



7XXX 系铝合金 HFQ 温成形界面 换热系数实验研究

盈亮^{1,2}, 高天涵², 蒋迪², 侯文彬^{1,2}, 胡平²

(1. 大连理工大学 工业装备结构分析国家重点实验室, 大连 116024;
2. 大连理工大学 汽车工程学院, 大连 116024)

摘要: 基于自主设计的圆台模具淬火实验平台, 研究高强度 7075-T6 铝合金在 HFQ 温成形过程中的瞬态传热规律。通过 Beck 非线性估算法(Beck 反算法)获得界面换热系数(IHTC)在不同因素下(包括合模压强与表面粗糙度)随温度变化的瞬态换热规律, 并分析各因素对 IHTC 的影响机理。结果表明: Beck 反算法在计算瞬态换热系数时具有较高的计算精度。7075-T6 铝合金与模具界面的瞬态换热系数随压强增大而增大, 当压强增大到 80 MPa 时, 瞬态平均换热系数 IHTC 趋近于 3375 W/(m²·K)。进一步, 表面粗糙度也会影响 7075-T6 铝合金温成形过程的 IHTC, 当粗糙度大于 0.57 μm 并小于 0.836 μm 时, IHTC 随粗糙度的增大而明显减小, 当粗糙度小于 0.57 μm 或大于 0.836 μm 时, IHTC 值均随粗糙度的增大而缓慢减小。

关键词: 7075-T6 铝合金; HFQ 温成形; 界面换热系数; Beck 反算法; 工艺因素

文章编号: 1004-0609(2018)-04-0662-08

中图分类号: TG146.2

文献标志码: A

轻量化与安全性是汽车工业追求的两大永恒目标。铝合金由于其质量轻、比强度高、无磁性、耐腐蚀性好等特点被广泛应用于航空航天及汽车等领域。然而铝合金在常温下成形性较差, 难以使用冷冲压工艺成形结构复杂的车身结构件^[1-2]。针对上述问题, 近年来业界兴起了一种针高强度铝合金板材的新型温成形 HFQ(Heat-Forming-Quenching)工艺^[3-4], 即固溶处理-热成形-淬火一体化工艺。该工艺突出优势在于可实现高强度、难直接冲压成形的 7XXX 系铝合金, 尤其是 7075-T6 铝合金板材的成形加工^[5-6], 通过将高强度铝合金板料加热、保温、固溶, 随后在冷模具中进行冲压成形并快速淬火, 进而完成零件成形及达到性能要求。相比常规温热成形方法(温度低于 300 °C)^[7-8], 新型 HFQ 工艺使得高强度铝合金能在较高温度和应变率下获得成形性能更为优良的复杂汽车零部件。

在 HFQ 温成形过程中, 高温板材与冷模具进行接触淬火会发生热量的传递, 零件的降温速率导致温度场的变化, 使得板材与模具之间换热效能的重要参数-界面换热系数 IHTC(Interfacial Heat Transfer Coefficient)发生瞬态改变, 从而影响淬火温度场分布、

显微组织演化及材料的力学性能^[5], 因此, 准确获得 7075-T6 铝合金在温成形过程中的界面瞬态换热系数规律, 对预测高强度 7075-T6 铝合金温成形工艺力学性能、有效指导成形仿真预测都具有重要的指导作用。

HFQ 温成形工艺下铝合金与模具间的换热为固-固传热形式, 主要受到接触表面载荷、温度、粗糙度和材料热物理性能等诸多因素的共同影响^[9]。为获得典型金属板材温热成形过程中的瞬态界面换热系数, 相关学者开展了一系列研究工作。胡平等^[10-11]通过圆台实验, 研究了高强度 22MnB5 在模具淬火过程中界面换热系数与压强的关系, 并针对相变和表面微观形貌对界面换热系数的影响机理进行了分析; 白倩等^[12]通过闭合的加热模具与板料, 采用经验公式计算方法直接测定了 Ti-6Al-4V 材料与 H13 模具钢材料的瞬态界面换热系数并通过 FE 分析检验了计算的精确度; CARON 等^[13]通过平板模具实验平台, 使用反向热传导分析算法研究了 USIBOR 1500P 硼钢在热成形过程中界面换热系数与压强和模具温度的关系; JI 等^[14]通过 GLEEBLE 3800 热力拉伸机实验系统, 使用经验公式计算的方法研究了 AA5754 铝合金在温成形过程

基金项目: 国家自然科学基金项目(51705065); 中央高校基本科研业务费专项资金(DUT17JC38)

收稿日期: 2017-02-15; 修订日期: 2018-01-08

通信作者: 侯文彬, 教授, 博士; 电话: 0411-84702775; E-mail: houwb@dlut.edu.cn

中界面换热系数与压强和润滑情况的关系,并使用 FE 模型提高了 IHTC 数值计算的准确性。同时,与钢的热冲压传热过程相比,铝合金的导热系数大、剪应强度高、材质偏软,且涉及的传热过程温度也相对较低。目前基于 HFQ 工艺的 7075-T6 铝合金温成形过程界面传热的研究则很少有学者涉及。因此,对 HFQ 温成形过程中 7075-T6 铝合金与模具之间的瞬态换热系数进行研究就显得十分必要。

