

先进高强钢电阻点焊接头的断裂模式分析与预测

孔 颖^{1,2}, 刘思源^{1,2}, 王敏^{1,2}

(1. 上海交通大学, 上海市激光制造与材料改性重点实验室, 上海, 200240;

2. 高新船舶与深海开发装备协同创新中心, 上海, 200240)

摘要: 研究了先进高强钢 (advanced high strength steel, AHSS) 两层板电阻点焊接头的断裂模式, 不同的断裂模式会影响点焊接头断裂时的机理、力学性能及断裂位置, 基于不同组合下的临界熔核尺寸、最大载荷、断口宏观形貌、初始断裂位置、宏观金相组织以及微观硬度曲线等试验结果, 阐明了板材厚度和板材强度两类因素对于断裂模式的影响规律。结果表明, 板材强度因素会直接影响断裂模式、初始断裂位置以及最大载荷; 板材厚度因素影响断裂模式但不改变初始断裂位置及最大载荷。临界熔核尺寸的影响因素有板材厚度、板材强度、熔核中缺陷以及拔出断裂位置距熔合线的距离。在此基础上, 文中提出了临界熔核尺寸 (D_{CR}) 的预测模型及预测方法, 该方法与试验值符合较好, 为实际工业应用中的临界熔核尺寸判定提供了理论依据。

关键词: 电阻点焊; 先进高强钢; 断裂模式; 影响因素; 临界熔核尺寸

中图分类号: TG 407 **文献标识码:** A **doi:** 10.12073/j.hjxb.20190104002

0 序言

先进高强钢 (advanced high strength steel, AHSS) 材料如双相钢、低合金高强钢、热成形钢等在轻量化汽车车身结构中应用越来越广泛^[1]。相比于传统的低碳钢电阻点焊, AHSS 存在板材成分和金相组织复杂、焊点易发生界面断裂^[2]、熔核内易产生缩孔缩松等问题^[3]。在实际生产中当点焊接头发生界面断裂时其失效过程非常迅速, 很难提前进行预防, 且界面断裂的点焊接头在受力过程中最大载荷和能量吸收率较小, 故应尽量避免界面断裂的产生, 因此对先进高强钢电阻点焊接头的断裂模式与机理研究具有重要意义。

贺地求等人^[3]对 MS1400/DP980 钢点焊接头的研究表明, 两层板点焊接头受拉剪载荷作用下, 由于断裂路径不同存在界面断裂 (interfacial failure, IF)、拔出断裂 (pull-out failure, PF) 以及混合断裂 (partial interfacial failure, PIF) 三种模式。Pouranvari 等人^[2]提出临界熔核尺寸是当点焊接头的断裂模式由界面断裂转变为拔出断裂时对应的熔核尺寸, 临界熔核尺寸越大则点焊接头越容易发生界面断裂。解瑞军等人^[4]对 TRIP980 高强钢的电阻点焊发

现, 通过增加焊后回火使断裂模式由原先的界面断裂转变为拔出断裂。Yu 等人^[5]使用 Ansys 软件对 22MnB5 电焊接头的疲劳力学性能进行模拟, 发现板材厚度对疲劳寿命具有最关键的影响, 熔核尺寸影响次之。

文中重点阐明了板材厚度因素和板材强度因素对于点焊接头断裂模式的影响, 探索断裂模式中临界熔核尺寸的预测公式, 并与试验值及工业上常用标准进行了对比验证。

1 试验方法

试验中选用了厚度为 2 mm 的 22MnB5 超高强度热成形钢, 2 mm 的 DP600GI 双相钢, 2 mm 的 DX56D + Z 低碳钢以及 1 mm 的 DP600GI 低碳钢, 其化学成分和力学性能如表 1 和表 2 所示。选择不同板材和厚度共五种不同组合进行点焊接头试验, 相应参数如表 3 所示。

