

特种成形

## 下板厚度对钢/铝自冲铆接接头单搭剪切强度的影响

廖品翔, 林建平, 闵峻英, 戚成威

(同济大学机械与能源工程学院, 上海 201804)

**摘要:** 以 CR590 钢/AA6022-T4 铝合金以及 CR590 钢/S-6000-IH 铝合金单搭剪切接头作为实验对象, 借助有限元仿真研究了下板厚度对钢/铝自冲铆接接头单搭剪切强度的影响规律。分别建立了 2D 自冲铆接过程以及 3D 自冲铆接接头单搭剪切的有限元仿真模型, 并通过自冲铆接接头实验的失效模式与载荷-位移曲线验证了仿真的准确性。分析结果表明: 当 AA6022-T4 铝合金下板与 S-6000-IH 铝合金下板的厚度由 1.2 mm 增加至 3.0 mm 时, SPR 接头的单搭剪切强度开始由 3.7 与 2.8 MPa 增加至 4.5 与 4.2 MPa, 而后趋于稳定。并研究了不同铝合金下板厚度对 SPR 接头关键尺寸(底切量、剩余厚度和垂直互锁值)的影响, 进而揭示了下板厚度对 SPR 接头单搭剪切强度的影响机理, 发现: 对于两种 SPR 接头, 接头剩余厚度均随着下板厚度的增加而线性增大, 但该尺寸不影响铆钉的锁合性能; 而底切量随下板厚度的增大保持在 0.5 mm 不变; 垂直互锁值则随着下板厚度的增加先线性增加, 当下板厚度大于 2.0 mm 时则基本保持不变, 对于 S-6000-IH 铝合金下板以及 AA6022-T4 铝合金下板, 其饱和值分别为 1.2 以及 1.0 mm, 因此导致铆钉与工件材料的锁合程度随下板厚度的增大先增大后保持不变, 使接头单搭剪切强度也同样呈这一变化规律。

**关键词:** 自冲铆接; 异种材料; 单搭剪切强度; 厚度; 接头

**DOI:** 10.13330/j.issn.1000-3940.2022.07.021

**中图分类号:** TG115.2

**文献标志码:** A

**文章编号:** 1000-3940 (2022) 07-0145-09

## Influence of lower plate thickness on single lap shear strength of joint in steel and aluminum self-piercing riveting

Liao Pinxiang, Lin Jianping, Min Junying, Qi Chengwei

(School of Mechanical Engineering, Tongji University, Shanghai 201804, China)

**Abstract:** For single lap shear joints of CR590 steel/AA6022-T4 aluminum alloy and CR590 steel/S-6000-IH aluminum alloy, the influence laws of the lower plate thickness on the single lap shear strength in steel and aluminum self-piercing riveting (SPR) joint was studied by finite element simulation. Then, finite element simulation models of the 2D self-piercing riveting process and the single lap shear strength of 3D self-piercing riveting joint were established respectively, and the accuracy of simulation was verified by the failure mode and the load-displacement curve through the self-piercing riveting joint experiment. The results show that when the thicknesses of lower plates with AA6022-T4 aluminum alloy and S-6000-IH aluminum alloy increase from 1.2 to 3.0 mm, the shear strengths of SPR joint increase from 3.7 and 2.8 MPa to 4.5 and 4.2 MPa, and then tend to be stable. Furthermore, the influences of the thicknesses of lower plates for different aluminum alloys on the key dimensions of SPR joint (undercut amount, residual thickness and vertical interlock value) were studied, and the influence mechanism of the lower plate thickness on the single lap shear strength of SPR joint was revealed. It is found that for the two SPR joints, the residual thickness of joint increases linearly with the increasing of the lower plate thickness, but this dimension does not affect the locking performance of the rivet. However, the undercut amount remains 0.5 mm with the increasing of the lower plate thickness, and the vertical interlock value increases linearly with the increasing of the lower plate thickness. When the thickness is larger than 2.0 mm, the vertical interlock value remains basically unchanged. For S-6000-IH and AA6022-T4 aluminum alloy lower plates, their saturation values are 1.2 and 1.0 mm respectively. Thus, the locking degree of the rivet and workpiece material increases first and then remains unchanged with the increasing of the lower plate thickness, so that the single lap shear strength of joint also exhibits this change law.

**Key words:** self-piercing riveting; dissimilar materials; single lap shear strength; thickness; joint

随着当今汽车行业对汽车轻量化的要求日益提

高, 传统的钢制车身已无法完全满足轻量化的要求, 而铝合金因其密度低、比强度高的优点, 在车身制造中的应用日益广泛<sup>[1-2]</sup>, 因此产生了钢/铝之间异种材料连接的需求。自冲铆接 (Self-Piercing Riveting, SPR) 作为一种无需预制孔的冷连接工艺, 因其无污染、无噪音、不引入热影响、对材料表面特

收稿日期: 2021-07-15; 修订日期: 2021-10-19

作者简介: 廖品翔 (1997-), 男, 硕士研究生

E-mail: liaopx3008@163.com

通信作者: 林建平 (1958-), 男, 博士, 教授

E-mail: jplin58@tongji.edu.cn

性无要求且具有较高的接头强度以及较好的疲劳性能等优点,被广泛应用于钢/铝材料的连接中<sup>[3-5]</sup>。目前,国内外学者针对铆钉尺寸、铆钉材料强度、铆接下压力、被连接件性能(包括强度、厚度以及延展性)、层叠顺序以及凹模尺寸对接头力学性能的影响进行了较多研究<sup>[6]</sup>,其中大部分因素对接头尺寸及性能的影响已较为明确,而下板厚度对自冲铆接接头强度的影响规律目前尚不明确,不同学者对此得到了不同的结论,因此本文将以钢/铝异种材料组合为研究对象,揭示下板厚度对自冲铆接接头单搭剪切强度的影响机理。