本文作者以高强度 7075-T6 铝合金板材为研究对象,分析了 HFQ 温成形过程中影响界面换热的因素,并基于自主设计的二维轴对称圆台模具淬火实验平台,开展了 7075-T6 铝合金在不同压强、不同表面粗糙度的瞬态传热测量实验,研究了各因素对界面传热系数 IHTC 的影响。同时,本文作者还将 IHTC 应用到基于 COMSOL 固体传热模块的仿真中,通过与实验结果的对比,分析了 Beck 反算法的计算精度。

1 实验

1.1 实验材料

实验材料为美国 Kaiser 铝业 7075-T6 铝合金,通过电火花线切割加工成直径为 70 mm 的圆形样件,板厚 2 mm。其化学成分如表 1 所列。

表 1 7075-T6 铝合金的化学成分(质量分数,%)

Table 1 Chemical composition of 7075-T6 alloy (mass fraction, %)

Zn	Mg	Cu	Cr	Fe	Si	Al
5.37	2.18	1.25	0.24	0.13	0.07	90.76

1.2 实验平台

在圆形样件侧面的中心位置,采用电火花打孔机沿半径方向打孔至样件中心,小孔直径 1 mm,孔深 35 mm,用于布置热电偶。

实验平台如图 1 所示,分别由 5 部分组成:液压压头、上模和下模、自平衡座、电阻式加热炉和 MX100 温度采集器。上、下模材料均为 H13 钢,直径 70 mm,高度 40 mm;上模固定在液压压头上,下模固定在自平衡座上。本实验使用的液压压力机型号为 SANLI Y27Y-400,其最大压力为 400 kN,相当于 143 MPa;自平衡座可以使下模在一定程度内旋转以使试件表面获得均匀的压强。

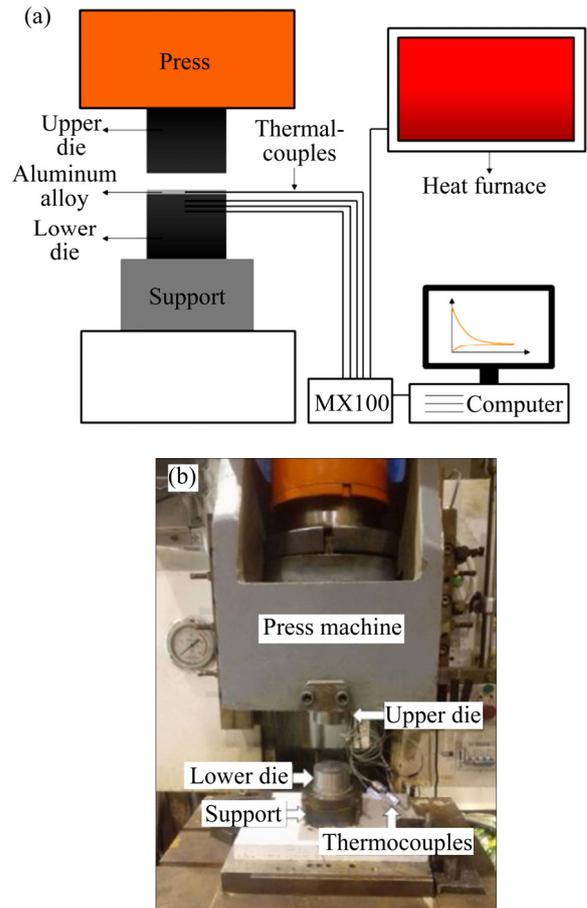


图 1 圆台实验平台结构图和实验平台照片

Fig. 1 Constitution of cylindrical-die experimental model(a) and photograph of experimental platform(b)

下模内分别布有 3 个温度采集的 1 mm 直径的 K 型热电偶。通过电火花小孔固定其中,小孔直径 1.2 mm,深度 35 mm,从表面开始,每隔 2.5 mm 一个,具体如图 2 所示。K 型热电偶通过小孔深入最深处,以监测圆台中心轴线上相应位置点的温度变化情况。实验前,模具的接触面均已进行表面热处理和抛光,以保证其表面硬度和粗糙度与工业模具一致。K 型热电偶布置在试件及模具小孔中,然后连接到 MX100 温度采集器。

1.3 实验流程

实验时,根据铝合金 HFQ 温成形工艺流程(见图 3),先将板料在电阻炉中加热至 7075-T6 铝合金的多相共晶温度 475 °C 以上,保温 30 min 使其充分固溶。随后转运至实验平台上,待试件温度降低至 480 °C 时,合模保压并淬火。在整个实验过程中,通过热电偶和 MX100 互联进行温度的实时采集。

