域熔焊力仿真

序触头分别减少力，本节根据触头熔化范围，建立分断过程触头熔焊区塑性形变过程的仿真模型。设定熔焊区域一端为固定约束，另一端为自由端，仿真步长为自由端的位移量，通过计算拉断熔焊区域过程中最大应力截面处的应力大小获得熔焊力大小。基于该模型研究了熔焊区域体积、形状对熔焊力的影响，根据前文仿真得到的等效凝固区域

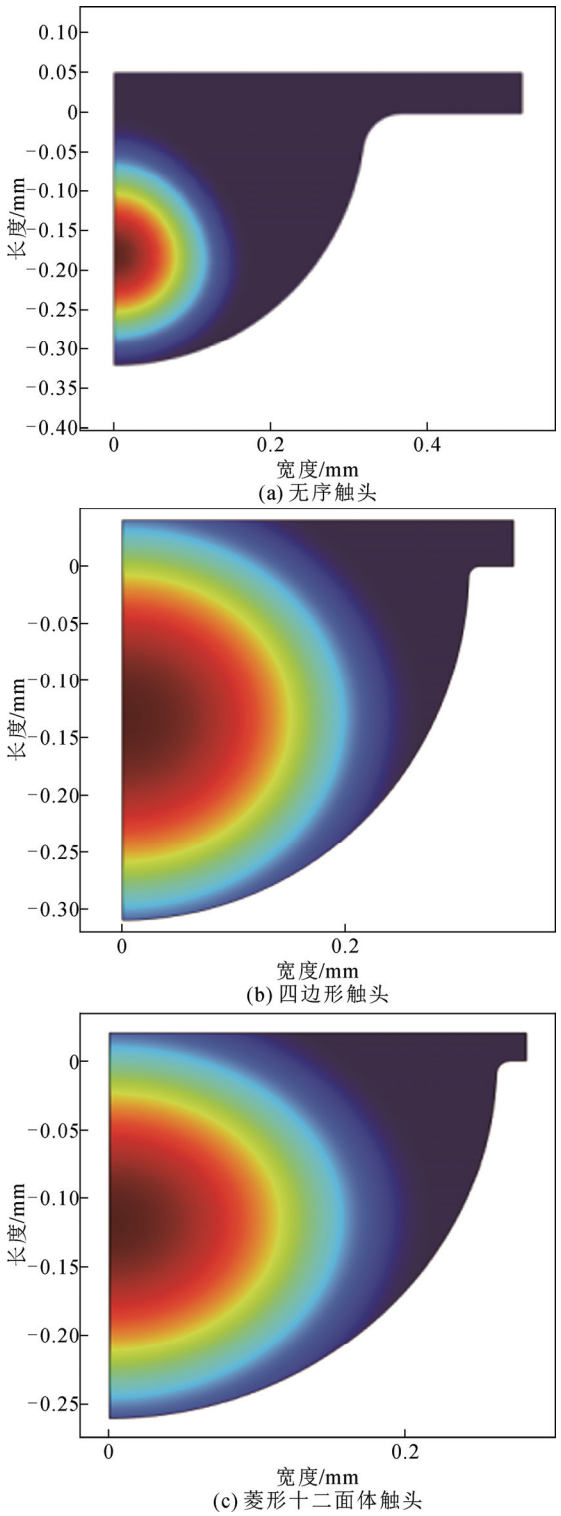


图 7　3 种触头凝固相变云图

Fig.7　Cloud picture of solidified phase change of three types of contact

的熔焊区域，各结构拉伸位移下表面 von Mises 应力分布云图如图 8 所示。

当体积改变时，调整熔焊区域直径及高度得到的拉应力值如表 2 所示。

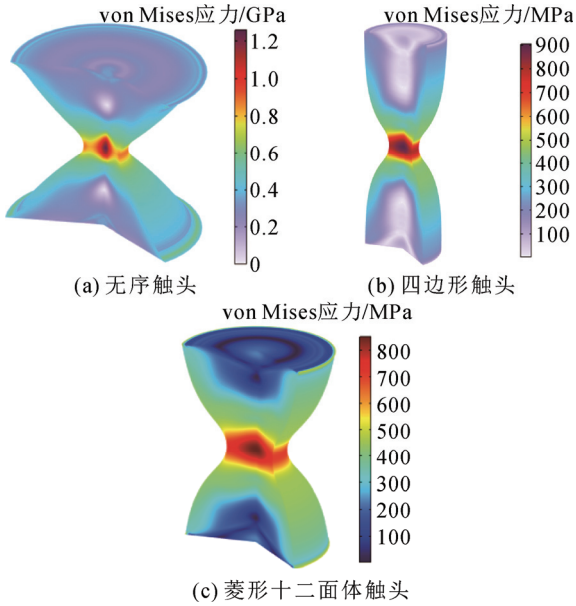


图 8 3 种触头熔焊区 von Mises 应力分布

Fig.8 von Mises stress distribution in the welding zone of three types of contact