焊接钢板使用酒精进行超声清洗, 以便除去灰尘、油污、金属颗粒物等杂质, 晾干后将钢板试样按试验要求放入预制的夹具中以保证钢片位置正确、焊点位置固定。

试验中采用 120 kVA 工频交流点焊机, 点焊电极为端面直径 8 mm 的 CrZrCu 平面电极, 通过改

表 1 母材的化学成分 (质量分数, %)
Table 1 Chemical composition of the base metals

材料	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
22MnB5	0.23	0.25	1.14	0.013	0.005	0.19	0.04
DP600GI	0.136	0.048	1.52	0.008	0.011	0.049	0.09
DX56D + Z	0.065	0.095	0.2	0.018	0.017	—	—

表 2 母材的力学性能
Table 2 Mechanical properties of the base metals

材料	屈服强度 R_{el}/MPa	抗拉强度 R_m/MPa	断后伸长率 $A(\%)$
22MnB5	1 140	1 540	5.3
DP600GI	310	605	26.0
DX56D + Z	154	285	47.5

表 3 两层板点焊接头的组合
Table 3 Groups of resistance spot welded joints

组合	上层	下层
1号	2.0 mm DP600GI	2.0 mm DP600GI
2号	2.0 mm DX56D + Z	2.0 mm DX56D + Z
3号	2.0 mm 22MnB5	2.0 mm DP600GI
4号	2.0 mm DP600GI	2.0 mm DX56D + Z
5号	1.0 mm DP600GI	2.0 mm DX56D + Z

变焊接电流完成不同组合下的焊接试验, 其工艺参数如表 4 所示。

表 4 电阻点焊的工艺参数
Table 4 Process parameters of resistance spot welding

加压时间 t_1/s	电极压力 p/kN	焊接时间 t_2/s	脉冲数目	冷却时间 t_3/s	维持时间 t_4/s
1.98	5.0	0.14	3	0.02	0.4

焊接完成后采用万能材料试验机对试样进行拉剪试验, 加载速率为 10 mm/min, 采用游标卡尺测量熔核尺寸并取平均值, 通过体视显微镜观察断口宏观形貌。采用金相显微镜观察焊点横截面金相组织, 并通过维氏硬度计测量组织的微观硬度。

2 电阻点焊接头断裂特征

2.1 断裂模式及力学性能

针对表 3 中的五种组合, 保持电极压力和焊接时间不变, 在一定范围内改变焊接电流, 可以得到相应的焊接电流与熔核尺寸的关系如图 1 所示。

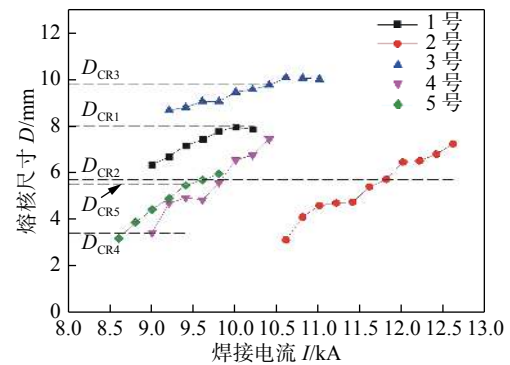


图 1 焊接电流-熔核尺寸关系
Fig. 1 Welding current and nugget size relationship

临界熔核尺寸 D_{CR} 指点焊接头的断裂模式由界面断裂转换为拔出断裂时对应的熔核尺寸, 临界熔核尺寸越小, 点焊接头就越容易发生拔出断裂^[6], 如图 1 中虚线所示。对于某种组合的点焊接头, 通过获得不同焊接电流下的熔核尺寸, 可以得到 D_{CR} 的数值。对 1 号组合, 在整个工艺区间中断裂模式均为界面断裂 (IF), 未发生拔出断裂 (PF), 可认为其临界熔核尺寸大于 8.0 mm; 对 2 号组合, 在工艺区间中先发生 IF, 随后断裂模式转变为 PF, 断裂模式转变时的临界熔核尺寸 (D_{CR2}) 为 5.8 mm; 对 3 号组合, 在整个工艺区间中先发生 IF, 随后转变为 PF, 断裂模式转变时的临界熔核尺寸 (D_{CR3}) 为 9.8 mm; 对 4 号组合, 在整个工艺区间中接头破坏时均发生 PF, 未出现 IF 的断裂模式, 可认为其临界熔核尺寸 (D_{CR4}) 小于 3.7 mm; 对于 5 号组合, 在整个工艺区间中接头破坏时先发生 IF 随后转变为 PF, 临界熔核尺寸 (D_{CR5}) 为 5.6 mm。在 3 号, 4 号, 5 号组合中, 未发现上下板放置顺序对两层板点焊接头断裂模式产生影响。