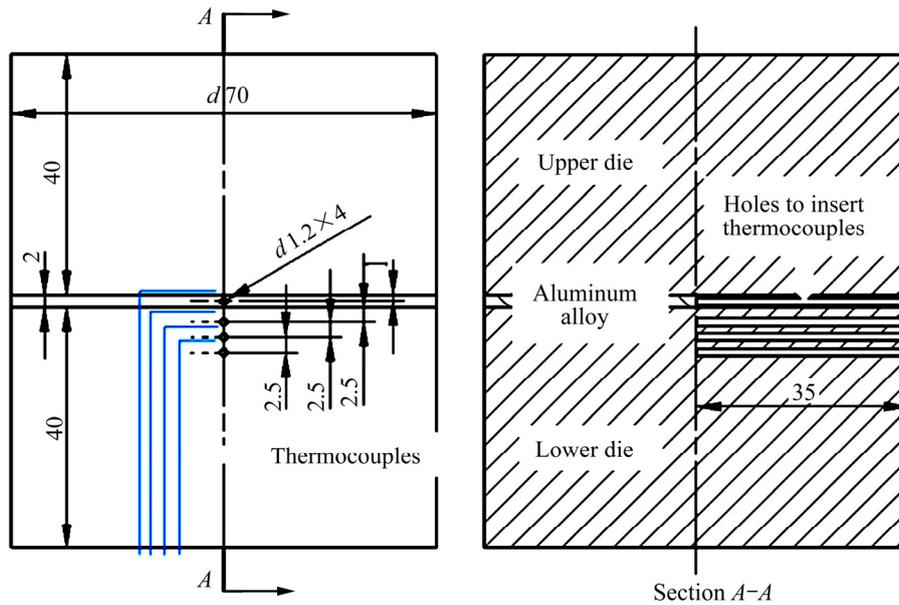


图2 圆台实验平台尺寸(单位: mm)
Fig. 2 Size for cylindrical-die experimental model (Unit: mm)

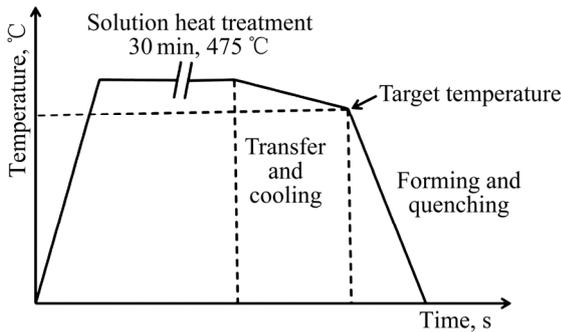


图3 7075-T6 铝合金温成形 HFQ 工艺流程图
Fig. 3 Schematic diagram for HFQ warm forming of 7075-T6 aluminum alloy

2 Beck 非线性估算法

由于试件与模具内部均不存在内热源, 所以可以认为此过程的传热在一定区域内为一维瞬态传热模型^[15]。Beck 非线性估算法(即 Beck 反算法)即是给定一个在 j 时刻的边界热流密度, 使用偏微分方程求解 j 时刻模具内温度场的分布, 并与实验所测的温度场进行对比, 从而修正边界热流密度, 直至满足收敛条件。偏微分方程如下所示:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\lambda}{\rho c} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (1)$$

式中: c 为模具钢的比热容; ρ 为模具钢的密度; λ 为

模具钢的热导率; T 为下模沿 x 方向任意位置的温度; x 为以能量传递为方向的厚向距离。Beck 非线性估算法处理反向热导问题实质是优化方法与第二类边界条件的集合, 优化原则, 即收敛条件如下:

$$\min \delta_D = \min \sum_{k=1}^N \sum_{j=1}^t (T_{j,D}^{CAL} - T_{j,D}^{MEA}) \quad (2)$$

式中: δ_D 为误差值; N 为计算所需的测点数目($N=3$); k 为所计算测点的位置($k=1, 2, 3$); j 为时刻点; t 为计算过程中的最终时刻; $T_{j,D}^{CAL}$ 为在任一时刻的温度场计算值; $T_{j,D}^{MEA}$ 为任一时刻温度场实验所测值, 具体的计算方法如下: 首先对于下模, 先假定在 j 时刻的界面热流密度为 q_s^j , 调用 MATLAB 的 PDEPE 工具求解偏微分方程, 求出其后 1, 2, ..., t 时刻时的所有测点的温度, 将热流密度 q_s^j 乘以一修正量 $e (1 \times 10^{-6})$, 然后继续调用 PDEPE 工具求得基于 $q_s^j (1+e)$ 所对应求出其后 1, 2, ..., t 时刻时所有测点的温度, 求出温度对热流密度的灵敏系数, 其中灵敏系数 ϕ_s^j 为

$$\phi_s^j = \frac{\partial T_s}{\partial q_s^j} = \frac{T_{CAL}[q_s^j(1+e)] - T_{CAL}(q_s^j)}{q_s^j e} \quad (3)$$

使用灵敏系数修正热流密度 Δq_s^j :

$$\Delta q_s^j = \frac{\sum_{j=1}^k (T_{MEA} - T_{CAL})}{\sum_{j=1}^k [(\phi_s^j)^2]} \quad (4)$$

令修正后的计算热流密度 $q_{ms}^j = q_s^j + \Delta q_s^j$, 则令

$\Delta q_s^j / q_{ms}^j$ 与一个给定的收敛判断值 δ_D (1×10^{-4}) 进行比较, 若小于这个值, 则认定在此阶段的计算热流密度与实际的边界热流密度相吻合, 若大于 δ_D 值, 则将计算热流密度 q_{ms}^j 返回到求解测点温度的步骤, 即使用 q_{ms}^j 重新求出 1, 2, ..., t 时刻时测点的温度, 直到小于 δ_D 值。则此时 q_s^j 即为此时此刻的边界热流密度, 然后再次使用 MATLAB 的 PDEPE 工具求解下模模面在 j 时刻的温度 T_{DS}^j , 从而结合 i 时刻铝合金试件的温度 T_{UA}^j 求得界面换热系数 h_f^j 即为