针对不同因素对铆接接头的影响,Li D Z 等<sup>[7]</sup>研究了钉脚形状对接头强度的影响,发现钉脚较尖的铆钉在铆接过程中可以获得较大的底切量,因而可以获得更高的单搭剪切强度。Mucha J<sup>[8]</sup>利用有限元仿真模型对 4 种不同铆钉材料的自冲铆接过程进行了研究,发现铆钉与基板之间的屈服强度比越大,铆钉的张开程度越大,因而底切量增大。Li D Z 等<sup>[9]</sup>研究发现,接头底切量会随着铆接下压力的增加而增加,同时接头的单搭剪切强度也随之增加。Abe Y 等<sup>[10]</sup>以及 Stephens E V 等<sup>[11]</sup>对高强钢、中强钢和铝合金之间的自冲铆接强度进行了研究,结果发现,将较硬且较薄的钢板置于接头上层时可以获得更高的接头单搭剪切强度,因此在本文中,选择将钢板置于接头上层,铝合金板置于接头下层的层叠顺序进行研究。金鑫<sup>[12]</sup>研究了凹模尺寸对自冲铆接接头的影响,发现较小的凹模尺寸可以获得更大的接头底切量。针对下板材料性能对接头力学性能的影响,Li D Z 等<sup>[13]</sup>发现对于 AA6008 铝合金和 AA5754 铝合金制作的接头,下板厚度对接头单搭剪切强度及十字剥离强度的影响不显著,而 Zhang C Y 等<sup>[14]</sup>以铸造铝合金/DP 钢自冲铆接接头为研究对象,发现将 DP 钢置于下板时,随着下板厚度及强度的增加,接头的单搭剪切强度显著提升。

为了获得更加准确的结果,需要大量的不同下板厚度下的接头关键尺寸以及强度数据,因此本文采用有限元仿真手段对其进行研究,相比于实验手段更加经济、高效。针对自冲铆接的有限元仿真,国内外许多学者进行了相关研究,证明了有限元仿真的准确性以及利用仿真模型进行研究的可行性。Cacko R<sup>[15]</sup>使用 MSC. Marc 软件对 1020 钢自冲铆接过程进行了二维有限元仿真,并将结果旋转成为三维模型后仿真了接头的单搭剪切失效过程,发现在仿真过程中加入材料损伤准则可以提高有限元仿真

精度。Porcaro R 等<sup>[16]</sup>以及 Moraes J F C 等<sup>[17]</sup>分别对铝合金自冲铆接接头以及 AM60B 镁合金/AA6082 铝合金的自冲铆接接头进行了接头失效仿真,发现将铆接过程中的应力、应变历史导入到失效仿真中可以进一步提高有限元仿真的精度。因此,为了建立准确而高效的自冲铆接失效过程有限元仿真模型,通常的做法为利用 2D 模型对铆接穿透过程进行有限元仿真获得铆接区域的横截面,随后将结果旋转至三维空间,以插值形式导入材料的应力、应变历史后进行失效仿真。本文同样采用这种方式,将 CR590(厚度为 1.1 mm)钢板作为上板,两种铝合金材料(AA6022-T4 及 S-6000-IH)作为下板,利用 Simufact Forming 14.0 有限元仿真软件进行自冲铆接穿透过程及单搭剪切失效过程的联合仿真,针对下板厚度对自冲铆接接头截面尺寸的影响进行研究,基于此揭示下板厚度对单搭剪切强度的影响机理。

## 1 实验

### 1.1 材料

本文基板材料选用冷轧镀锌钢板 CR590(厚度为 1.1 mm)、S-6000-IH 铝合金板(厚度为 1.2 mm)、AA6022-T4 铝合金板(厚度为 2.0 mm)。为了建立准确的有限元仿真模型,分别选用 Hollomon 本构方程<sup>[18]</sup>(式(1))与 Johnson-Cook 断裂模型<sup>[19]</sup>(式(2))对材料的硬化行为和损伤失效行为进行描述。利用拉伸实验获得的基板材料力学性能及模型参数,如表 1 所示。铆钉材料为 37Cr4 冷锻钢,选用饱和的 Hockett-Sherby 模型<sup>[20]</sup>(式(3))描述其应力、应变关系,利用压缩实验反推其材料力学性能与模型参数,如表 2 所示,由于铆接穿透过程及单搭剪切失效过程中不涉及铆钉的断裂失效,因此本文无需考虑铆钉材料的断裂模型。

$$\sigma = K \cdot \varepsilon^n \quad (1)$$

式中: $\sigma$ 为材料的流动应力; $\varepsilon$ 为材料的应变; $K$ 为硬化系数; $n$ 为硬化指数。

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \cdot e^{D_3 \eta}] \quad (2)$$

式中: $\varepsilon_f$ 为等效断裂应变; $\eta$ 为应力三轴度,即静水应力与等效应力之比; $D_1 \sim D_3$ 为模型相关参数。

$$\sigma = B - (B - R_{eL}) \cdot e^{-m \varepsilon_p^{n'}} \quad (3)$$

式中: $\varepsilon_p$ 为材料的塑性应变; $R_{eL}$ 为材料的屈服强度;

表 1 基板材料力学性能及各模型参数

Table 1 Mechanical properties and model parameters of substrate materials								
材料	弹性模量/GPa	抗拉强度/MPa	屈服强度/MPa	$K/\text{MPa}$	$n$	$D_1$	$D_2$	$D_3$
CR590 钢	198	621	369	999.4	0.174	0.70	0.50	5.00
S-6000-IH 铝合金	67	220	120	409.0	0.231	-0.77	1.45	0.47
AA6022-T4 铝合金	67	272	159	449.6	0.184	0.30	0.54	2.28

表 2 铆钉材料力学性能及其本构模型参数

Table 2 Mechanical properties and constitutive model parameters of rivet materials						
材料	弹性模量/GPa	抗拉强度/MPa	$R_{\text{el}}/\text{MPa}$	$B/\text{MPa}$	$m$	$n'$
37Cr4 钢	210	1700	1555.3	1762.3	51.2	0.80

