doi:10.11918/j.issn.0367-6234.2015.03.017

热成形中材料热物性参数对 Beck 反算 K_{IHTC} 的影响

常 颖[1,2], 卢金栋[2], 靳 菲[2], 盈 亮[2], 王 斌[2], 王存宇[3], 赵坤民[1,2]

(1. 工业装备结构分析重点实验室(大连理工大学), 116024 辽宁 大连; 2. 大连理工大学 汽车工程学院, 116024 辽宁 大连; 3. 钢铁研究总院 特殊钢研究所, 100081 北京)

摘 要: 为探究22MnB5钢板热冲区过程中影响换热强度因素、准确求解 K_{IHTC}, 利用 Beck 反算法,准确求解热成形22MnB5高强钢在冲压淬火过程中的界面换热系数 K_{IHTC}, 并分析了模具和样件热物性参数的改变对 K_{IHTC} 的影响.研究中利用自制圆台试验模型和自主开发的 Beck 反算法程序,分别通过选取不同模具材料(45号钢、H13钢)的方式和通过选用淬火过程中有马氏体相变的22MnB5钢与无相变的AISI-304不锈钢对比的方式来分别研究模具热物性参数的改变和硼钢淬火马氏体相变过程热物性参数的改变对热成形工艺中 K_{IHTC} 的影响.分析结果表明:22MnB5钢样件与45号钢模具间的 K_{IHTC} 要比与H13钢模具间的 K_{IHTC} 大,其中导热系数的改变对 K_{IHTC} 的改变起主导作用;马氏体相变的发生,对 K_{IHTC} 产生正向增益的效果,且增益量约30.2%,同样,相变前后导热系数的差异对 K_{IHTC} 的改变起主导作用.

关键词: 热成形;界面换热系数;Beck 反算法;热物性参数;马氏体相变

中图分类号: TG156 **文献标志码**: A **文章编号**: 0367-6234(2015)03-0097-06

Influence of thermal properties on K_{IHTC} in hot forming

CHANG Ying[1,2], LU Jindong[2], JIN Fei[2], YING Liang[2], WANG Bin[2], WANG Cunyu[3], ZHAO Kunmin[1,2]

(1. State Key Laboratory of Industrial Equipment Structural Analysis(Dalian University of Technology), 116024 Dalian, Liaoning, China; 2. School of Automotive Engineering, Dalian University of Technology, 116024 Dalian, Liaoning China; 3. Institute for Special Steels, Central Iron & Steel Research Institute, 100081 Beijing, China)

Abstract: To study the factors which can influce the thermal properties of both die and specimen, calculate the Interfacial Heat Transfer Coefficient(K_{IHTC}) during hot stamping process is very important. A round table test and Beck′s inverse estimation method were used to study the relationship between the thermal properties and the K_{IHTC} . The dies were made of materials with different thermal conductivity and heat capacity. The thermal properties in terms of martensite transformation were obtained by using specimen made of 22MnB5 sheet. Specimen made of stainless steel AISI-304 that does not have martensite transformation during quenching were tested as well for comparison. The results show that the K_{IHTC} between boron steel specimen and die of #45 Steel is larger than that of H13 Steel (approximately twice as much) and the thermal conductivity plays a significant role; the martensite transformation yields a positive gain on K_{IHTC} (approximately by 30.2%) and the change in thermal conductivity before and after phase transformation is a major contributor.

Keywords: hot forming; K_{IHTC}; Beck′s inverse estimation method; thermal physical properties of material; martensite transformation

高强度钢板因其高强度、高硬度、回弹小、减重显著等特点逐渐取代普通钢板,成为汽车车身覆盖件的最佳选择,为提高材料力学性能和制造复杂结构件,热成形技术被广泛应用[1-4].经过高温奥氏体化的钢板转运至模具进行冲压成形与保压淬火的一体化核心技术处理,经过固态冷却微观组织发生马氏体相变从而满足车用钢板对强度的要求.在高强钢热成形生产的模淬过程中,模具与样件间的 K_{IHTC} 是表征两者热交换剧烈程度的

收稿日期: 2014-02-23.
基金项目: 国家自然科学基金(51101036);中央高校基本科研业务基金(DUT12RC(3)100).
作者简介: 常 颖(1978—),女,副教授;
赵坤民(1971—),男,教授,博士生导师.
通信作者: 赵坤民, kmzhao@dlut.edu.cn.