$$h_f^j = \frac{q_{ms}^j}{(T_{UA}^j - T_{DS}^j)} \quad (4)$$

实际计算的原理框图如图 4 所示。

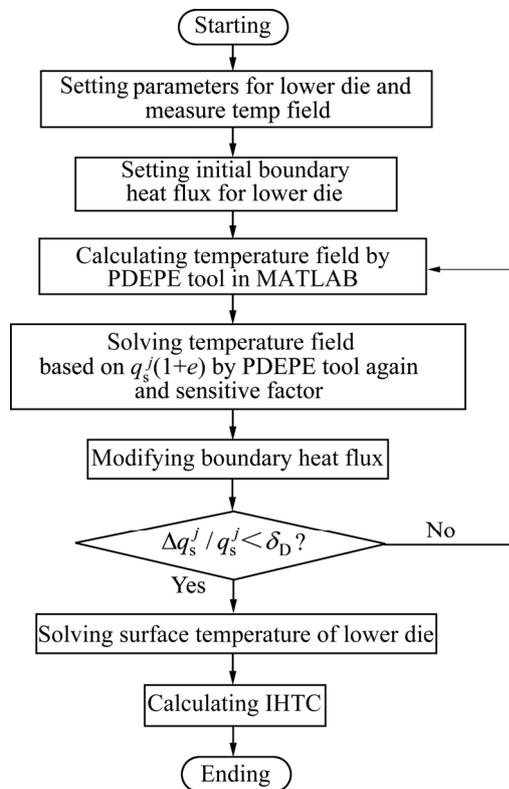


图 4 Beck 反算原理框图

Fig. 4 Flow chart for Beck's non-linear estimation method procedure

3 实验结果

如图 5 所示为保压压强为 50MP 时, 通过热电偶采集的板料和模具中心温度随时间的变化情况。由图 5(a)所示, 板料温度随保压时间的增加而降低, 而模具温度则随之升高。当成形开始时, 由于试件和模具的温差较大, 降温速率较快; 当模具温度上升, 试件温度下降时, 试件与模具的温差减小, 试件的降温速

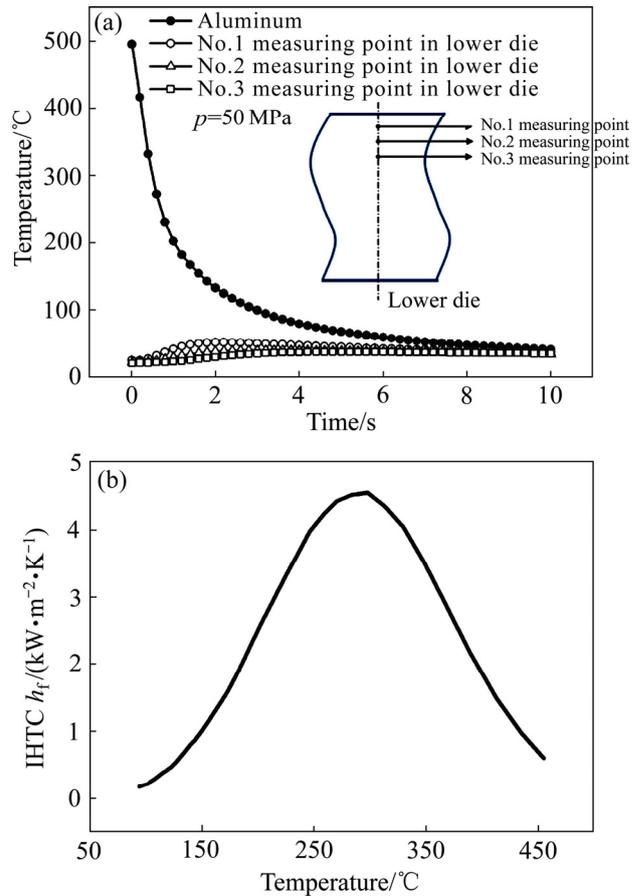


图 5 板料及模具测点温度随时间变化的曲线和板料界面换热系数曲线($p=50$ MPa)

Fig. 5 Temperature versus time curve of alloy and measuring point(a) and IHTC curve(b) ($p=50$ MPa)

率下降, 直到最后趋于热平衡。试件的降温速率以及试件与模具的温差决定界面的换热系数。

基于试验采集的温度数据, 分别采用 Beck 反算法进行 IHTC 计算, 其中 Beck 反算法需要用到图 5(a) 中的 4 条温度曲线。得到结果如图 5(b)所示, 即瞬态换热系数随温度的降低先增大再减小。为了验证基于试验数据得到的 IHTC 的准确性, 将以上计算得到的 IHTC 作为模具的热边界条件代入到仿真软件 COMSOL 中开展模拟仿真, 选用二维轴对称模型, 基本参数设置与 1.2 节相一致。合模 8 s 后, 仿真得到的下模具的温度场分布如图 6 所示, 以得到的板料降温曲线和模具第一测点的温度曲线对比如图 6 所示。

可以看出, 采用 Beck 反算法仿真计算的温度场分布与实验测得的温度曲线相对吻合, 模具的仿真温度与实测温度的平均误差率为 3.08%; 试件的仿真温度与实测温度平均误差率为 4.44%, 由此可以说明, Beck 反算法的计算精度置信程度较高。