拉剪试验得到接头的最大载荷如表 5 所示。同种材料的 1 号组合与 2 号组合两层板接头, 板材强度的差异导致断裂模式完全不同, 前者在整个工艺区间上均为 IF, 而后者断裂模式由 IF 转变为 PF, 接头所能承载的最大载荷分别为 23.2, 13.8 kN; 比较 3 号组合及 4 号组合的接头, 板材间强度差异直

表 5 点焊接头拉剪试验的最大载荷

Table 5 Peak load of tensile shear test for spot welded joints

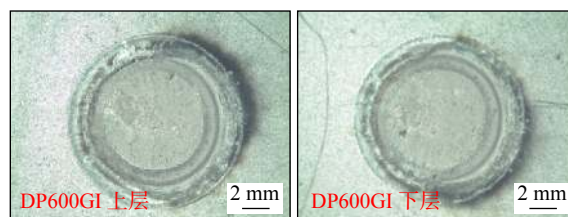
组合	最大载荷 F/kN	临界熔合尺寸 D_{CR}/mm
1号	23.2	8.0
2号	13.8	7.4
3号	36.2	10.1
4号	14.7	7.4
5号	13.2	6.0

接引起了接头断裂模式的变化,前者断裂模式由 IF 转变为 PF,而后者在整个工艺区间断裂模式均为 PF,接头所能承载的最大载荷分别为 36.2, 14.7 kN; 比较 4 号组合与 5 号组合的接头, DP600GI 厚度的差异改变了接头的断裂模式,但是对接头最大载荷影响甚微。

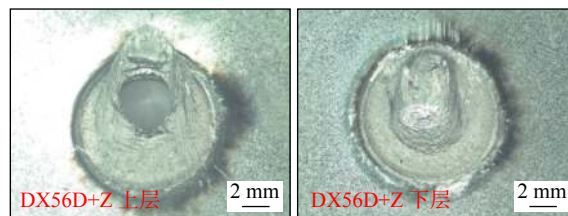
2.2 断口宏观形貌和断裂位置

文中试验中典型接头断裂宏观形貌如图 2 所示. 不同断裂模式的宏观断口形貌不同, 1 号组合中仅发生 IF, 在断裂过程中断裂直接穿过整个熔核中心将熔核分为上下两个部分如图 2a; 2 号组合中先发生 IF 随后转变为 PF, PF 时接头在受力过程中发生了变形、扭转、颈缩直到发生断裂, 形成残留在—侧板上的纽扣型熔核和另一侧板上的通孔如图 2b。

不同接头组合下接头典型断裂模式的初始断裂位置如图 3 所示. 1 号组合中, 初始断裂位置在熔核的热影响区与上下板界面的交界处; 2 号组合中,



(a) 1 号组合 IF 时宏观断口形貌



(b) 2 号组合 PF 时宏观断口形貌

图 2 部分点焊接头的宏观断口形貌

Fig. 2 Macroscopic fracture morphology of part of spot welded joints. (a) 1 group macroscopic fracture morphology in IF; (b) 2 group macroscopic fracture morphology in PF