$B$  为材料的饱和应力； $m$  和  $n'$  为模型相关参数。

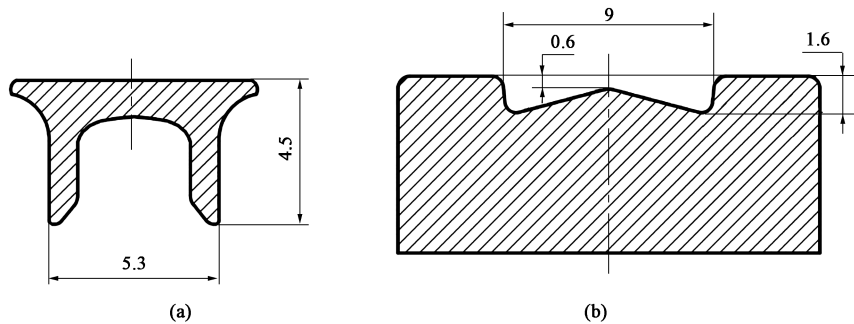


图 2 铆钉 (a) 及凹模 (b) 尺寸示意图

Fig. 2 Dimension schematic diagrams of rivet (a) and die (b)

表 3 自冲铆接接头材料组合

Table 3 Material combinations for SPR joints		
材料组合	SPR-A	SPR-B
上板	CR590 钢 (1.1 mm)	CR590 钢 (1.1 mm)
下板	S-6000-IH 铝合金	AA6022-T4 铝合金

自冲铆接接头准静态单搭剪切实验在 MTS 45.105-ATBC 万能材料试验机上进行, 拉伸速度为  $10\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$ , 为了保证接头失效过程中拉伸力与接头中心轴线一致, 在接头两端放置有厚度与工件厚度相同的垫片。每种接头重复 3 次实验。

2 有限元仿真

建立自冲铆接接头单搭剪切失效仿真的方法,

1.2 自冲铆接接头制作

如图 1 所示, 单搭剪切铆接试样的尺寸为  $120\text{ mm}\times 38\text{ mm}$ , 搭接区域的尺寸为  $38\text{ mm}\times 38\text{ mm}$ , 铆接点位于搭接区域的中心。自冲铆接接头制作均在 Epress 智能锁铆实验机上进行, 本文选用的沉头铆钉及凹模尺寸如图 2a 和图 2b 所示, 铆接速度设为  $1\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ , 铆接终止力为 50 kN。本文研究的自冲铆接接头组合如表 3 所示, 包括 CR590 钢/S-6000-IH 铝合金接头以及 CR590 钢/AA6022-T4 铝合金接头 (后文分别简称为 SPR-A 以及 SPR-B)。

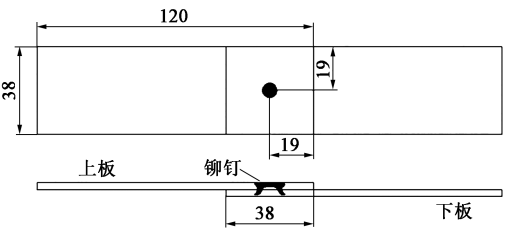


图 1 单搭剪切接头尺寸示意图

Fig. 1 Dimension schematic diagram of single lap shear joint

如图 3 所示, 具体流程如下。

(1) 同济大学汽车轻量化实验室前期利用 Simufact Forming 14.0 已建立了 2D 首冲铆接过程有限元仿真模型<sup>[21]</sup>, 利用该模型对首冲铆接过程进行有限元仿真 (图 4)。冲头下压速度与实验一致, 设为  $1\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ ; 压边圈压紧力设为 5 kN。利用  $0.15\text{ mm}\times 0.15\text{ mm}$  的四边形网格对铆钉进行网格划分, 利用  $0.2\text{ mm}\times 0.2\text{ mm}$  的 4 节点波前网格对工件材料进行网格划分, 并对铆钉脚、工件中心区域等大变形区域进行网格细化。为防止大应变过程中网格出现畸变从而影响计算精度, 对工件材料设置了自适应网格重划分。下板与凹模之间的摩擦因数设为 0.40, 其余接触面的摩擦因数均设为 0.15<sup>[22]</sup>。如图 5 所示, 对于 SPR-A 组合 (下板厚度为 1.2 mm) 以及 SPR-B 组合 (下板厚度为 2.0 mm) 均可以准确地模拟接

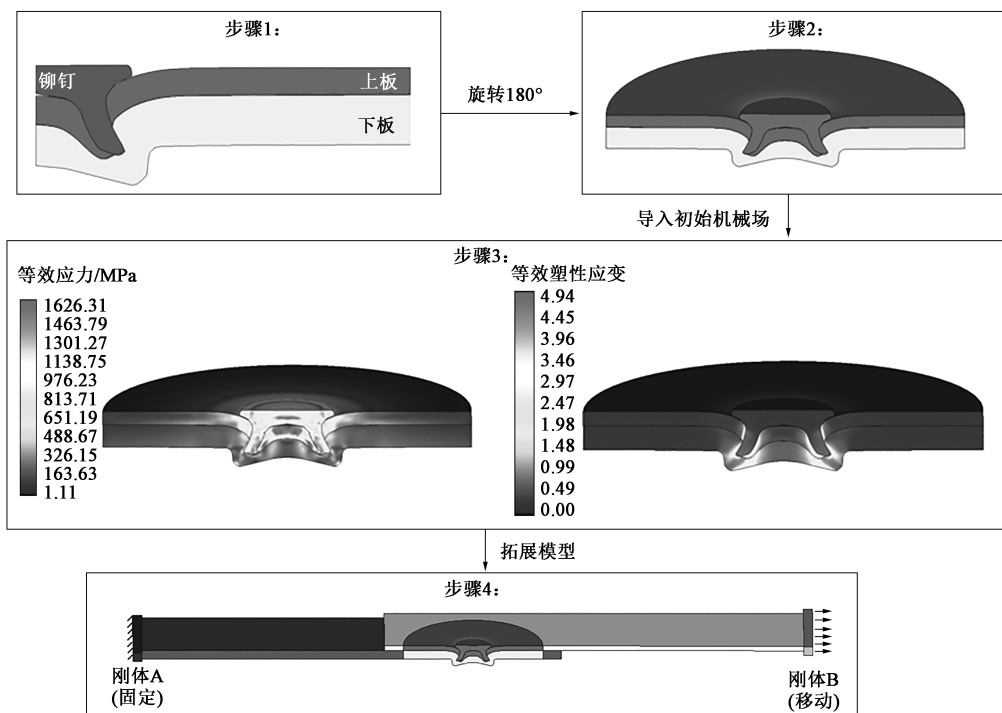


图3 单搭剪切失效过程有限元仿真模型建立方法

Fig. 3 Establishment method of FE simulation model for single lap shear failure process