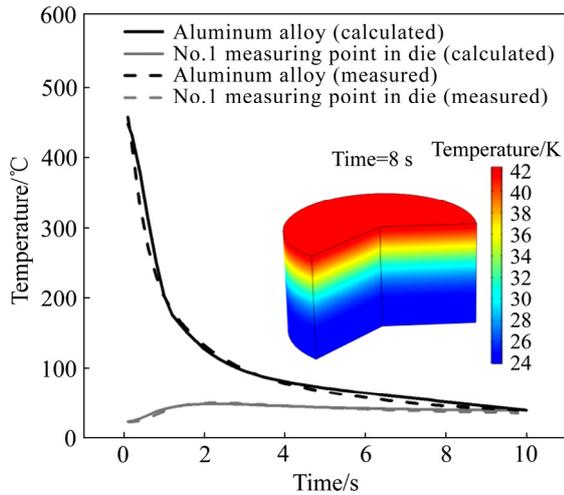


图 6 板料与下模第一测点温度场的仿真值与实验值的对比

Fig. 6 Comparison between experimental and simulation temperature profiles of aluminum alloy and lower die's No.1 measuring point

4 影响因素分析

4.1 压强对换热系数的影响

在进行压强的影响规律研究时,选取表面未经处理、无润滑的原始 7075-T6 板料开展实验。压强分别为 10、30、50、80、100 以及 133 MPa,每一组实验分别重复 4 次,共开展实验 24 次。

图 7 所示为通过 Beck 反算法求得的不同压强下瞬时界面换热系数随板料温度变化的曲线关系。从总体上看,随着压强的增大,换热系数变大;不同压强

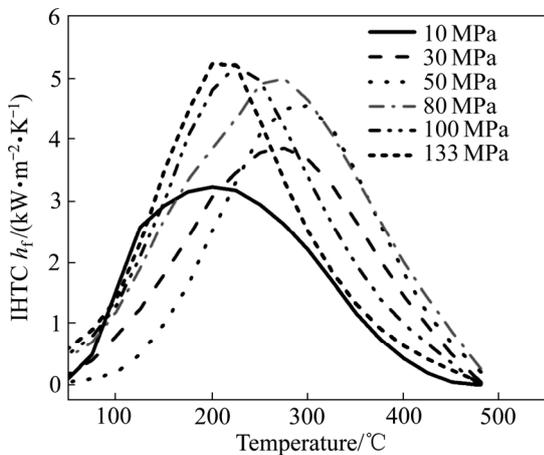


图 7 不同压强下瞬时 IHTC 与温度的关系

Fig. 7 Relationship between instantaneous IHTC and alloy temperature under different pressures

下的 IHTC 曲线随板料温度变化的趋势则基本一致。即某一压强下,随着板料温度的降低,换热系数先逐渐增大,这是由于压机压力逐渐增大使得板料受到的压强逐渐增大,板料和模具表面接触更加充分所致,促进了界面换热效率的提升,从而表现为界面换热系数的逐渐增大;液压机升压迟滞时间约为 1.0 s,当压力稳定为设定值时,板料温度降至 200~300 °C 区间,此时板料与模具的温差仍然较大,换热系数达到了峰值;当板料进一步降温时,板料与模具温差逐渐减小,IHTC 也逐渐降低。当试件与模具达到热平衡时,界面换热系数也趋于平稳。

图 8 所示为平均界面换热系数随压强变化的关系图。可以看出平均 IHTC 与压强近似成波尔兹曼函数关系,关系式如图 8 所示。由图 8 可知,随着压强的增大,平均换热系数的总体趋势为上升;在 30 MPa 之前,平均 IHTC 随着压强增大的增幅较小;当压强在 30 MPa 到 80 MPa 之间,平均 IHTC 随着压强增大的增幅大;当压强大于 80 MPa 时,平均 IHTC 随着压强增大的增幅非常小,可认为趋于稳定。

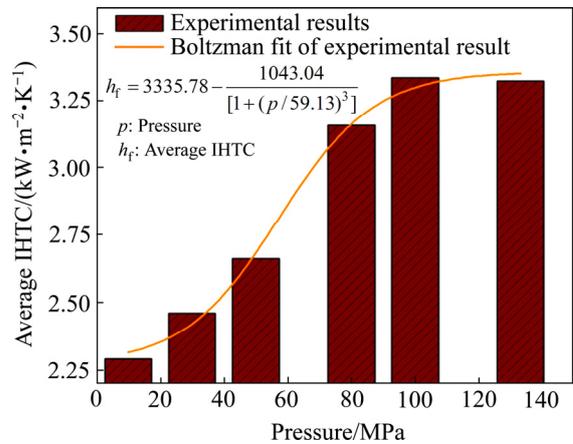


图 8 压强对平均界面换热系数的影响

Fig. 8 Effect of pressure on average IHTC

由于实际情况下铝合金和模具表面都存在一定的凹凸不平形貌,当压强比较小时,表面之间的贴合度并不充分,微观上存在很多较大的空气间隙,阻碍了传热的发生,因而界面传热系数 IHTC 较小;当压强增大后,由于铝合金的硬度明显小于 H13 模具钢的硬度,所以当铝合金板料被压时,铝合金表面的微观凸起部分会被模具表面的微观凸起所压溃,压强越大,试件在接触表面的微观凸起越小,甚至发生表面的相互嵌合,导致接触面积变大,换热效果变好,从而 IHTC 变大。而当压强达到 80 MPa 以上时,由于板料和模具表面的接触近乎达到了嵌合极限,因而 IHTC 不再