初始断裂位置在热影响区靠近熔合线附近, 距熔合线的距离 W_1 几乎为 0; 3 号组合中, 初始断裂位置常常位于热影响区内, 距熔合线的距离 W_1 约为 1.5 mm; 4 号组合中, 初始断裂位置位于热影响区, 距熔合线的距离 W_1 约为 0.25 mm; 5 号组合断裂发生在熔合线附近。

板材强度的差异使初始断裂位置由 3 号组合中的双相钢 DP600GI 侧转变 4 号组合中的低碳钢 DX56D + Z 侧, 对比 4 号和 5 号组合可以看出, 板材厚度的差异对 PF 时的初始断裂位置没有影响。

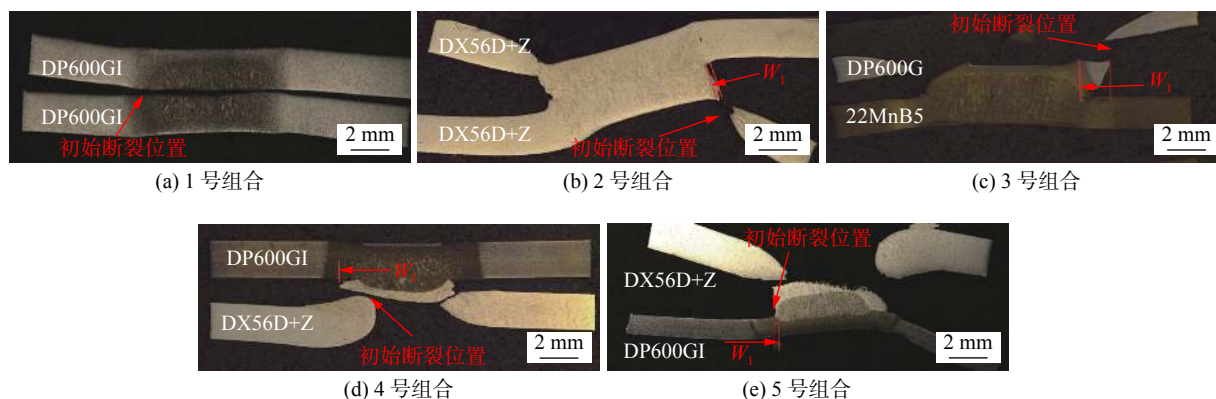


图 3 点焊接头的初始断裂位置

Fig. 3 Failure initiation area of spot welded joints. (a) 1 group; (b) 2 group; (c) 3 group; (d) 4 group; (e) 5 group

2.3 金相及微观硬度分布

五种组合的宏观金相及其微观硬度曲线如图 4 所示. 1 号组合, 熔核中心的微观硬度约为 410 HV, DP600GI 母材的微观硬度约为 200 HV, 热影响区

宽度约为 1 mm, 由母材到熔合线方向其微观硬度逐渐提高; 2 号组合, 熔核中心的微观硬度约为 210 HV, DX56D + Z 母材的微观硬度约为 90 HV, 热影响区宽度约为 1.5 mm, 由母材到熔合线方向

其微观硬度逐渐提高; 3 号组合, 熔核中心的微观硬度约为 450 HV, 22MnB5 侧母材的微观硬度约为 500 HV, 热影响区宽度约为 1 mm, 22MnB5 热影响区外侧母材在焊接过程中经历了回火处理, 导致该区域发生了局部软化使得微观硬度有所降低大约为 300 HV, DP600GI 侧热影响区宽度约为 1.75 mm;

4 号组合, 熔核中心的微观硬度约为 360 HV, 由于熔核中心的碳元素及合金元素含量小于 DP600GI 侧热影响区, 因此 DP600GI 侧热影响区微观硬度最大, 宽度约为 1.5 mm, DX56D+Z 侧热影响区宽度约为 1.75 mm; 5 号组合与 4 号组合的硬度曲线类似。