通过前文的分析可以看出，不同结构触头的熔化形貌不同、凝固区域的直径与高度比也不同。计算可得无序、四边形、菱形十二面体互穿结构触头一次回跳过程等效凝固区域的面积分别为 0.01、0.0016、0.0004 mm^2；宽高比分别为 4:1:1。与无序结构的熔焊区域相比，四边形、菱形十二面体互穿结构 Cu-W 触头的熔焊区域体积更小，且宽高比更小，在屈服强度一定的情况下，拉断所需的力更小。则该触头熔焊后更加容易被分断。由仿真结果知，三种结构触头熔焊力大小排序为：无序触头>四边形触头>菱形十二面体触头。

3 触头熔焊力测试平台及实验

不同结构 Cu-W 触头的熔焊试验在如图 9 所示的熔焊模拟实验系统进行，该实验平台包括电源板块、信号采集板块和机械结构控制板块[30]。其中，机械结构板块包括可沿给定行程移动的触头固定部分、力传感器及能使触头产生分合动作的电磁机构部分。信号采集板块包括传感器、变送器和示波器。熔焊力信号由 S 型拉压力传感器检测，型号为 JLBS-1，量程为 0~50 N，变送器型号为 BSQ-3，为传感器提供双向信号转换与输出，输出范围为–5~5 V，使用直流电源箱为变送器提供 24 V 激励电压。

熔焊模拟实验测试条件如表 3 所示。在如表 3 所述的负载条件下进行触头合闸动作，以模拟触头闭合过程中产生的回跳电弧，触头吸合后立刻进行分闸，以 2 s/次的频率再进行合闸动作，如此反复操作并记录，直至触头发生熔焊，停止实验。

每种结构触头实验结束后，将底部带有螺孔的受试触头从触头底座取下，并将新的受试触头以同样方式安装于触头底座上。实验平台底座为不锈钢配重，在每次更换过程中，实验台整体机身保持稳定，并重新测量触头弹簧的压缩量和触点开距使其保持不变，电磁机构中衔铁行程和电磁线圈提供的吸力每次均保持不变，通过上述设置以保证每次实验在相同条件下进行。

熔焊力是指触头经电弧烧蚀熔化，凝固后熔焊在一起，再次分断触头需要克服的阻力。本文中力传感器两端带有 M8 螺孔，将其水平横置，通过尼

表 2 拉应力随凝固区域体积变化

Table 2 Tensile stress varies with volume of solidified area

结构类型	高度/mm	宽度/mm	拉应力/10^3 MPa
无序	0.05	0.20	1.260
四边形	0.04	0.04	0.905
菱形十二面体	0.02	0.02	0.850