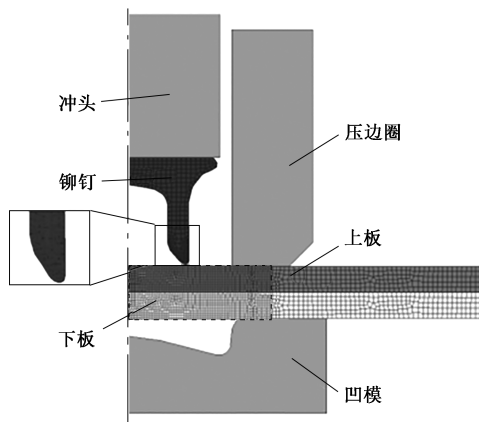


图4 2D自冲铆接过程有限元仿真模型示意图

Fig. 4 Schematic diagram of FE simulation model for 2D SPR process

头的关键截面尺寸，仿真结果与实验结果的吻合程度良好。本文将利用该有限元仿真模型获得不同下板厚度下两种自冲铆接接头的截面关键尺寸。

(2) 将步骤(1)中获得的接头截面结果进行旋转，得到接头连接区域的三维有限元仿真模型，由于SPR接头为轴对称形状，为了减少计算量，仅旋转 $180^\circ$ 作 $1/2$ 模型。

(3) 由于自冲铆接过程中会产生较大的塑性应变，存在明显的加工硬化现象，对接头的力学性能带来影响。为了确保单搭剪切失效仿真的准确性，将2D自冲铆接过程仿真模型中获得的截面应力、

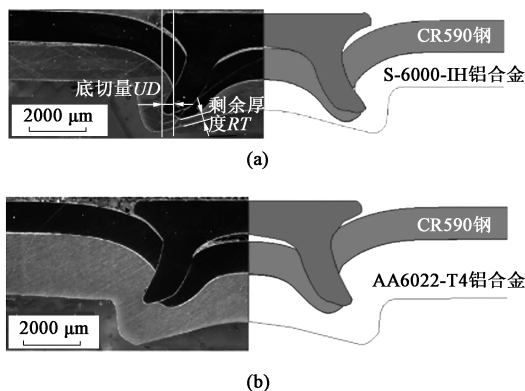


图5 SPR接头截面有限元仿真结果与实验结果对照图

(a) SPR-A (b) SPR-B

Fig. 5 Comparison diagrams of SPR joint cross-sections between simulation and experimental results

应变分布结果映射到3D单搭剪切失效仿真模型中。

(4) 对步骤(3)中获得的3D模型进行扩展，通过粘合接触将模型补全成为完整的单搭剪切接头，并在接头两端设有刚体用于控制接头的拉伸运动，其中刚体A固定不动，刚体B以 $10 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 的速度运动。网格划分如图6所示，对接头关键区域内使用 $0.3 \text{ mm}$ 的四面体网格进行划分，并对铆钉附近的区域进行网格细化；对其余非关键区域使用 $1 \text{ mm}$ 的四面体网格进行划分。所有接触面的摩擦因数均设为 $0.15$ 。



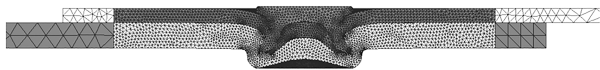


图6 3D单搭剪切失效有限元仿真模型示意图

Fig. 6 Schematic diagram of FE simulation model for 3D single lap shear failure

为了验证该有限元仿真模型对接头强度仿真的准确性,分别比较了仿真结果与实验结果的失效模

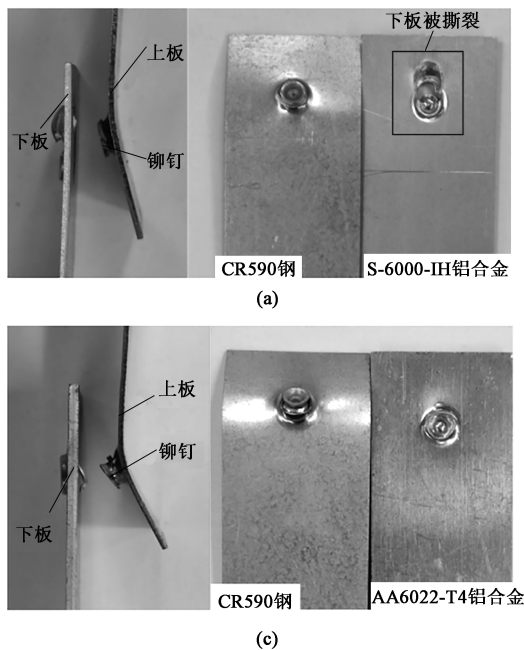


图7 SPR单搭剪切接头失效形式的仿真与实验结果对比

(a) SPR-A, 实验 (b) SPR-A, 仿真 (c) SPR-B, 实验 (d) SPR-B, 仿真

Fig. 7 Comparison of failure modes for SPR single lap shear joints between simulation and experiment results

(a) SPR-A, experiment (b) SPR-A, simulation (c) SPR-B, experiment (d) SPR-B, simulation

图8展示了两种接头实验与仿真结果的载荷-位移曲线对比。如图8所示,对于SPR-A和SPR-B,其强度的误差分别为4.4%与5.1%,载荷-位移

式(图7)以及失效过程中的载荷-位移曲线(图8)。如图7a和图7b所示,对于SPR-A接头(下板厚度为1.2 mm),上板的弯曲程度较小,下板材料被明显撕裂;如图7c和图7d所示,对于SPR-B(下板厚度为2.0 mm),上板的弯曲程度较大,下板材料的撕裂程度较轻。对比两种材料组合下的仿真结果和实验结果,证明该有限元仿真模型可以准确地模拟接头的失效形式。