随压强的增大而显著增大, 而是趋于稳定。

4.2 表面粗糙度对换热系数的影响

考虑到铝合金温成形过程中容易出现表面橘皮特征及磨损刮痕, 在铝合金温成形过程中表面粗糙度会发生变化, 且表面粗糙度对传热过程有重要影响, 其作用机理相当于界面热阻, 表面粗糙度越大, 两接触面的实际接触面积就越小, 接触热阻越大。

为进一步研究板料表面粗糙度对界面换热系数 IHTC 的具体影响, 本研究中通过采用不同牌号的砂纸(36 号、180 号、600 号以及 1200 号砂纸)对铝合金试件表面进行打磨处理, 以制造较大的粗糙度范围。然后采用日本山善三丰 SJ210 型表面粗糙度测量仪进行粗糙度测定, 其试粗糙度检测结果及放大 1000 倍的显微照片如图 9 所示, 其相应的粗糙度测量值见表 2,

其中采用 180 号砂纸打磨后的试件表面粗糙度与模具表面最相近。

由 4.1 节的研究表明, 当合模压强大于 80 MPa 后, 平均 IHTC 逐渐趋于稳定值, 因此, 本次研究选择的压强为 80 MPa。将 5 组不同粗糙度的铝合金试件加热后在 80 MPa 的压强下进行冲压, 得到的 IHTC 随温度变化结果如图 10(a)所示。

从图 10(b)中可以看出, 平均换热系数与表面粗糙度的关系可以近似拟合成为 Logistic 函数关系, 表达式如图所示, 当压强为 80 MPa 时, 峰值 IHTC 和平均 IHTC 均随表面粗糙度的减小而增大; 当试件的表面粗糙度大于模具的表面粗糙度时, 平均 IHTC 均维持在较小的值, 且随界面粗糙度的减小而缓慢增大; 当试件表面粗糙度小于模具时, 平均 IHTC 随界面粗糙度的减小而急剧增大。

