电极端面直径对热成形钢熔核直径的影响

万可 魏浩然 赵德志 刘林坤 熊友武

（东风本田汽车有限公司，武汉 430050）

摘要：为定量分析电极端面直径对焊核直径的影响，利用直径分别为6 mm、8 mm的电极端面对热成形钢进行电阻点焊试验及有限元分析，研究了直径分别为6 mm、8 mm的电极端面在获取相同熔核直径时的焊接电流。结果发现：在不发生飞溅的情况下，随着焊接电流的增大，电极端面直径对电阻点焊熔核直径的影响逐渐降低，发生飞溅后，直径为8 mm的电极端面会获取更大的熔核直径；针对1.6 mm HQAS1500H +1.6 mm HQAS1500H板组搭接形式，其电阻点焊工艺参数可设定为3.43 kN/420 ms/7 kA~3.43 kN/420 ms/8 kA；在常见的生产焊接电流范围内，实际焊核直径与有限元仿真焊核直径偏差小于10%。

关键词：电阻点焊 电极端面直径 熔核直径 热成形钢

中图分类号：U466；TG44 **文献标志码：**B **DOI:** 10.19710/J.cnki.1003-8817.20250187

The Influence of Electrode Tip Diameter on the Diameter of Hot-Stamped Steel Nugget

Wan Ke, Wei Haoran, Zhao Dezhi, Liu Linkun, Xiong Youwu

(Dongfeng Honda Automobile Company Limited, Wuhan 430050)

Abstract: To quantitatively analyze the impact of electrode tip diameter on nugget diameter, resistance spot welding experiments and finite element analysis are conducted on hot-stamped steel using electrode tips with diameters of 6 mm and 8 mm. The welding currents required to obtain the same nugget diameter with electrode tips of 6 mm and 8 mm diameter are investigated. The results show that with the increase of welding current, the influence of electrode tip on the nugget diameter of resistance spot welding is gradually reduced without splash; When splash occurs, the electrode tip of 8mm diameter will obtain a larger nugget diameter. For 1.6 mm HQAS1500H+1.6 mm HQAS1500H plate group lapping form, the resistance spot welding process parameters can be set as 3.43 kN/420 ms/7 kA~3.43 kN/420 ms/8 kA. Within the common production welding current range, the deviation between the actual nugget diameter and the finite element simulation nugget diameter is less than 10%.

Key words: Resistance spot weld, Electrode tip diameter, Nugget diameter, Hot-stamped steel

1 前言

电阻点焊是车身制造中应用最广泛的金属连接工艺，90%以上的车身装配工作是由电阻点焊完成的[1]。近十年来，为在提高汽车轻量化水平的同时保障碰撞安全性能，各大主机厂均在白车身上提高热成形钢（Hot-Stamped Steel）、双相钢（Dual-Phase Steel）等超高强度钢的用量[1-3]，超高强度钢的焊点质量直接影响汽车安全性能。除常规的焊接压力、焊接时间、焊接电流、焊接板组材料等因素外，焊枪电极端面尺寸也是影响焊点质量的重要因素[4]。

李茹娟等[5]研究了点焊电极球面半径对低碳钢熔核尺寸的影响，魏世同等[6]研究了电极端面尺寸对镀锌钢板熔核尺寸的影响，上述研究多为针对电极端面直径或电极形状对熔核直径影响

作者简介：万可（1997—），男，工程师，硕士学位，研究方向为电阻点焊、有限元仿真。

参考文献引用格式：

万可，魏浩然，赵德志，等. 电极端面直径对热成形钢熔核直径的影响[J]. 汽车工艺与材料，2026(2)：58-63.

WAN K, WEI H R, ZHAO D Z, et al. The Influence of Electrode Tip Diameter on the Diameter of Hot-Stamped Steel Nugget[J]. Automobile Technology & Material, 2026(2): 58-63.