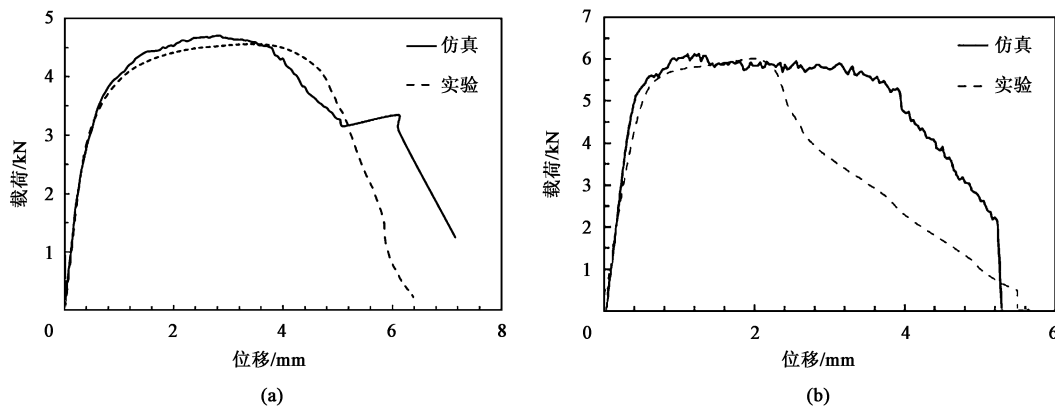


图8 SPR单搭剪切接头载荷-位移曲线的仿真与实验结果对比

(a) SPR-A (b) SPR-B

Fig. 8 Comparison of load-displacement curves for SPR single lap shear joints between simulation and experiment results

本文主要关注接头的最大失效载荷, 因此认为该有限元仿真模型可以较为准确地预测 SPR 接头强度。

利用该有限元仿真模型, 保持上板材料为 CR590 钢 (厚度为 1.2 mm) 不变, 改变下板的厚度及材料属性, 如表 4 所示, 分别研究了两种材料下板厚度为 1.2~3.0 mm (间隔为 0.1 mm) 时的接头关键尺寸以及单搭剪切强度, 获得了两种 SPR 接头强度随下板厚度变化的影响规律 (图 9)。可以发现对于两种材料下板, 其接头单搭剪切强度均随着下板厚度的增大而线性增加, 当下板厚度达到 2.0 mm 后, 其强度随下板厚度的增大基本不发生变化。

表 4 有限元仿真中使用的材料参数及下板厚度

Table 4 Material parameters and thicknesses of lower plate used in FE simulation

下板材料	K/MPa	n	下板厚度/mm
S-6000-IH 铝合金	409.0	0.231	1.2, 1.3, 1.4, 1.5, 1.6, 1.7, 1.8, 1.9, 2.0, 2.1, 2.2, 2.3, 2.4, 2.5, 2.6, 2.7, 2.8, 2.9, 3.0
			1.2, 1.3, 1.4, 1.5, 1.6, 1.7, 1.8, 1.9, 2.0, 2.1, 2.2, 2.3, 2.4, 2.5, 2.6, 2.7, 2.8, 2.9, 3.0
AA6022-T4 铝合金	449.6	0.184	1.2, 1.3, 1.4, 1.5, 1.6, 1.7, 1.8, 1.9, 2.0, 2.1, 2.2, 2.3, 2.4, 2.5, 2.6, 2.7, 2.8, 2.9, 3.0
			1.2, 1.3, 1.4, 1.5, 1.6, 1.7, 1.8, 1.9, 2.0, 2.1, 2.2, 2.3, 2.4, 2.5, 2.6, 2.7, 2.8, 2.9, 3.0

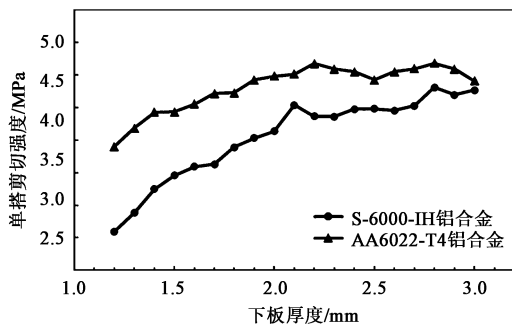


图 9 接头单搭剪切强度随下板厚度的变化曲线

Fig. 9 Changing curves of single lap shear strength for joints with thicknesses of lower plate

### 3 结果与分析

为揭示下板厚度对接头强度的影响机理, 本文将针对下板厚度对接头关键尺寸的影响进行研究, 如图 10 所示, 关键尺寸包括底切量 (Undercut,  $UD$ )、垂直互锁值 (Vertical Interlock,  $VI$ )、剩余厚度 (Residual Thickness,  $RT$ ) 以及钉脚直径 (Foot diameter,  $D_f$ )。

图 11 展示了接头截面关键尺寸随下板厚度的变化规律。随着下板厚度的增加, 两种 SPR 接头的关

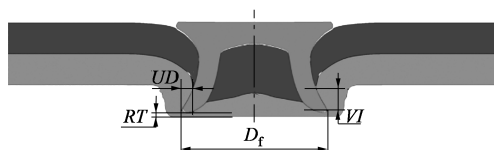


图 10 接头关键尺寸示意图

Fig. 10 Schematic diagram of key dimensions for joint

键尺寸呈现出相似的变化规律: 如图 11a 和图 11b 所示, 对于两种铝合金材料下板, 其剩余厚度均随着下板厚度的增加而线性增大; 而底切量随下板厚度的增大基本保持不变; 垂直互锁值则随着下板厚度的增加先线性增大, 当下板厚度大于 2.0 mm 时基本保持不变。如图 11c 所示, 接头的钉脚张开直径随着下板厚度的增加逐渐减小。

为解释这一变化规律, 图 12 对比了 SPR-B 组合下板厚度分别为 1.2 及 2.0 mm 时的铆接过程。由图 12a 可以发现, 当下板厚度为 1.2 mm 时, 冲头下压量为 0.715 mm 时工件就已被压至凹模底部; 而当下板较厚时, 由于工件刚度较高, 不易发生弯曲, 在将工件下压至凹模底部的过程中铆钉更易刺入上板, 因此在该时刻下工件明显尚未被下压至凹模底部。因此当下板厚度为 1.2 mm 时, 相对于下板厚度为 2.0 mm 的接头, 将工件下压至底模所需的行程明显较短, 且该时刻下铆钉尚未刺入上板, 而对于下板厚度为 2.0 mm 的接头, 此时工件虽然尚未被压至凹模底部, 但是铆钉已明显开始刺入上板。