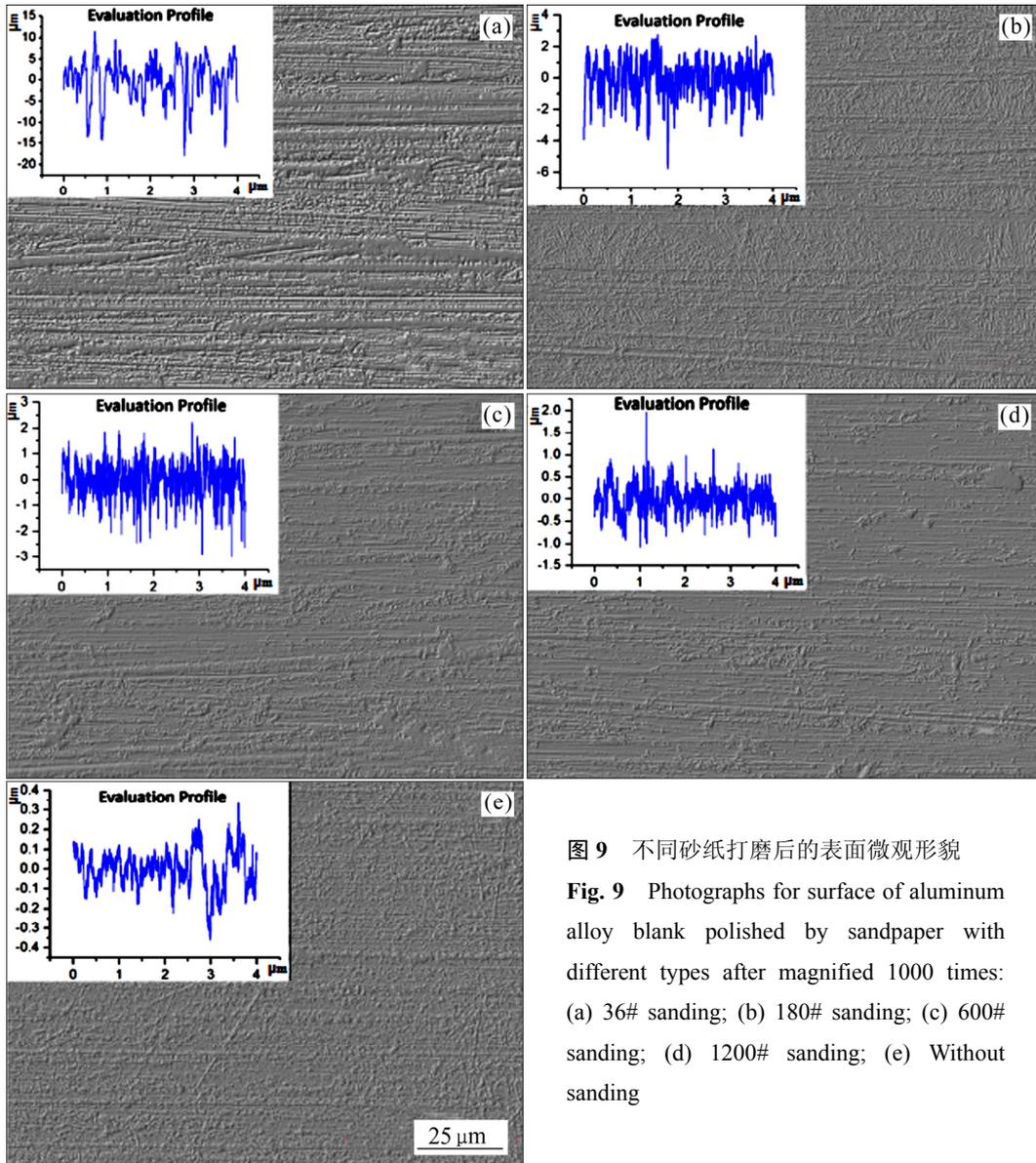


图 9 不同砂纸打磨后的表面微观形貌
 Fig. 9 Photographs for surface of aluminum alloy blank polished by sandpaper with different types after magnified 1000 times: (a) 36# sanding; (b) 180# sanding; (c) 600# sanding; (d) 1200# sanding; (e) Without sanding

表 2 砂纸型号以及试件与模具表面与表面粗糙度的测试值对照

Table 2 Relationship between number of sandpaper, original surface, surface of dies and surface roughness

Number of sandpaper & other surfaces	Surface roughness/ μm
36#	3.160
180#	0.836
600#	0.570
1200#	0.209
Original surface	0.157
Dies surface	0.821

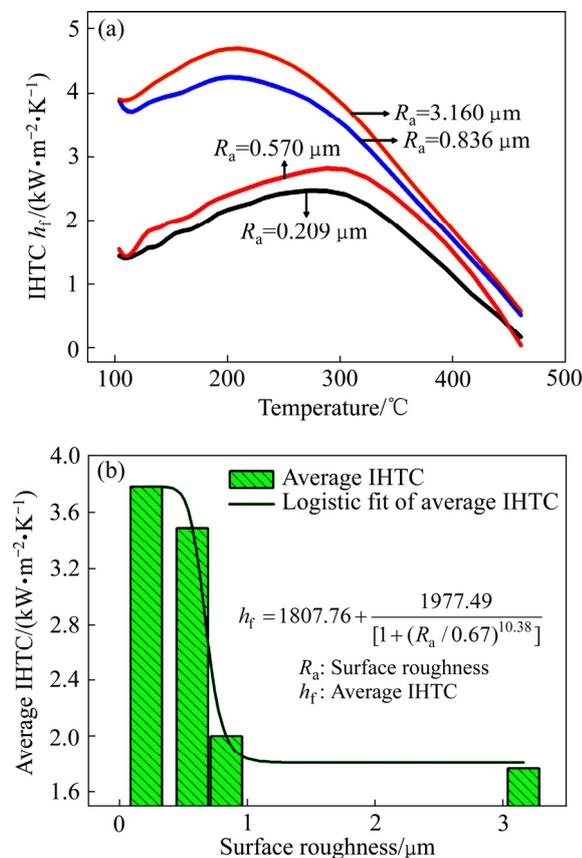


图 10 不同表面粗糙度下瞬时 IHTC 与温度的关系($p=80\text{ MPa}$)和表面粗糙度对平均界面换热系数的影响

Fig. 10 Relationship between instantaneous IHTC and alloy temperature for different surface roughness ($p=80\text{ MPa}$)(a) and effect of surface roughness on average IHTC(b)

这主要是因为铝合金的硬度小于 H13 模具钢, 当铝合金表面粗糙度较大时, 模具表面的微观凸起需要首先克服铝合金表面的凸起, 进而与铝合金表面发生嵌合以增大实际接触面积; 而当铝合金表面粗糙度较小时, 模具表面微观凸起对铝合金表面凸起的克服量变小, 阻力也相对减小, 因而可以较快地进入嵌合阶

段, 使得实际接触面积增大, 传热效果变好, 因而总体上 IHTC 随粗糙度的变小而增大。

而当铝合金样件的表面粗糙度大于模具粗糙度时, 由于 80 MPa 的压力不足以使模具表面的凸起充分嵌入铝合金表面, 而只能在一定程度上增大贴合面, 因而接触面积的增大程度有限, 从而导致粗糙度对 IHTC 的影响不明显。这也正好解释了 4.1 节中, 冲压后试件表面粗糙度随压强增大而变大的现象。

5 结论

1) HFQ 工艺下, 7075-T6 铝合金的 IHTC 与压强有关, 当压强增大时, 平均 IHTC 亦增大; 当压强小于 30 MPa 或大于 80 MPa 时, IHTC 随压强的增大而缓慢增大, 而在 30 MPa 到 80 MPa 之间时, IHTC 随压强增大的快速增大; 此外, 冲压后板料表面的粗糙度也随压强的增大而增大。上述现象与钢的热冲压过程界面传热特性明显不同, 这主要是由于板料和模具的硬度差不同而造成的。

2) HFQ 工艺下, 7075-T6 铝合金在合模压强相对较小的情况下, 当试件表面粗糙度大于模具表面粗糙度时, 铝合金的 IHTC 总体上随试件表面粗糙度的减小而增大。而当试件的表面粗糙度小于模具时, IHTC 随粗糙度的减小而显著增大。