的定性分析,缺少对电极端面直径的量化研究,以及电极端面直径对热成形钢熔核直径影响的研究。

有限元分析在电阻点焊焊接变形[7]、点焊完成后的组织形貌[8]及焊点力学性能[8-10]研究中均有所应用。由于电阻点焊的实际焊接过程复杂、实际焊接在板组内部进行、焊接时间短,常规试验方法较难观测到焊接过程中热量聚集与熔核形成过程,有限元分析是研究电阻点焊过程中熔核形成及热量分布的有效方法[11]。

因此,本文将利用常用的直径为6 mm和8 mm的电极端面,对热成形钢进行电阻点焊试验及有限元分析,定量研究2种直径电极端面在获取相同熔核直径时的焊接电流。

2　试验设计

2.1　电阻点焊试验

采用2块HQAS1500H试片进行焊接测试,试片三维尺寸为120 mm×40 mm×1.6 mm。其中,HQAS1500H为日本热成形钢牌号,对应新日铁公司的22MnB5牌号,其热成形后抗拉强度大于1 500 MPa,化学成分如表1所示。

表1　HQAS1500H化学成分(质量分数)[12]　%

元素	C	Si	Mn	P	S	Al	Cr	B	Ti	Fe
质量分数	0.22	0.24	1.32	0.011	0.002 2	0.031	0.13	0.002 1	0.031	余量

2块试片搭接区域尺寸为40 mm×40 mm,焊接前需保证试片表面无油污与水渍,在试片搭接区边缘使用大力钳夹紧试片,保证试片焊接中心区域无间隙。

分别利用直径为6 mm、8 mm的电极端面对试片进行电阻点焊试验,焊接前对电极头端面进行自动打磨,确保电极端面表面清洁,打磨后利用游标卡尺测量电极端面直径后进行焊接。采用Amada Miyachi公司的MM315B电流计监控焊接电流与通电时间。

焊接压力及焊接电流施加方式如图1所示,依据经验,焊接加压力设定为3.43 kN,焊接通电时间设定为420 ms,在焊接通电前焊枪会预压80 ms,焊接通电结束后会保持压力80 ms。焊接电流范围为4~10 kA,每种电流进行3次焊接,电流间隔为0.5 kA或1 kA。

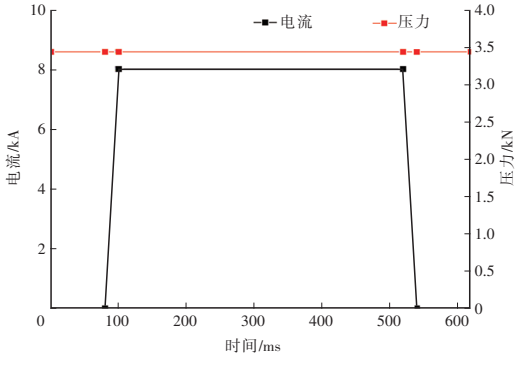


图1　焊接压力及焊接电流施加方式

试片焊接完成后,利用深圳万测ETM105D微机控制电子万能试验机进行焊点抗剪强度测试,拉伸过程中采用位移控制,拉伸速度为10 mm/s。

由于热成形钢焊点在抗剪切测试中多为界面断裂或熔核拔出形式的断裂[13-14],拉伸结束后可利用游标卡尺直接测量热成形钢点焊熔核直径。

2.2　有限元仿真

为更好地分析焊接过程,本文利用有限元分析对上述板组进行电阻点焊分析。采用Hypermesh软件建立电阻点焊试验实体模型,如图2所示,板组尺寸与夹持方式与试验板组保持一致。有限元分析完成后对焊核直径进行统计。

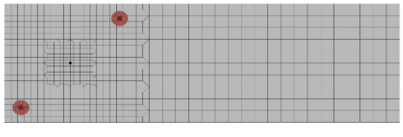


图2　电阻点焊实体模型

实体模型非焊接区域采用尺寸为4 mm×4 mm的网格,焊点中心区域采用尺寸为1 mm×1 mm的网格,焊点中心与非焊接区域采用尺寸为2 mm×2 mm的网格过渡。实体模型厚度方向上划分为10层网格。为简化模型,作如下假设:在点焊的焊接加压过程中,上下电极端面、板件焊点位置不产生轴向或径向位移;板件之间初始状态下接触良好,板组之间无间隙;板组与焊接电极头均为各项同性材料。