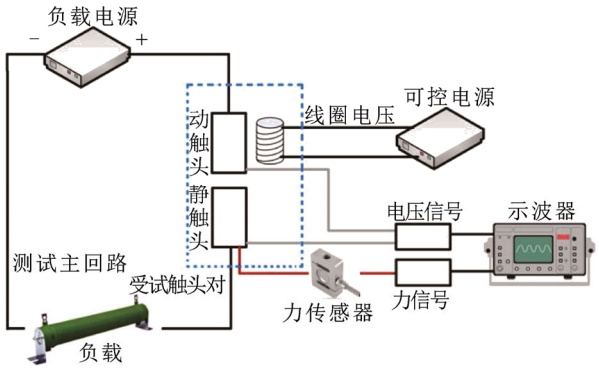


图 9 熔焊模拟实验系统示意图

Fig.9 Schematic diagram of fusion welding simulation experiment system

表 3 熔焊模拟实验测试条件

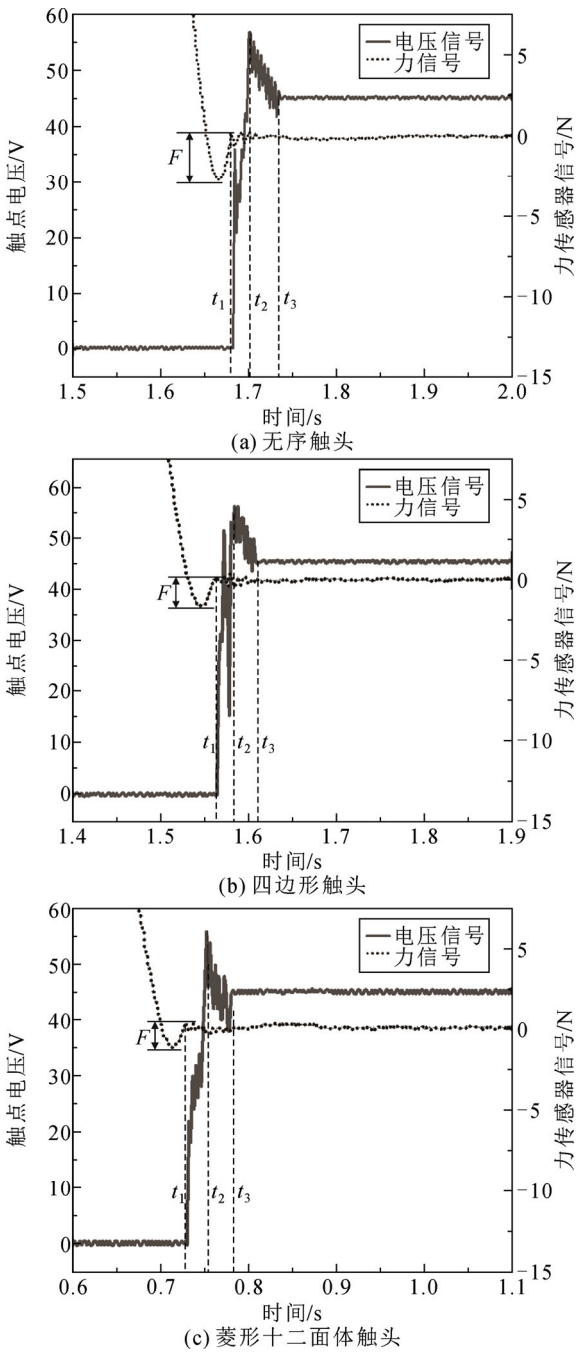
Table 3 Welding simulation experiment test conditions

实验条件	数值
实验温度	室温，19~22 ℃
线圈电压	110 V
主回路电压/电流	45 V/100 A
负载	0.5 Ω 阻性，带电分合闸
触头开距	7 mm
机械参数	触头弹簧原长 80 mm，触头弹簧刚度 2.117 N/mm，弹簧压缩长度 10 mm

龙螺杆与静触头支架底部绝缘固定，另一端与机身底座相固定。按上述方式安装后，当触头位于合闸位时，动触头与静触头吸合，力传感器检测到固定压力值。动触头释放过程中，力传感器上检测到的压力值逐渐减小至 0。若触头产生熔焊，则在分闸过程中，力信号由正值(压力)持续减小为负值(拉力)，最终分开后信号归零。在该过程中，负值拉力值的大小即熔焊力数值大小。

实验过程中，在第 26 次分闸操作时，无序触头上已经检测到拉力信号，说明此时已初步产生熔焊力，而四边形触头和菱形十二面体触头分别在第 35 次和第 45 次分闸时才出现熔焊力信号。这一实验现象表明不同类型的触头在分闸过程中抗熔焊能力存在显著差异。菱形十二面体触头抗熔焊性能优于无序触头和四边形触头。