3) Beck 反算法作为第二类传热边界条件与优化方法的结合, 在计算界面换热系数过程中有着较高的求解精度。

REFERENCES

- [1] ZHOU J, WANG B, LIN J, FU L, MA W. Forming defects in aluminum alloy hot stamping of side-door impact beam[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2014, 24(11): 3611–3620.
- [2] 何祝斌, 凡晓波, 苑世剑. 铝合金板材热成形-淬火一体化工艺研究进展[J]. 精密成形工程, 2014, 6(5): 37–44.
HE Zhu-bin, FAN Xiao-bo, YUAN Shi-jian. Review of hot forming- quenching integrated process of aluminum alloy[J]. Journal of Netshape Forming Engineering, 2014, 6(5): 37–44.
- [3] FOSTER A, DEAN T A, LIN J. Process for forming metal alloy sheet components: United States, US20120152416A[P]. 2008–09–19.
- [4] FAN X, HE Z, YUAN S, ZHENG K. Experimental investigation on hot forming-quenching integrated process of 6A02 aluminum alloy sheet[J]. Materials Science and Engineering A, 2013, 573: 154–160.

- [5] KECI A, HARRISON N, LUCKEY S. Experimental evaluation of the quench rate of AA7075[C]// 2014, SAE Technical Paper, 2014-01-0984.
- [6] ILINICH A, LUCKEY S G. On modeling the hot stamping of high strength aluminum sheet[C]// 2014, SAE Technical Paper, 2014-01-0983.
- [7] WANG H, LUO Y, FRIEDMAN P, CHEN M, GAO L. Warm forming behavior of high strength aluminum alloy AA7075[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2012, 22(1): 1-7.
- [8] 周国伟, 李大永, 彭颖红. 7075-T6 高强度铝合金温热条件下的拉深成形性能[J]. 上海交通大学学报. 2012, 46(9): 1482-1486.
- ZHOU Guo-wei, LI Da-yong, PENG Ying-hong. Deep drawability of 7075-T6 high strength aluminum alloy at warm condition[J]. Journal of Shanghai Jiao Tong University, 2012, 46(9): 1482-1486.
- [9] IKEUCHI K, YANAGIMOTO J. Valuation method for effects of hot stamping process parameters on product properties using hot forming simulator[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2011, 211(8): 1441-1447.
- [10] 廖铮玮, 盈亮, 胡平, 李焱, 唐行辉, 常颖. 高强度钢板热成形界面换热系数估算[J]. 材料热处理学报. 2013, 34(S1): 167-172.
- LIAO Zheng-wei, YING Liang, HU Ping, LI Ye, TANG Xing-hui, CHANG Ying. Estimation of interface heat transfer coefficient of ultra-high strength steels in hot forming[J]. Transactions of Materials and Heat Treatment, 2013, 34(S1): 167-172.
- [11] HU P, YING L, LI Y, LIAO Z. Effect of oxide scale on temperature-dependent interfacial heat transfer in hot stamping process[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2013, 213(9): 1475-1483.
- [12] BAI Q, LIN J, ZHAN L, DEAN T A, BALINT D S, ZHANG Z. An efficient closed-form method for determining interfacial heat transfer coefficient in metal forming[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2012, 56: 102-110.
- [13] CARON E J F R, DAUN K J, WELLS M A. Experimental heat transfer coefficient measurements during hot forming die quenching of boron steel at high temperatures[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2014, 71: 396-404.
- [14] JI K, FAKIR O E, GAO H, WANG L. Determination of heat transfer coefficient for hot stamping process[J]. Materials Today: Proceedings. 2015, 2S: S434-S439.
- [15] YING L, GAO T, DAI M, YANG Y, HU P. Experimental investigation of temperature-dependent interfacial heat transfer mechanism with spray quenching for 22MnB5 steel[J]. Applied Thermal Engineering, 2017, 121: 48-66.

Experimental study of interfacial heat transfer coefficient for 7XXX series aluminum alloy in HFQ warm forming

YING Liang^{1,2}, GAO Tian-han², JIANG Di², HOU Wen-bin^{1,2}, HU Ping²

(1. State Key Laboratory of Structural Analysis for Industrial Equipment,
Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;

2. School of Automotive Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: Based on self-developed cylindrical-die experimental model, transient heat transfer law of high-strength 7075-T6 aluminum alloy in HFQ warm forming was investigated in this paper. Beck's non-linear estimation method (Beck's method) was used to calculate IHTC under different processing factors, including different closure pressure and surface roughness. The results showed that Beck's method has a high accuracy in calculating IHTC; The transient IHTC of 7075-T6 aluminum increases with the increases of closure pressure, and when pressure is above 80 MPa, IHTC approaches to 3375 W/(m²·K). Furthermore, surface roughness can also affect IHTC, when surface roughness is between 0.57 μm and 0.836 μm, IHTC decreases obviously with the increase of surface roughness, and when surface roughness is larger than 0.836 μm or less than 0.57 μm, IHTC decreases slowly with the increase of roughness.

Key words: 7075-T6 alloy; HFQ warm forming; IHTC; Beck's method; process factor

Foundation item: Project(51705065) supported by the National Natural Science Foundation of China; Project (DUT17JC38) supported by the Fundamental Research Funds for the Central Universities, China

Received date: 2017-02-15; **Accepted date:** 2018-01-08

Corresponding author: HOU Wen-bin; Tel: +86-411-84702775; E-mail: houwb@dlut.edu.cn

(编辑 王超)