一个不可缺少的热物性参数，K_{IHTC} 将直接决定淬火温度场的强弱，进而间接决定样件成形后的力学性能与微观组织状态[5-6].

近年来精确求解 K_{IHTC} 问题成为热点研究[7-9]，文献[10]基于稳态实验研究了不锈钢和铝之间的换热情况，文献[11]分析了 Usibor 1500P ®钢热成形中接触热阻的变化，文献[12]将高强钢 22MnB5 作为硼钢的代表，研究表面氧化层对 K_{IHTC} 的影响.以上研究均极少涉及冲压相变产生的材料热物性参数变化和模具材料不同的热物性参数对 K_{IHTC} 的影响.

本文根据实验获取的模具或零件内部温度场的变化，逆向求解界面的热流密度和界面温度，从而求出 K_{IHTC}[13]，即反向热传导问题(IHCP)处理方法的指导思想，通过开发的试验装置，以自编的 Beck 非线性反向估算法[14]为核心的优化迭代程序求解 K_{IHTC}，探究模具和样件热物性参数的改变对 K_{IHTC} 的影响.

1 实验及 K_{IHTC} 求解

1.1 实验过程与材料

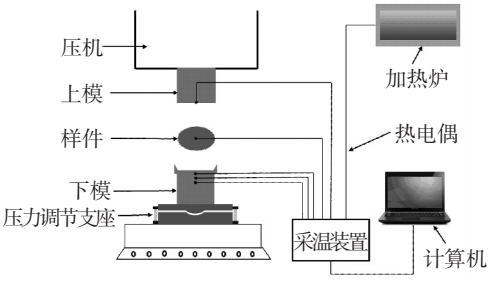
样件材料为 22MnB5 钢，直径为 75 mm，厚度为 2 mm，钢板部件成分如表 1 所示.

表 1 部件成分(质量分数)

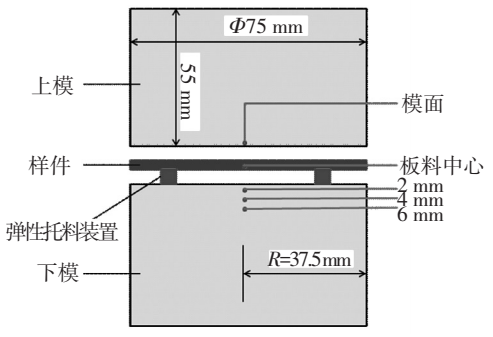
22MnB5	质量分数/%	22MnB5	质量分数/%
C	0.240 0	B	0.003 7
Mn	1.290 0	P	0.016 0
Cr	0.165 0	S	0.006 0
Si	0.240 0	Al	0.040 0

实验装置如图 1(a)所示，其中压力自适应平衡支座与底座之间是球面接触的，压力平衡支座可使下模在 3 个旋转自由度上自由旋转，以保证上、下模模面的平行，其作用为保证样件表面所受冲压载荷均匀.热电偶的布置位置如图 1(b)所示，其中上模面热电偶通过表面熔焊的方式固定，并做磨平处理，可以认为焊接处采集到的温度即为模面温度.下模面热电偶位于距中心处 2、4、6 mm位置，让热电偶尽量接近模面、提高求解准确度，又避免 3 点会因相距过近而相互干涉，另外板料打孔至中心位置测试板料温度，样件材料为 22MnB5 钢，直径为 75 mm，厚度为 2 mm.

实验中先将样件置于电阻炉中加热至 900 ℃并保温 3 min 至完全奥氏体化，然后迅速转移至模具上冲压淬火.