无序触头、四边形触头、菱形十二面体触头的电压信号如图 10 中实线曲线所示。图 10(a)中，t_1=1.682 s 处触头实际分离，产生电弧；t_2=1.7 s 处触头两端的电压值由 1 V 左右升至 55 V 左右，产生了分闸过电压；t_3=1.736 s 处触头两端电压下降，最终稳定在电源电压 45 V，在触头间电压接近电源电压时发生了高频振荡。电压曲线中，t_1~t_2 为 0.018 s，t_2~t_3 为 0.036 s。在图 10(b)四边形触头电压曲线中，t_1~t_2 为 0.02 s，t_2~t_3 为 0.028 s，在燃弧时间将要结束时触头间发生重击穿。在图 10(c)菱形十二面体触头电压曲线中，t_1~t_2 为 0.022 s，t_2~t_3 为 0.026 s。由图 10 中虚线力信号曲线可知，在触头释放的过程中，触头间的压力逐渐减小至 0，随后力信号继续减小至负值，代表压力信号向拉力信号进行转变，说明此时形成了熔焊区域，触头分开呈现一定的阻力效应，读取如图 10 中的灰色力传感器信号差值即为熔焊力数值。分别读取图 10(a)、(b)、(c)中熔焊力信号，得到无序触头的熔焊力测量值为 2.85 N，四边形触头熔焊力测量值为 1.73 N，菱形十二面体熔焊力测量值为 1.51 N。在图 10(a)、(b)、(c)中，由电压信号曲线可知触头实际分断时间分别为 0.016、0.014、0.012 s。在检测到熔焊力后，将阳极动触头从平台上取下，触头表面的熔坑形貌如图 11 所示。无序触头表面出现了较大范围的烧蚀区域及金属液滴的飞溅，与无序触头相比，四边形触头表面烧蚀区域较小，熔坑面积也较小；菱形十二面体表面受电弧侵蚀程度最轻，熔坑面积较四边形触头和无序触头均更小，熔焊面积也会更小，触头的抗



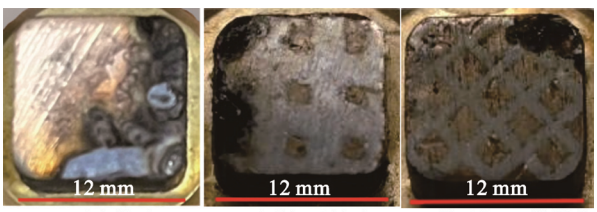
(a) 无序触头

(b) 四边形触头

(c) 菱形十二面体触头

图 10　3 种触头熔焊力-时间、电压-时间曲线

Fig.10　Three types of contact welding force-time and voltage-time curves



(a) 无序触头　(b) 四边形触头　(c) 菱形十二面体触头

图 11　熔焊后 3 种触头表面形貌

Fig.11　Three types of contact surface morphologies after fusion welding

熔焊性能排序为：菱形十二面体触头>四边形触头>无序触头。

通过以上实验结果可以得到，在相同负载条件下，与无序结构触头相比，四边形触头和菱形十二面体触头的熔焊力减幅为 39%和 47%，相比于无序触头能有效抑制熔焊产生，降低熔焊概率。因此，可以得出结论：三维互穿结构触头的抗熔焊性能好于商用无序结构电触头的性能，调整 W 骨架可以提高触头的抗熔焊性能，采用菱形十二面体触头可以进一步提高抗熔焊性能。

4 结论

1）相比于无序触头，三维互穿结构触头受侵蚀程度更轻微。回跳结束时刻，无序触头最大温度和熔化喷溅面积较大，四边形触头次之，菱形十二面体触头最小。

2）四边形触头的凝固时间较长，而菱形十二面体触头次之，无序触头的凝固时间较短。

3）实验验证无序触头的熔焊力最大，四边形触头次之，菱形十二面体触头熔焊力最小，后两者分别相较于无序触头分别减少 39%和 47%。该结果表明，菱形十二面体触头的抗熔焊性能较好，四边形触头其次，无序触头的抗熔焊性能较差。

参考文献 References

[1] CHEN Z K, WITTER G J. Electrical contacts for automotive applications: a review[J]. IEICE Transactions on Electronics, 2004, 87(8): 1248-1254.

[2] 陈 力，谢 明，宁德魁，等. 直流条件下 AgRENi 触头材料的抗熔焊特性[J]. 贵金属，2008，29(3)：6-10.
CHEN Li, XIE Ming, NING Dekui, et al. Anti-welding characteristic of AgRENi electrical contact material on DC condition[J]. Precious Metals, 2008, 29(3): 6-10.

[3] ZHAO L J, LI Z B, ZHANG H S, et al. Random occurrence of contact welding in electrical endurance tests[J]. IEICE Transactions on Electronics, 2011, 94-C(9): 1362-1368.