仿真过程中,焊接时间、焊接压力及焊接电流

的加载方式与电阻点焊实际过程保持一致，仿真过程中的焊接电流范围为5~10.5 kA，电流间隔为0.5 kA；针对电阻点焊试验中实际电流与设计电流不一致的焊接条件单独进行仿真分析。

3 试验结果

3.1 点焊试验结果

表2、图3、图4展示了直径分别为6 mm、8 mm的电极端面在不同焊接电流下的抗剪强度、熔核直径及飞溅情况。由表2、图3、图4可知，直径分别为6 mm、8 mm的电极端面在焊接电流为3.9~8.1 kA时均未发生飞溅，此时熔核直径随焊接电流增大而增大，焊点抗剪强度随焊点增大而逐渐提高。当焊接电流达到9.2 kA时，直径分别为6 mm、8 mm的电极端面均发生飞溅，此时，随着焊接电流的增大，6 mm直径电极端面的熔核直径不再继续增大，焊点抗剪强度先下降后上升；8 mm直径电极端面的熔核直径持续增大，焊点抗剪强度也持续提高。

表2 不同焊接电流下的抗剪强度、熔核直径及飞溅情况

电极端面直径/mm	设定电流/kA	实际电流/kA	焊接压力/kN	焊接时间/ms	熔核直径/mm	抗剪强度/kN	飞溅情况
6	4.0	3.9	3.43	420	3.64±0.28	6.52±0.71	不飞溅
6	4.5	4.5	3.43	420	4.18±0.10	10.11±2.07	不飞溅
6	5.0	5.0	3.43	420	4.73±0.22	15.54±0.70	不飞溅
6	5.5	5.5	3.43	420	5.32±0.27	17.06±4.61	不飞溅
6	6.0	6.0	3.43	420	5.82±0.31	18.08±1.88	不飞溅
6	6.5	6.6	3.43	420	6.27±0.49	19.84±1.59	不飞溅
6	7.0	7.1	3.43	420	6.24±0.58	20.37±6.73	不飞溅
6	8.0	8.1	3.43	420	6.35±0.56	24.68±3.17	不飞溅
6	9.0	9.2	3.43	420	6.68±0.33	18.79±7.28	飞溅
6	10.0	10.3	3.43	420	6.65±0.29	28.41±3.41	飞溅
8	4.0	3.9	3.43	420	3.41±0.13	8.26±1.63	不飞溅
8	4.5	4.5	3.43	420	3.96±0.04	11.81±0.91	不飞溅
8	5.0	5.0	3.43	420	4.38±0.25	13.99±1.40	不飞溅
8	5.5	5.5	3.43	420	5.22±0.21	17.41±0.40	不飞溅
8	6.0	6.0	3.43	420	5.65±0.08	20.37±0.49	不飞溅
8	6.5	6.6	3.43	420	6.18±0.31	20.28±3.46	不飞溅
8	7.0	7.1	3.43	420	6.47±0.13	24.84±2.02	不飞溅
8	8.0	8.1	3.43	420	6.29±0.60	25.81±4.33	不飞溅
8	9.0	9.2	3.43	420	6.98±0.32	27.46±5.05	飞溅
8	10.0	10.3	3.43	420	7.31±0.16	29.84±5.84	飞溅

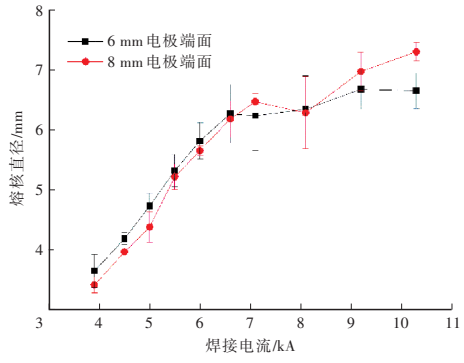


图3 熔核直径与焊接电流变化趋势

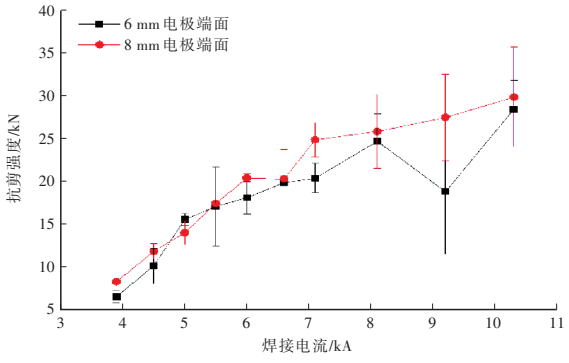


图4 抗剪强度与焊接电流变化趋势

3.2 有限元仿真结果

仿真结果表明,直径为6 mm的电极头与板件接触面积约为20.5 mm^2,直径为8 mm的电极头与板件接触面积约为25 mm^2,相较于6 mm直径电极头接触面积增加了22%。