由图 12b 可以发现, 当下板为 2.0 mm 时, 同样由于工件不易发生弯曲, 铆钉将在更早的时刻刺穿上板, 随后开始刺入下板, 当冲头下压量达到 2.767 mm 时铆钉已完全刺穿上板, 而在该时刻下, 对于下板厚度为 1.2 mm 的接头, 其上板尚未被完全刺穿。通过图 12c 可知, 铆接过程的总下压量随着下板厚度的增加而增加, 当下板厚度较大时, 有更大的下压余量刺入下板, 并且该过程中钉脚向外弯曲的程度更小, 因而可以获得更大的垂直互锁值, 导致垂直互锁值随下板厚度的增大而增大。但是在凹模相同的情况下, 随着工件厚度的增加, 铆钉与凹模侧面之间的材料量增多, 将阻碍铆钉的径向扩张, 因此钉脚直径随着下板厚度的增大而逐渐减小。

如上文所述, 当下板较厚时, 由于铆钉在穿透上板的过程中钉脚的弯曲程度更小, 因此铆钉刺穿上板的位置将会更靠近铆点中心, 如图 12c 所示, 当下板厚度为 1.2 和 2.0 mm 时, 刺穿点与铆点中

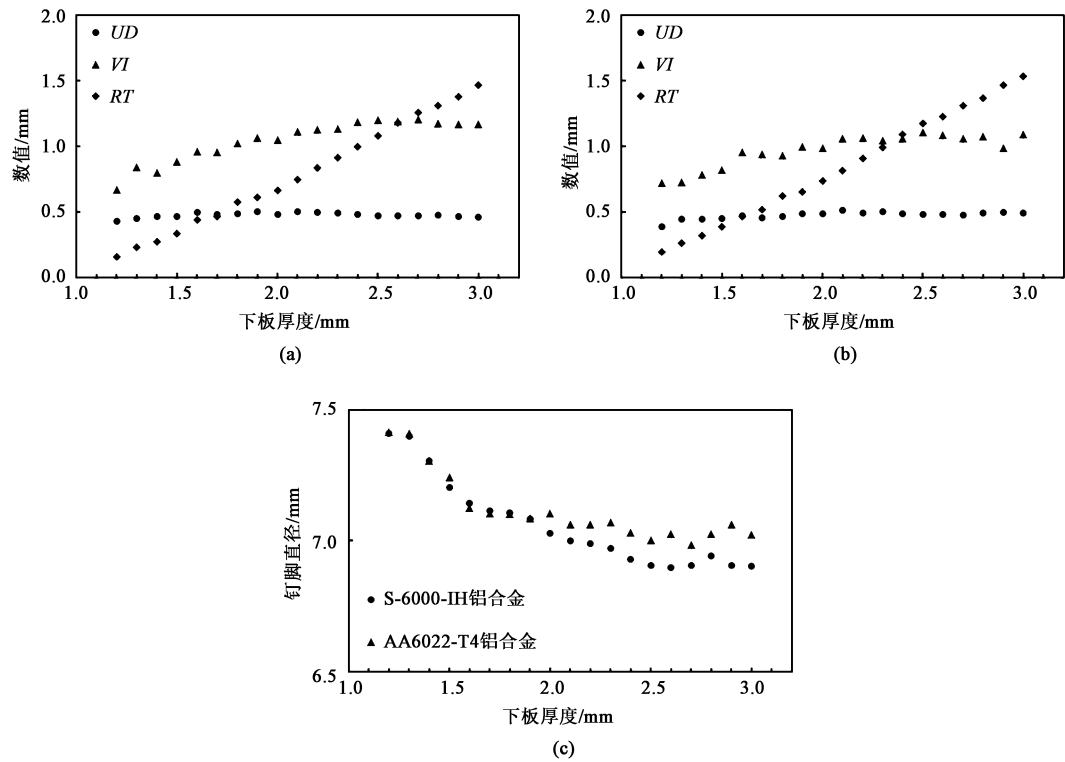


图 11 不同下板材料下的接头截面关键尺寸随下板厚度的变化曲线  
(a) S-6000-IH 铝合金 (b) AA6022-T4 铝合金 (c) 钉脚直径随下板厚度的变化曲线  
Fig. 11 Changing curves of key dimensions for joint cross-section with thicknesses of lower plate under different lower plate materials  
(a) S-6000-IH aluminum alloy (b) AA6022-T4 aluminum alloy (c) Changing curves of foot diameters with thicknesses of lower plate