[4] CHO W I, NA S J, CHO M H, et al. Numerical study of alloying element distribution in CO_2 laser-GMA hybrid welding[J]. Computational Materials Science, 2010, 49(4): 792-800.

[5] TSAI M C, KOU S. Marangoni convection in weld pools with a free surface[J]. International Journal of Numerical Mathematical Fluids, 1989, 9(12): 1503-1516.

[6] MESYATS G A, UIMANOV I V. Hydrodynamics of the molten metal during the crater formation on the cathode surface in a vacuum arc[J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2015, 43(8): 2241-2246.

[7] LU F G, TANG X H, YU H L, et al. Numerical simulation on interaction between TIG welding arc and weld pool[J]. Computational Materials Science, 2006, 35(4): 458-465.

[8] 柴美厚，曾丹苓，张志荣. 自然对流作用下的凝固过程数值模拟[J]. 重庆大学学报(自然科学版)，2005，28(6)：38-40，56.
CHAI Meihou, ZENG Danling, ZHANG Zhirong. Numerical simulation of the solidification process under the effect of nature convection[J]. Journal of Chongqing University (Natural Science Edition), 2005, 28(6): 38-40, 56.

[9] 薄 凯. 直流继电器触点熔焊仿真分析与实验研究[D]. 哈尔滨：哈尔滨工业大学，2019：005142.
BO Kai. Simulation and experimental research on contacts welding for DC relay[D]. Harbin, China: Harbin Institute of Technology, 2019: 005142.

[10] 赵智力，刘英杰，宋来瑞. 铜柱长径比对 CuCGA 互连结构轴向临界压应力的影响[J]. 焊接学报，2018，39(3)：103-106.
ZHAO Zhili, LIU Yingjie, SONG Lairui. Effect of aspect ratios of Cu column on axial critical compressive stress of CuCGA interconnection structure[J]. Journal of Welding, 2018, 39(3): 103-106.

[11] 徐 坚，熊惟皓，傅江华，等. 第二相氧化物对银基触头材料熔池影响的模拟分析[J]. 中国有色金属学报，2008，18(7)：1323-1329.
XU Jian, XIONG Weihao, FU Jianghua, et al. Simulation analysis of effect of second metal-oxide phase on molten pool in Ag-based electrical contact[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2008, 18(7): 1323-1329.

[12] 任万滨，姜 楠，满思达，等. 交流接触器触头材料电性能模拟试验研究[J]. 电工材料，2018(1)：3-6，11.
REN Wanbin, JIANG Nan, MAN Sida, et al. Experimental study of simulating electrical performance of contact material used in AC contactor[J]. Electrical Engineering Materials, 2018(1): 3-6, 11.

[13] 李志国，周晓龙，胡日茗，等. 复相增强 AgMeO 电触头材料的研究进展[J]. 材料导报，2018，32(增刊 1)：81-85.
LI Zhiguo, ZHOU Xiaolong, HU Riming, et al. A research progress of composite-reinforced silver-based electrical contact materials[J]. Materials Reports, 2018, 32(Supplement 1): 81-85.

[14] KAMILA H, GOYAL G K, SANKHLA A, et al. Systematic analysis of the interplay between synthesis route, microstructure, and thermoelectric performance in p-type $Mg_2Si_{0.2}Sn_{0.8}$[J]. Materials Today Physics, 2019, 9: 100133.

[15] LI H Y, WANG X H, GAO Q W, et al. Arc erosion behavior of Ag-TiB_2 contact materials with Ag powders of different sizes[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2022, 51(3): 765-771.

[16] 张晓朦，吴 宏，郭少云. 制备具有高度取向和有序分布结构的导热网络[C]// 第三届中国国际复合材料科技大会. 杭州：中国复合材料学会，2017：106.
ZHANG Xiaomeng, WU Hong, GUO Shaoyun. Preparation of a thermally conductive network with a highly oriented and ordered distribution structure[C]// 3rd China International Composite Materials Technology Conference-Sub-venue. Hangzhou, China: Chinese Society for Composite Materials, 2017: 106.

[17] 朱振峰，王小枫，刘 辉，等. 准单分散 SnO_2 微球的微波溶剂热合成[J]. 无机材料学报，2012，27(6)：311-316.
ZHU Zhenfeng, WANG Xiaofeng, LIU Hui, et al. Synthesis of quasi-monodispersed SnO_2 microspheres via microwave solvothermal method[J]. Journal of Inorganic Materials, 2012, 27(6): 311-316.