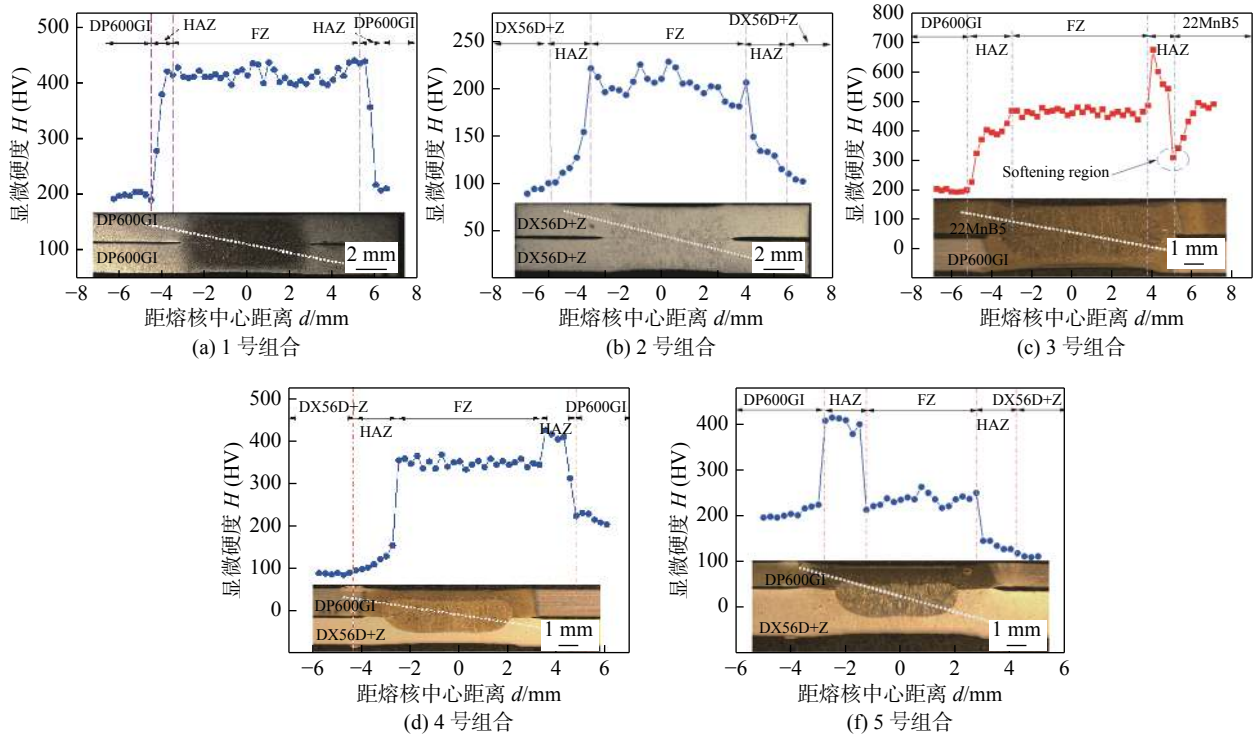


图 4 宏观金相及微观硬度曲线

Fig. 4 Macrometallography and microhardness curve. (a) 1 group; (b) 2 group; (c) 3 group; (d) 4 group; (e) 5 group

对比 1 号, 2 号, 3 号, 4 号组合, 板材强度的不同未对熔核形状造成很大的影响, 熔核基本呈近似椭圆形, 并且未发生偏移熔核, 但板材强度的不同会使微观硬度曲线有所不同, 例如热成形钢的微观硬度会存在软化现象; 对比 4 号和 5 号组合, 单纯改变 DP600GI 侧的厚度并未对微观硬度曲线形状造成影响, 但是会改变熔核内部的微观硬度, 并且熔核形状不对称, 存在一定的熔核偏移。