图5所示为有限元仿真中熔核直径随焊接电流的变化趋势,熔核直径随焊接电流增大而增大,但增幅逐渐降低。6 mm直径电极端面与8 mm直径电极端面的熔核直径基本一致。

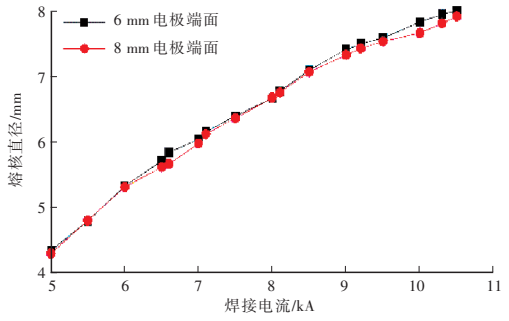


图5　有限元仿真中熔核直径随焊接电流变化趋势

图6所示为电阻点焊试验中熔核直径与有限元仿真中熔核直径差异。由图6可知,当焊接电流小于7 kA时,实际焊核直径大于仿真焊核直径,当焊接电流大于7 kA时,实际焊核直径小于仿真焊核直径。当焊接电流为5~9 kA时,实际焊核直径与仿真焊核直径的偏差约为10%。

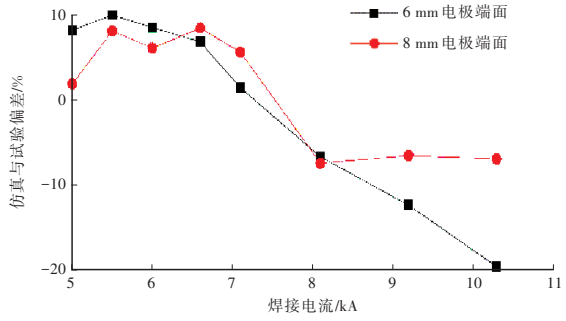


图6　仿真值与试验值偏差

4 分析与讨论

4.1 电极端面直径对热成形钢熔核直径的影响

在电阻点焊过程中,整个体系的热量关系为[15]:

$$Q_{\text{Total}} = Q_{\text{Nugget}} + Q_{\text{HAZ}} + Q_{\text{Loss}} \tag{1}$$

式中:Q_{Total}为体系产生的总热量,Q_{Nugget}为点焊过程中形成熔核所需的热量,Q_{HAZ}为点焊过程中热影响区所需的热量,Q_{Loss}为焊接时的热损失。

其中,电阻点焊过程中的Q_{Total}为:

$$Q_{\text{Total}} = \int_0^t I_{\phi i}^2 \times R(t)\,\mathrm{d}t \tag{2}$$

式中:$I_{\phi i}$为不同电极端面对应的焊接电流,$R(t)$为焊接过程中体系的总电阻,t为焊接电流作用时间。

Q_{Nugget}、Q_{HAZ}与焊核大小相关,当形成相同焊核直径时,可认为8 mm直径电极端面与6 mm直径电极端面形成焊核所需热量与热影响区所需热量相同。

进一步地,焊接时的热损失Q_{Loss}主要由冷却水及电极与空气的热对流及热辐射造成[16],考虑到电极与空气的热对流及热辐射与总热量输入相差了2个数量级[17],因此,焊接时的热损失Q_{Loss}在本文中仅考虑冷却水的作用,此时有:

$$Q_{\text{Loss}} = \frac{\lambda F(T_1 - T_2)}{\delta} \times t_1 \tag{3}$$

式中:λ为电极头的热导率,F为电极头壁厚,T_1为电极头与板件接触部分温度,T_2为电极头与冷却水接触部分温度,δ为电极头厚度,t_1为焊枪作用时间。

当形成相同焊核直径时,电极头温度(T_1-T_2)应为恒定值,此时,Q_{Loss}仅与电极头和板件的接触面积成正比,此时式(3)可以简化为:

$$Q_{\text{Loss}} = kF \tag{4}$$

式中:k为常数。

结合有限元分析结果可知,8 mm直径电极端面热损失为6 mm直径电极端面的1.22倍。

综上,当形成相同焊核直径时,8 mm直径电极端面与6 mm直径电极端面对应整个体系的热量关系为:

$$\int_0^t I_{\phi 8}^2 \times R(t)\,\mathrm{d}t = Q_{\text{Nugget}} + Q_{\text{HAZ}} + 1.22kF \tag{5}$$

$$\int_0^t I_{\phi 6}^2 \times R(t)\,\mathrm{d}t = Q_{\text{Nugget}} + Q_{\text{HAZ}} + kF \tag{6}$$

由式(5)、式(6)可得:

$$I_{\phi 8} = \left(\sqrt{1 + \frac{C_1}{I_{\phi 6}^2}} - C_2\right) \times I_{\phi 6} \tag{7}$$

式中:C_1与C_2均为常数。

将表2中未发生飞溅且焊核直径相近的结果代入式(7)中求解,即6 mm直径电极端面,实际电流分别为4.5 kA、8.1 kA的结果,可得C_1=7.250、

C_2=−0.054。

当板件不发生飞溅时，即焊接电流为4~8 kA时，为获得相同熔核直径，8 mm直径电极端面焊接电流$I_{ø8}$与6 mm直径电极端面焊接电流$I_{ø6}$的关系为：

$$I_{ø8}=\left(\sqrt{1+\frac{7.25}{I_{ø6}^2}}-0.054\right)\times I_{ø6} \tag{8}$$

发生飞溅后，8 mm直径电极端面对应的熔核直径大于6 mm直径电极端面对应的熔核直径，Song等[17]指出，当焊核热量过大导致飞溅时，提高焊枪电极压力会使焊接飞溅更严重。在相同的焊枪电极压力下，8 mm直径电极端面与板件的接触面积更大，因此，焊点处实际应力小于6 mm直径电极端面，进而产生更小的飞溅与更大的熔核直径。

进一步地，由$I_{ø8}$与$I_{ø6}$的关系可知，随着焊接电流逐渐增大，电极端面散热对焊核直径的影响逐渐降低，此时，焊点的总热量由焊接电流主导。焊接电流为10 kA时总体热输入更高，发生飞溅后焊核直径更稳定，且更高的热量输入可能使熔核内部组织更致密，晶粒结合更充分，直径未显著增大，焊核质量更优。

4.2 有限元仿真结果与实际结果的差异

当焊接电流小于7 kA时，实际焊核直径与仿真焊核直径的差异可能是由HQAS1500H板组表面的镀层引起的。热成形钢需要先加热到奥氏体后再轧制成形，为避免氧化，板材表面通常带有厚度约为30 μm的Al-Si镀层[18]，此时，电阻点焊过程中体系的电阻将由板件间的接触电阻加板件内阻转变为板件与镀层间的电阻、镀层与镀层间的接触电阻以及板件内阻，对焊核初期热量造成了影响，当焊接电流较小时，镀层带来的电阻影响占比更大。而在进行有限元仿真时并未给定Al-Si镀层的电阻，从而导致了差异。

当焊接电流大于8 kA时，仿真焊核直径显著大于实际焊核直径的原因推测为焊接飞溅。发生飞溅会带走焊核中心部分液态金属，导致焊核直径降低。有限元分析过程中并未预判飞溅，从而导致了电流偏大时仿真结果与实际结果偏差较大。