(a) 实验装置总体布置



(b) 模具尺寸及采温点位置

图 1 实验装置

1.2 样件一维传热解析

固体内部的导热热阻远小于其表面的换热热阻时，任何时刻固体内部的温度都趋于一致，可认为整个固体在同一瞬间均处于同一温度下.一般用表征这两个热阻比值的量纲一的毕渥数 (Bi) 作为判据. 对厚度为 2δ 的金属平板，特征长度 $l=\delta$，定义 Bi 满足

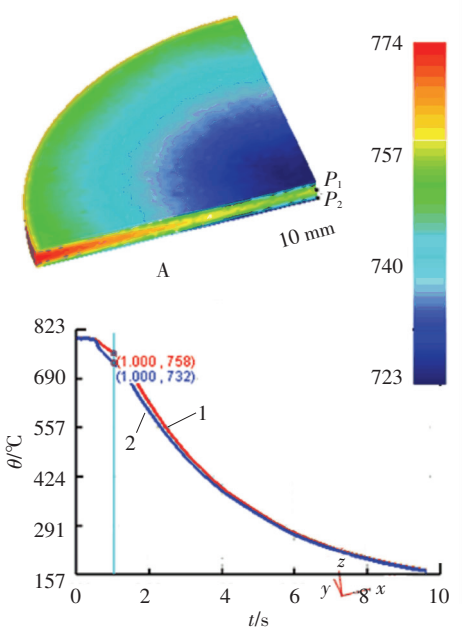
$$Bi = hl/\lambda.$$

式中 h 为表面传热系数，λ 为导热系数.

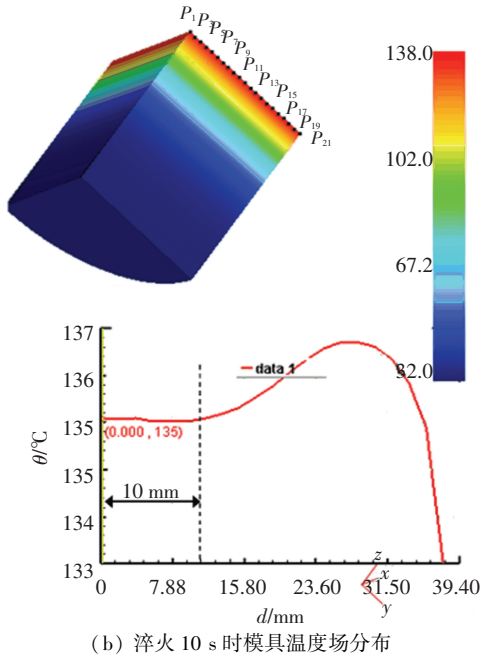
本实验中假定 K_{IHTC} 最大值为 8×10^3 W/(m^2 · K)，l 为 1×10^{-3}m，λ 为 40 W/(m · K)，带入各项参数进行预运算，得到 Bi = 0.2.随后将假定的 K_{IHTC} 值带入 Deform 3D 热冲压仿真软件中进行对板料温度场淬火仿真，获得不同淬火时刻板料中心与板料表面中心处冷却曲线见图 2(a).曲线 1 代表板料的中心点温度，曲线 2 代表板料表面中线点温度，仿真验证两者温度区别不大，最大差异处发生在淬火后 2 s 内，且最大差异率也仅仅为 3.4%，可认为在热成形淬火时刻固体内部的温度都趋于一致，整个固体同处一个温度.图 2(b)为淬火 10 s 时模具表面温度场分布图，发现在中心轴半径 10 mm 以内的区域温度分布均匀，波动性很小，符合一维传热特征.故本实验模型可以认为存在关系式

$$\theta_{j,B}^{MEA} \approx \theta_{j,Bo}^{CAL}.$$

即板料中心点温度值近似等于板料表面温度.



（a）板料内部中心与表面中心 Deform 3D 温度场仿真



（b）淬火 10 s 时模具温度场分布

图 2　样件和模具不同淬火时刻下温度场情况

1.3　Beck 反算法理论模型

笛卡尔坐标系中三维非稳态导热微分方程的一般形式表述为

$$\rho c\frac{\partial t}{\partial \tau}=\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda\frac{\partial t}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda\frac{\partial t}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda\frac{\partial t}{\partial z}\right)+\Phi. \quad (1)$$

式中：ρ 为密度；c 为比热容；λ 为导热系数；x、y、z 分别为导热方向；Φ 为单位时间内单位体积中内热源的生成热；t 为导热体温度；τ 为导热时间.

根据 Deform 3D 软件仿真验证一维传热方式，故可将微分方程简化为一维传热问题.式(1)最终简化为

$$\frac{\partial\theta}{\partial\tau}=\frac{\lambda}{\rho c}\cdot\frac{\partial^2\theta}{\partial x^2}. \quad (2)$$

Beck 反算法是处理反向热传导问题最为经典和应用最为广泛的方法之一，其实质是利用第 2 类边界条件反复优化迭代求解温度场的过程.本文应用的理论模型见图 3.