3 电阻点焊临界熔核尺寸预测模型

3.1 临界熔核尺寸模型的建立

汽车工业标准中能够保证同种强度、同种厚度的低碳钢点焊接头产生拔出断裂的临界熔核尺寸如式 (1) 所示, 即

$$D = 4t^{0.5} \quad (1)$$

式中: D 为临界熔核尺寸; t 为板厚。

有研究表明^[7], 对于 DP600, DP980, TRIP800 等先进高强钢以及铝合金等, 该公式不能保证点焊接头获得拔出断裂^[8]. 因此提出了新的临界熔核尺寸的模型, 并与先前的试验数据及工业标准的预测公式进行了验证和对比。

点焊接头在拉剪过程中, 熔核内部界面处主要受到剪应力, 该剪应力是发生 IF 的驱动力, 而在熔核周围受到正应力, 该正应力是发生拔出断裂的驱动力, 可以得到受力分布如图 5 所示。

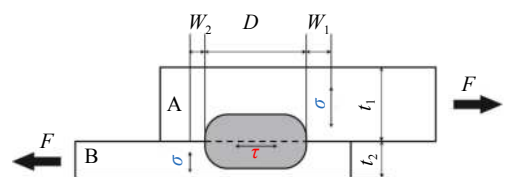


图 5 非等强非等厚电阻点焊接头受力分析
Fig. 5 Stress conditions analysis of resistance spot welds in different strengths and thicknesses

当点焊接头发生 IF, 考虑界面在受力时熔核中缩孔、缩松等焊接缺陷的影响^[9], 此时界面受到的剪应力达到最大发生断裂, 受力状态应满足式 (2), 即

$$F_{IF} = P \frac{\pi}{4} D^2 \tau \quad (2)$$

式中: τ 为熔核的剪切强度; 焊接缺陷因子 P 用于描述熔核中焊接缺陷的程度, $P = (A_1 - A_2)/A_2$, 且 $0 < P \leq 1$, A_1 为熔核的总面积, A_2 为缩孔、缩松等焊接缺陷所占面积。

当点焊接头发生在 A 板的 PF, 此时熔核周围分布的正应力达到最大发生断裂, 其受力状态应满足式 (3), 即

$$F_{PF1} = \pi(D + 2W_1)t_1R_{m1} \quad (3)$$

式中: t_1 为 A 板的板厚; R_{m1} 为 A 板的抗拉强度; W_1 为 A 板拔出断裂位置距熔合线的距离。

类似地当点焊接头发生在 B 板的 PF 时, 其受力状态满足式 (4), 即

$$F_{PF2} = \pi(D + 2W_2)t_2R_{m2} \quad (4)$$

式中: t_2 为 B 板的板厚; R_{m2} 为 B 板的抗拉强度; W_2 为 B 板拔出断裂位置距熔合线的距离。

造成电阻点焊存在不同断裂模式的根本原因是电阻点焊接头在拉剪过程中不同受力状态间的竞争关系, 由图 6 中可以看出, IF 受力曲线可以用一条通过原点的抛物线表示, 而 A 板和 B 板 PF 受力曲线可以各用一条直线来表示。在拉剪过程中, 随着载荷的增加, 点焊接头的断裂模式如下。

(1) 当 $F_{PF2} > F_{PF1} > F_{IF}$ 时, 发生 IF 所需的驱动力小于 A 板 PF 的驱动力, 也小于 B 板 PF 的驱动力, 最终接头发生 IF, 如图 6 中区域 A 所示。

(2) 当 $F_{PF2} > F_{PF} > F_{PF1}$ 时, 发生 IF 所需的驱动

$$D_{CR} = \min \left\{ \frac{2t_1H_{FL1}}{0.6PH_{FZ}} \left[1 + \left(1 + \frac{1.2PH_{FZ}W_1}{t_1H_{FL1}} \right)^{0.5} \right], \frac{2t_2H_{FL2}}{0.6PH_{FZ}} \left[1 + \left(1 + \frac{1.2PH_{FZ}W_2}{t_2H_{FL2}} \right)^{0.5} \right] \right\} \quad (6)$$