当焊接电流为5~9 kA时，实际焊核直径与仿真焊核直径偏差约为10%，可用于指导焊接参数设定。

5 结束语

本文利用直径分别为6 mm、8 mm的电极端面对厚度为1.6 mm的HQAS1500H热成形钢板组进行了点焊试验及有限元分析，结论如下：

a. 针对实际生产过程通常采用的焊接电流为7~9 kA，在不发生飞溅的情况下，8 mm直径电极端面所需焊接电流比6 mm直径电极端面焊接电流高约0.2 kA。

b. 当焊接电流过小时，由于板件镀层的影响导致仿真焊核直径显著小于实际焊核直径；当焊接电流过大时，由于实际过程已经发生飞溅，仿真焊核直径显著大于实际焊核直径；在常用的生产焊接电流范围内，即5~9 kA，实际焊核直径与有限元仿真焊核直径偏差约为10%，可用于指导焊接参数设定。

c. 发生飞溅后，8 mm直径的电极端面因为在焊点处应力更小，产生的飞溅更小，将获取更大的熔核直径。

d. 针对1.6 mm HQAS1500H +1.6 mm HQAS 1500H板组搭接形式，电阻点焊工艺参数可设定为3.43 kN/420 ms/7 kA~3.43 kN/420 ms/8 kA。

参考文献：

[1] TAYLOR T, CLOUGH A. Critical Review of Automotive Hot-Stamped Sheet Steel from an Industrial Perspective[J]. Materials Science & Technology, 2018, 34: 809-861.

[2] 牛力强, 伍立军, 周湛淞, 等. 热成型钢在汽车安全部件中的性能评估与优化设计[J]. 时代汽车, 2025(4): 110-112.

[3] 李亚妮, 杨丽, 张泽昭, 等. 热成型钢在商用车前下防护横梁的轻量化应用[J]. 汽车工艺与材料, 2022(5): 62-66.

[4] 张旭强, 罗爱辉, 张延松, 等. 点焊热镀锌双相高强度钢的电极磨损规律[J]. 焊接学报, 2006(9): 108-112+118.

[5] 李茹娟, 李萌盛, 王洋, 等. 点焊电极球面半径对熔核尺寸的影响[J]. 焊接学报, 2008(6): 105-108+118.

[6] 魏世同, 吕冬, 刘仁东, 等. 电极端面尺寸对IF钢镀锌板点焊性能的影响[J]. 鞍钢技术, 2014(3): 23-27.

[7] 宋庆军, 张林阳, 李军, 等. 基于Simufact的乘用车前轮罩点焊变形模拟研究[J]. 汽车工艺与材料, 2021(11): 21-25.

[8] 叶海青. 1 800 MPa级热成形钢电阻点焊工艺优化及组织性能研究[D]. 沈阳: 沈阳大学, 2020.

[9] 张海涛. DP590双相钢电阻点焊过程的数值模拟及实验分析[D]. 上海: 上海交通大学, 2008.

[10] 朱伟强. 基于车身焊点载荷的焊接参数优化研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2016, 15(5): 386-392.

[11] SHEN J, ZHANG Y S, LAI X M. Influence of Initial Gap on Weld Expulsion in Resistance Spot Welding of Dual Phase Steel[J]. Science and Technology of Welding and Joining, 2013.

[12] 刘纲, 干勇, 刘崇, 等. 基于22MnB5钢的铌钒微合金化热成形钢的研发[J]. 金属热处理, 2021, 46(1): 109-113.

[13] 佘亚东, 段东江, 马成, 等. 高强钢DP1180点焊接头组织及性能分析[J]. 河北冶金, 2025(4): 26-30.

[14] 毛立忠, 田畅, 徐忠伟, 等. 热成形钢电阻点焊断裂模式与失效力预测研究[J]. 汽车工程, 2024, 46(11): 2133-2141.

[15] KAS Z, DAS M. A Thermal Dynamical Model Based Control of Resistance Spot Welding[C]// IEEE International Conference on Electro/Information Technology, 2014.

[16] YEUNG K S, THORNTON P H. Transient Thermal Analysis of Spot Welding Electrodes[J]. Welding Journal, 1999, 78.

[17] SONG S, SHOJAEE M, MIDAWI A R H, et al. Influence of Expulsion and Heat Extraction Resulting from Changes to Electrode Force on Liquid metal Embrittlement during Resistance Spot Welding[J]. Journal of Materials Research and Technology, 2023, 23: 1458-1470.

[18] 李润昌, 张环宇, 张士杰, 等. 1500 MPa级铝硅镀层热成形钢的试制及质量评价[J]. 轧钢, 2021, 38(2): 33-36.

AT&M