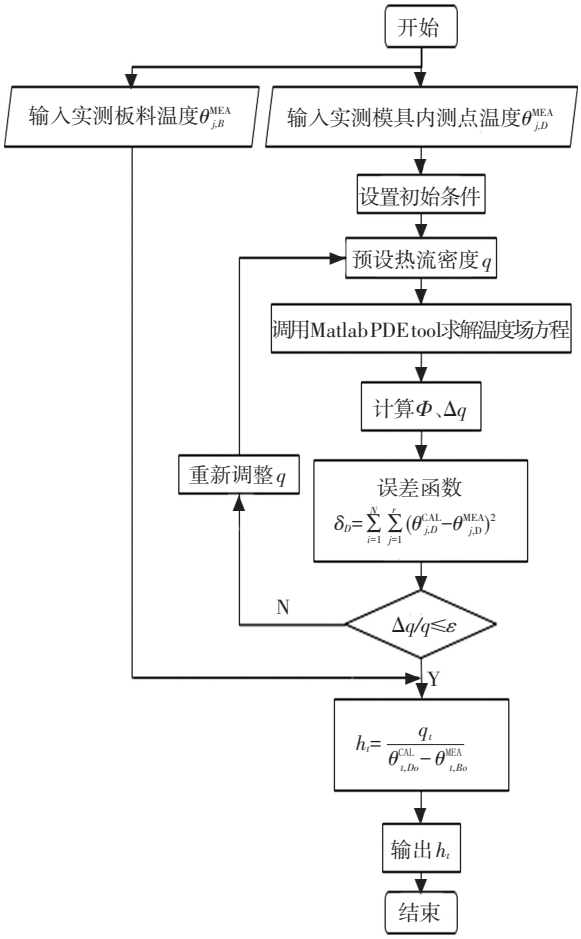


图 3　Beck 反算法流程

图 3 模型中的优化函数为

$$\min d_D=\min\sum_{i=1}^{N}\sum_{j=1}^{r}(\theta^{\mathrm{CAL}}_{j,D}-\theta^{\mathrm{MEA}}_{j,D})^2.$$

式中：d_D 为模具中心与表面内测点温度的差值函数；N 为模具内测点数量；r 为每个测点温度曲线所分成的时刻数；$\theta^{\mathrm{MEA}}_{j,D}$ 为第 j 时刻模具内测点温度仿真值；$\theta^{\mathrm{CAL}}_{j,D}$ 为第 j 时刻模具内模具内测点温度测量值.其基本思路是，给定 t_0 时刻热流密度 q，求出其后“1，2，…，r” 时刻测点温度，求出温度对热流密度的灵敏系数，修正热流密度 q 直至满足收敛条件.其中热流密度修正值 Δq 的表达式为

$$\Delta q=\sum_{i=1}^{r}(\theta_{\mathrm{MEA}}-\theta_{\mathrm{CAL}})\Phi_i/\sum_{i=1}^{r}\Phi_i^2.$$

其中 Φ_i 为 i 时刻热流密度敏感性系数，其表达式为

$$\Phi=\frac{\partial\theta}{\partial q}=\frac{\theta_{\mathrm{CAL}}(q(1+e))-\theta_{\mathrm{CAL}}(q)}{qe}.$$

式中：Δq 为热流密度修正值；r 为每个测点温度曲线所分成的时刻数；Φ_i 为 i 时刻热流密度的敏感性系数；θ_{MEA} 为某时间段内某测点模具温度仿

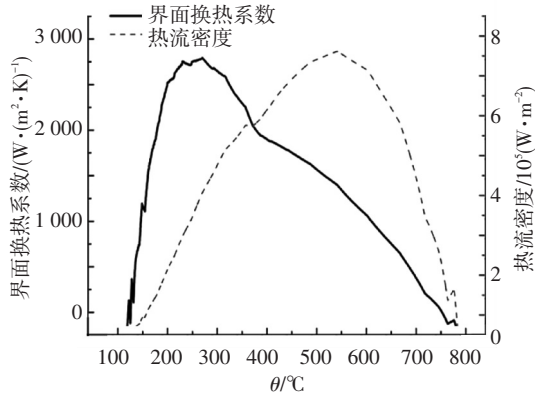
真值;θ_{CAL} 为某时间段内某测点模具温度测量值.