式中: H_{FL1} 是 A 板拔出断裂位置的微观硬度; H_{FZ} 是熔核内部的微观硬度; H_{FL2} 是 B 板拔出断裂位置的微观硬度。

3.2 临界熔核尺寸模型的验证

针对两层板点焊接头的五种组合 1 号 ~ 5 号, 将前面试验中得到的各项有关数据代入式 (6) 可以预测临界熔核尺寸 D_{CR} , 并与试验中得到的结果及工业标准 $4t^{0.5}$ 的推荐值进行了对比分析, 结果如

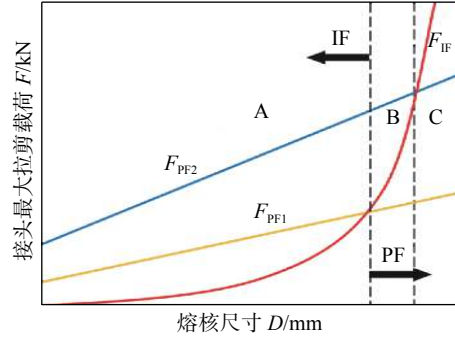


图 6 电阻点焊接头断裂模式转变原理示意图

Fig. 6 Schematic of transitions mechanism of failure modes in resistance spot welds

力大于 A 板 PF 的驱动力, 但是小于 B 板 PF 的驱动力, 导致接头 PF 且初始断裂位置在 A 板侧, 如图 6 中区域 B 所示。

(3) 当 $F_{IF} > F_{PF2} > F_{PF1}$ 时, 发生 IF 所需的驱动力大于 A 板 PF 的驱动力, 同时也大于 B 板 PF 的驱动力, 即拉应力先于剪应力到达临界值, 但 A 板 PF 的驱动力更快到达临界值, 导致接头 PF 且初始断裂位置仍在 A 板侧, 如图 6 中区域 C 所示。

只要熔核尺寸满足图 6 中 B 或 C 区域, 即 $F_{IF} > F_{PF1}$ 或 $F_{IF} > F_{PF2}$, 那么接头都可以发生拔出断裂, 这个条件等价于式 (5), 即

$$F_{IF} > \min(F_{PF1}, F_{PF2}) \quad (5)$$

通常对于钢铁等塑性材料, 可以认为熔核的剪切强度 $\tau = 0.6R_m$ (R_m 为抗拉强度)。直接测量接头各微区的强度较为困难, 而对于钢铁材料来说强度值和硬度值有简单的正比例关系 $R_m = kHV$ (k 为比例常数, H 为硬度)。考虑以上因素后通过求解式 (2) ~ 式 (5) 联立的方程并简化后可以得到式 (6), 即

表 6 所示。

通过表 6 的对比可以看出, 工业标准 $4t^{0.5}$ 所推荐的临界熔核尺寸仅组合 2 号, 5 号与之有对应关系, 其余组合的临界熔核尺寸均与试验结果相差很大, 不适用于异种强度异种厚度点焊接头的情况, 也无法判断拔出断裂的位置; 采用式 (6) 预测得到的临界熔核尺寸与试验结果符合较好, 可以直接判断拔出断裂的初始断裂位置。

表 6 试验实测、工业标准 $4t^{0.5}$ 推荐以及式 (6) 预测得到的临界熔核尺寸 D_{CR} 的对比

Table 6 Comparison of critical nugget size in experiments, industrial standard $4t^{0.5}$ and predicted by equation (6)

组合	试验中实测值 D_{CR}/mm	试验中拔出断裂位置	工业标准 $4t^{0.5}$ 推荐的 D_{CR}/mm	式(6)预测得到的 D_{CR}/mm	式(6)预测得到的断裂位置
1号	>8.0	界面断裂	5.66	8.11	界面断裂
2号	5.7	任意侧	5.66	5.71	任意侧
3号	9.8	DP600GI	5.66	9.16	DP600GI
4号	<3.7	DX56D + Z	5.66	3.33	DX56D + Z
5号	5.6	DX56D + Z	4.90	5.00	DX56D + Z