[18] 卢舒欣. 有序孔结构多孔陶瓷的制备及其性能研究[D]. 广州：华南理工大学，2021.
LU Shuxin. Study on preparation and performance of porous ceramics with directional pore structure[D]. Guangzhou, China: South China University of Technology, 2021.

[19] 李双雯. 定向有序结构的聚合物基复合膜的研究[D]. 天津：天津大学，2017.
LI Shuangwen. Study on ordered polymer-based composite films[D].

Tianjin, China: Tianjin University, 2017.

[20] 韩　颖，王宏双，曹云东，等. 微观定向结构 Cu-W 复合材料的力学与电学性能[J]. 金属学报，2021，57(8)：1009-1016.
HAN Ying, WANG Hongshuang, CAO Yundong, et al. Mechanical and electrical properties of Cu-W composites with micro-oriented structures[J]. Acta Metallurgica Sinica, 2021, 57(8): 1009-1016.

[21] 韩　颖，秦　杰，曹云东，等. 基于微观定向骨架结构 Cu-W 复合电触头材料的静熔焊性能[J]. 材料研究学报，2022，36(10)：769-776.
HAN Ying, QIN Jie, CAO Yundong, et al. Investigation on static fusion welding performance of Cu-W composite with microscopically oriented skeleton structures[J]. Chinese Journal of Materials Research, 2022, 36(10): 769-776.

[22] 韩　颖，李思达，曹云东，等. 形状因子对微观定向结构 Cu-W 复合材料触头的力学和电学性能的影响[J]. 材料研究学报，2022，36(8)：571-578.
HAN Ying, LI Sida, CAO Yundong, et al. Influence of shape factor on mechanical and electrical properties of Cu-W composites with micro-oriented structure[J]. Journal of Materials Research, 2022, 36(8): 571-578.

[23] HAN Y, LI S D, CAO Y D, et al. Mechanical properties of Cu-W interpenetrating-phase composites with different W-skeleton[J]. Metals, 2022, 12(6): 903.

[24] 韩　颖，王　楠，吴世齐，等. 微观定向骨架结构 Cu-W 复合材料触头的抗动熔焊性能[J]. 高电压技术，2023，49(12)：5011-5021.
HAN Ying, WANG Nan, WU Shiqi, et al. Anti-dynamic fusion welding performance of Cu-W composite contacts of micro-directional skeleton structure[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(12): 5011-5021.

[25] KAUFMANN H T C, HARTMANN W, CUNHA M D, et al. Advanced modeling of plasma-cathode interaction in vacuum and low-pressure arcs[C]//2018 28th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum (ISDEIV). Greifswald, Germany: IEEE, 2018: 475-478.

[26] ZHANG X, WANG L J, MA J W, et al. Improved model for cathode spot crater in vacuum arc[J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 2019, 52(3): 035204.

[27] SJIN S H, LI Z Y, XIAN Y B, et al. A non-equal gap distance dielectric barrier discharge: Between cone-shape and cylinder-shape electrodes[J]. High Voltage, 2022, 7(1): 98-105.

[28] 李　静，关明旭，刘树鑫，等. 直流空气电弧作用下触头熔蚀过程及其对开断特性影响[J]. 高电压技术，2022，48(4)：1531-1541.
LI Jing, GUAN Mingxu, LIU Shuxin, et al. Contact erosion process and its influence on breaking characteristics under DC air arc[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(4): 1531-1541.

[29] 吴淑牛，熊　兰，杨子康，等. 直流电弧对导线电极侵蚀特性的仿真及实验研究[J]. 高电压技术，2022，48(8)：3316-3325.
WU Shuniu, XIONG Lan, YANG Zikang, et al. Simulation and experimental study on electrode erosion characteristics of wire by DC arc[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(8): 3316-3325.

[30] SHEN H, HUANG X R, QI L, et al. Analysis and suppression of voltage oscillation at DC circuit breaker terminal in DC fault transient process[J]. High Voltage, 2022, 7(6): 1194-1203.



韩　颖(通信作者)
1979—，女，博士，副教授
主要从事开关电器触头材料性能研究
E-mail: hany_dq@sut.edu.cn

HAN Ying
Ph.D.
Associate professor
Corresponding author

收稿日期　2023-10-12　修回日期　2023-12-08　　编辑　曾文君