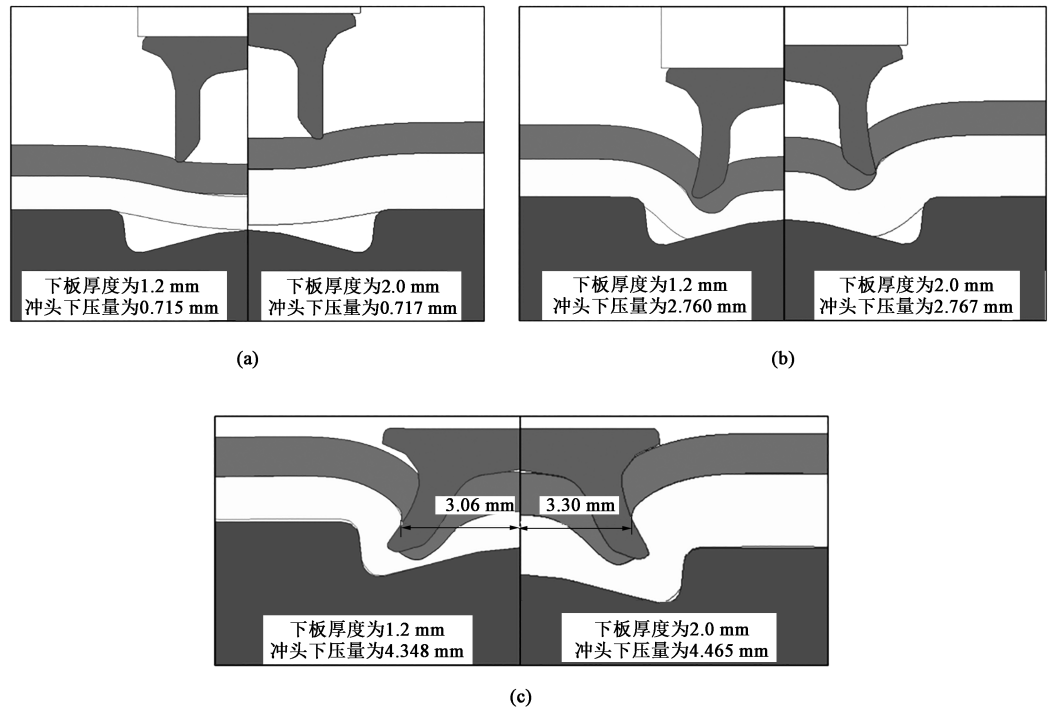


图 12 下板厚度为 1.2 和 2.0 mm 时 SPR-B 的铆接过程  
(a) 工件压至凹模底部 (b) 铆钉刺穿上板 (c) 铆接完成  
Fig. 12 Riveting process for SPR-B under thickness of lower plate of 1.2 and 2.0 mm  
(a) Workpiece pressed to bottom of die (b) Rivet piercing upper plate (c) Finish of riveting

心的距离分别为 3.06 和 3.30 mm, 该值和钉脚直径同时随下板厚度的增大而减小, 因此底切量几乎不随下板厚度的变化而变化。

图 13 比较了下板厚度为 2.0 和 3.0 mm 时的 SPR-B 的铆接过程。随着下板厚度进一步增加, 铆钉将会在更迟的时刻将工件压至凹模底部 (图 13a), 且此时铆钉更深地刺入上板。如图 13b 及图

13c 所示, 当下板厚度增加时, 下压所需要的铆接力增大, 而由于铆接过程使用铆接力控制, 因此导致下板厚度为 3.0 mm 的接头制作过程中冲头总下压量小于下板厚度为 2.0 mm 的接头。且两种接头铆钉完全刺穿上板的时刻相近, 钉脚向外弯曲的程度相近, 因此虽然下板厚度进一步增大, 但是除剩余厚度外的其他各关键尺寸均未发生明显变化。

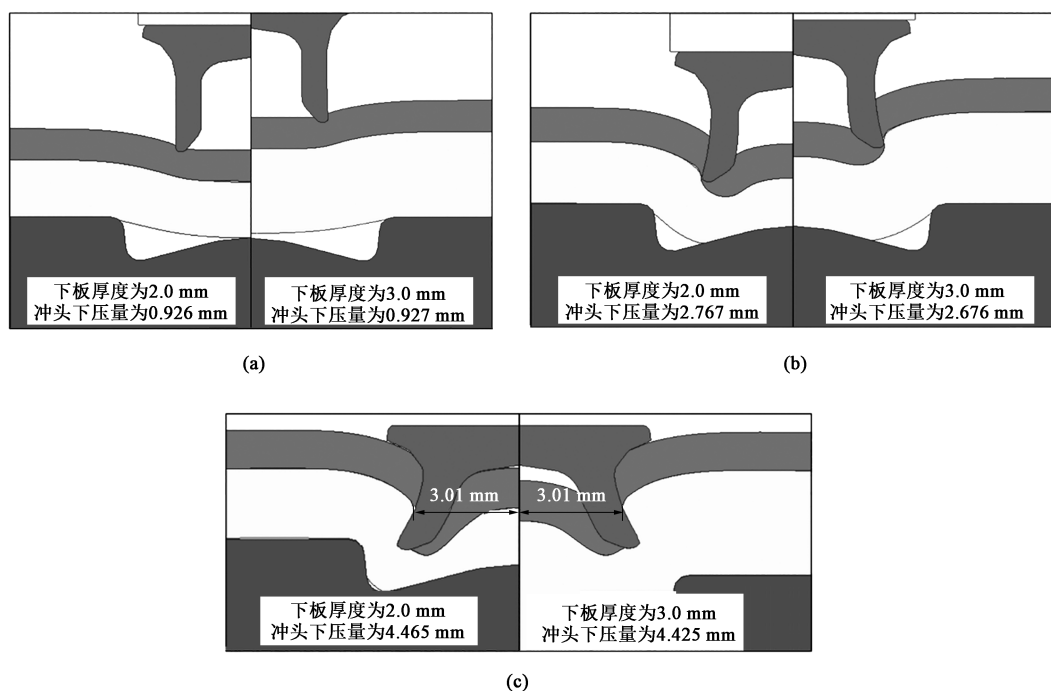


图 13 下板厚度为 2.0 和 3.0 mm 时 SPR-B 的铆接过程

(a) 工件压至凹模底部 (b) 铆钉刺穿上板 (c) 铆接完成

Fig. 13 Riveting process for SPR-B under thickness of lower plate of 2.0 and 3.0 mm

(a) Workpiece pressed to bottom of die (b) Rivet piercing upper plate (c) Finish of riveting

在自冲铆接接头关键尺寸中, 剩余厚度值仅需大于 0.07 mm 即可防止铆钉完全刺穿下层工件<sup>[23]</sup>, 不会影响接头的锁合性能, 因此, 虽然在钢/铝自冲铆接接头中, 剩余厚度始终随下板厚度的增加而线性增大, 但并不影响接头单搭剪切强度。而底切量与垂直互锁值则是在自冲铆接接头中影响铆钉的锁合性能, 进而影响接头力学性能的关键所在。对于钢/铝自冲铆接接头, 其底切量随下板厚度的增加基本不发生变化, 而垂直互锁值则随下板厚度的增加呈现先线性上升后基本不变的规律, 导致铆钉的锁合性能随着下板厚度的增加也呈现出相同的规律。因此如图 9 所示, 两种接头的单搭剪切强度随下板厚度的增加均呈现出先线性增大, 而后当下板厚度大于 2.0 mm 时, 其接头单搭剪切强度随下板厚度的增大基本不发生变化的规律。