4 结论

(1) 板材强度因素会直接影响两层板点焊接头断裂模式、断裂位置以及力学性能,但对于熔核形状几乎无影响且不会产生熔核偏移现象,板材强度的增加提高了同种强度板材点焊接头界面断裂倾向,而当点焊接头使用异种强度的板材时可以降低接头界面断裂倾向。

(2) 板材厚度因素会影响熔核形状且引起熔核偏移现象,减少板厚使得断裂模式发生了直接改变,但基本不影响断裂位置和最大载荷。

(3) 减小 H_{FL}/H_{FZ} 的比值,减小板材厚度、减少熔核中的缺陷、拔出断裂的位置距熔合线的距离越小,则临界熔核尺寸越小,降低界面断裂倾向。

(4) 文中提出的临界熔核尺寸公式预测得到的临界熔核尺寸与试验结果基本符合,相比工业标准 $4t^{0.5}$,该公式可应用于异种强度异种厚度两层板点焊接头,且可以直接判断拔出断裂的初始断裂位置。

参考文献

[1] 范子杰, 桂良进, 苏瑞意. 汽车轻量化化技术的研究与进展 [J]. 汽车安全与节能学报, 2014, 5(1): 1 – 16.

Fan Zijie, Gui Liangjin, Su Ruiyi. Research and development of automotive lightweight technology[J]. Journal of Automotive Safety and Energy, 2014, 5(1): 1 – 16.

[2] Pouranvari M, Marashi S P H. Failure mode transition in AHSS resistance spot welds. Part I. Controlling factors[J]. Materials Science & Engineering A, 2011, 528(29–30): 8337 – 8343.

[3] 贺地求, 刘杭琪, 赖瑞林. MS1400/DP980 钢的电阻点焊的工艺

性能分析 [J]. 焊接学报, 2018, 39(4): 104 – 108.

He Diqu, Liu Hangqi, Lai Ruilin. Analysis on resistance spot welding process performance of MS1400 and DP980[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2018, 39(4): 104 – 108.

[4] 解瑞军, 李从增, 郑纲, 等. TRIP980 高强钢电阻点焊接头的组织及力学性能 [J]. 焊接学报, 2019, 40(1): 119 – 123, 136.

Xie Ruijun, Li Congzeng, Zheng Gang, *et al.* Study on microstructure and mechanical properties of spot welded joints of TRIP980 high strength steel[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2019, 40(1): 119 – 123, 136.

[5] Yu H P, Hu M Q, Liu Y H, *et al.* Analysis of the effect of geometrical parameters on fatigue performance of spot-weld joint for ultrahigh strength steel[J]. China Welding, 2016, 25(4): 34 – 41.

[6] Pouranvari M. Susceptibility to interfacial failure mode in similar and dissimilar resistance spot welds of DP600 dual phase steel and low carbon steel during cross-tension and tensile-shear loading conditions[J]. Materials Science & Engineering A, 2012, 46: 129 – 138.

[7] Choi H S, Park G H, Lim W S, *et al.* Evaluation of weldability for resistance spot welded single-lap joint between GA780DP and hot-stamped 22MnB5 steel sheets[J]. Journal of Mechanical Science & Technology, 2011, 25(6): 1543 – 1550.

[8] Marya M, Wang K, Hector L G, *et al.* Tensile-shear forces and fracture modes in single and multiple weld specimens in dual-phase steels[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2006, 128(1): 287 – 298.

[9] Wan X, Wang Y, Fang C. Welding defects occurrence and their effects on weld quality in resistance spot welding of AHSS Steel[J]. Isij International, 2014, 54(8): 1883 – 1889.

第一作者简介:孔 谅, 1966 年出生, 博士, 副研究员;主要从事材料连接的界面行为及接头性能等方面的研究工作;已发表 50 余篇论文;Email: ingerkongliang@sjtu.edu.cn.

通信作者简介:王敏, 教授;Email: wang-ellen@sjtu.edu.cn.

(编辑: 孟君晟)