由此可知, 对于某一特定凹模, 在一定范围内增加下板厚度可以获得更高的接头力学性能, 但是其适配的工件厚度是存在一定范围的, 下板厚度过大时并不能带来更高的接头强度, 因此, 对于不同厚度的工件材料需选择合适的凹模尺寸进行连接。

## 4 结论

(1) 建立了自冲铆接过程-单搭剪切失效过程的联合有限元仿真模型, 该有限元模型可以准确地模拟自冲铆接单搭剪切接头的失效形式以及最大拉伸载荷, 仿真和实验结果的最大拉伸载荷误差小于 5.1%。

(2) 对于两种钢/铝自冲铆接接头, 随着下板



厚度的增加,其接头关键尺寸均呈现相似的规律:底切量基本保持不变,剩余厚度线性增大,垂直互锁值呈现先线性上升后保持不变的规律,而钉脚直径则与之相反,呈现先线性下降后保持不变的规律。

(3) 由于自冲铆接接头的锁合性能主要受底切量以及垂直互锁值的影响,因此随着下板厚度的增加,接头单搭剪切强度同样呈现先线性上升后基本保持不变的规律。

#### 参考文献:

- [1] 李永兵,李亚庭,楼铭,等. 轿车车身轻量化及其对连接技术的挑战 [J]. 机械工程学报, 2012, 48 (18): 44-54.  
Li Y B, Li Y T, Lou M, et al. Lightweighting of car body and its challenges to joining technologies [J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2012, 48 (12): 44-54.
- [2] 李永兵,马运五,楼铭,等. 轻量化多材料汽车车身连接技术进展 [J]. 机械工程学报, 2016, 52 (24): 1-23.  
Li Y B, Ma Y W, Lou M, et al. Advances in welding and joining processes of multi-material lightweight car body [J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2016, 52 (24): 1-23.
- [3] Mori K, Kato T, Abe Y, et al. Plastic joining of ultra-high strength steel and aluminum alloy sheets by self-piercing rivet [J]. CIRP Annals, 2006, 55 (1): 283-286.
- [4] Martinsen K, Hu S J, Carlson B E. Joining of dissimilar materials [J]. CIRP Annals, 2015, 64 (2): 679-699.
- [5] 张永超,黄志超,贾颖莲. B1500HS 高强度钢与 AA5052 铝合金自冲铆接成形与力学性能分析 [J]. 塑性工程学报, 2021, 28 (10): 122-129.  
Zhang Y C, Huang Z C, Jia Y L. Forming and mechanical properties analysis of self-piercing riveted joints of B1500HS high strength steel and AA5052 aluminum alloy [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2021, 28 (10): 122-129.
- [6] Li D, Chrysanthou A, Patel I, et al. Self-piercing riveting-A review [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 92 (5): 1777-1824.
- [7] Li D Z, Han L, Shergold M, et al. Influence of rivet tip geometry on the joint quality and mechanical strengths of self-piercing riveted aluminum joints [J]. Materials Science Forum, 2013, 765: 746-750.
- [8] Mucha J. Some aspects of designing process self-piercing riveting [J]. Archives of Mechanical Technology and Automation, 2009, 29 (4): 91-101.
- [9] Li D Z, Han L, Chrysanthou A, et al. The effect of setting velocity on the static and fatigue strengths of self-piercing riveted joints for automotive applications [A]. TMS 2014: 143rd Annual Meeting & Exhibition [C]. Cham: Springer, 2014.
- [10] Abe Y, Kato T, Mori K. Self-piercing riveting of high tensile strength steel and aluminum alloy sheets using conventional rivet and die [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2009, 209 (8): 3914-3922.
- [11] Stephens E V. Mechanical Strength of Self-piercing Riveting (SPR) [M]. Cambridge: Woodhead Publishing, 2014.
- [12] 金鑫. 铝钢异种金属自冲铆接工艺仿真优化研究 [D]. 上海: 上海交通大学, 2012.  
Jin X. Research on the Simulation and Optimization of Self-piercing Riveting Process for Dissimilar Materials [D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2012.
- [13] Li D Z, Han L, Thornton M, et al. An evaluation of quality and performance of self-piercing riveted high strength aluminum alloy AA6008 for automotive applications [A]. SAE World Congress [C]. Detroit, 2010.
- [14] Zhang C Y, Gou R B, Yu M, et al. Mechanical and fatigue properties of self-piercing riveted joints in high-strength steel and aluminum alloy [J]. Journal of Iron and Steel Research, International, 2017, 24 (2): 214-221.
- [15] Cacko R. Review of different material separation criteria in numerical modeling of the self-piercing riveting process-SPR [J]. Archives of Civil and Mechanical Engineering, 2008, 8 (2): 21-30.
- [16] Porcaro R, Langseth M, Weyer S, et al. An experimental and numerical investigation on self-piercing riveting [J]. International Journal of Material Forming, 2008, 1 (S1): 1307-1310.
- [17] Moraes J F C, Jordon J B, Su X, et al. Effect of process deformation history on mechanical performance of AM60B to AA6082 self-pierce riveted joints [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2019, 209: 92-104.
- [18] Hollomon J H. Tensile deformation [J]. Metals Technology, 1945, 12 (4): 268-290.
- [19] Johnson G R, Cook W H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1985, 21 (1): 31-48.
- [20] Hockett J E, Sherby O D. Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1975, 23 (2): 87-98.
- [21] Lin J, Qi C, Wan H, et al. Prediction of cross-tension strength of self-piercing riveted joints using finite element simulation and XG-Boost algorithm [J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2021, 34 (1): 1-11.
- [22] Carandente M, Dashwood R J, Masters I G, et al. Improvements in numerical simulation of the SPR process using a thermo-mechanical finite element analysis [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2016, 236: 148-161.
- [23] 付飞翔. 钢铝自冲铆接数值模拟及底切量 GA-BP 神经网络预测研究 [D]. 湘潭: 湘潭大学, 2020.  
Fu F X. Numerical Simulation of Steel Aluminum Self Piercing Riveting and Prediction of Undercut based on GA-BP Neural Network [D]. Xiangtan: Xiangtan University, 2020.