通过调用 Matlab 的 Pdepe 函数求解一维热传导偏微分方程,结合编写的迭代优化程序,求出各时刻段的热流密度 q_t 和模面温度 $\theta_{t,B}^{MEA}$,带入牛顿换热定律便可求解出界面换热系数.

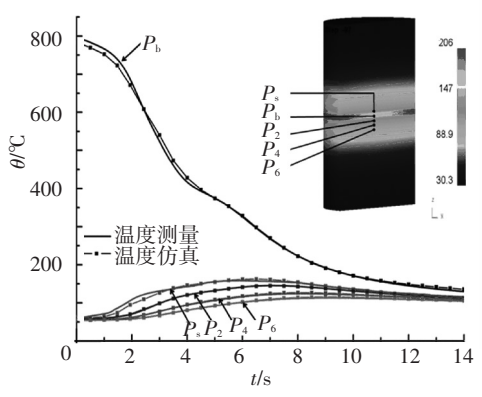
$$h_t = \frac{q_t}{\theta_{t,B0}^{CAL} - \theta_{t,B0}^{MEA}}.$$

1.4 实验结果

利用 Beck 反算法,通过模具内距模面 2、4、6 mm测点温度值反向求解模具表面温度值,并与上模模面熔焊热电偶测点试验的实测温度值进行对比.Beck 估算法反算得到的模面温度与实测焊接模面的热电偶所测温度拟合较好,误差在 5%左右,说明 Beck 反算法求解 K_{IHTC} 精准度较高.图 4(a)为 Beck 反算法求解的压强为 1 MPa 下的 K_{IHTC} 曲线及热流密度曲线.将 K_{IHTC} 曲线带入 Deform 3D 冲压仿真软件中进行热力耦合仿真模拟,结果见图 4(b),计算值与测量值之间误差率整体也控制在 5% 以下.



(a) Beck 反算法求解的 K_{IHTC} 曲线



(b) Deform 3D 温度场仿真验证 K_{IHTC} 准确性

图 4 K_{IHTC} 的求解及验证

2 影响因素分析

2.1 模具材质的改变对 K_{IHTC} 的影响

在保持冲压样件仍为硼钢的前提下,将上下模具更换为与 45 号钢模具尺寸和表面粗糙度等一致的 H13 热作模具钢,再进行热冲压试验,并与 45 号钢模具热冲压所得的 K_{IHTC} 结果进行对比.经热冲压试验后,利用 Beck 反算法求得两者随压强变化的等效换热曲线见图 5,可以看出 22MnB5 钢与 45 号模具之间 K_{IHTC} 要比其与 H13 模具之间的 K_{IHTC} 值大得多,约为 2 倍关系.

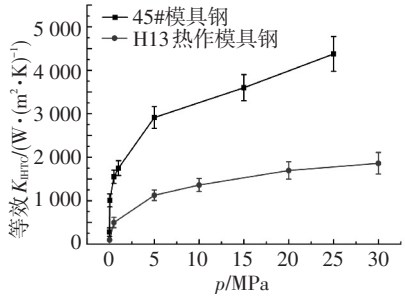


图 5 45 号钢和 H13 钢模具与样件间 K_{IHTC} 随压强改变曲线

在忽略了两者密度差异情况下,利用 Deform3D 热冲压仿真软件材料库,将 45 号模具钢和 H13 热作模具钢材料的导热系数以及比热容参数值分别绘制于表 2 和表 3.因为热冲压过程中模具温度值一般不高于 300 ℃,故在 300 ℃以下发现 45 号模具导热系数为 H13 模具的 1.5 倍以上,而比热容两者相差相对较小.说明在 45 号模具钢和 H13 热作模具钢分别与硼钢热冲压淬火试验中,两者模具材料导热系数的差异对 K_{IHTC} 的改变较比热容起到主导作用.

表 2 45 号钢与 H13 钢导热系数参数值 W/(m·K)

钢板	θ/℃						
	100	200	300	400	500	600	700
45 号	50.7	48.1	45.7	41.7	38.3	33.9	30.1
H13	30.3	29.9	29.5	29.2	28.7	28.3	28.0

表 3 45 号钢与 H13 钢比热容参数值 J/(kg·K)

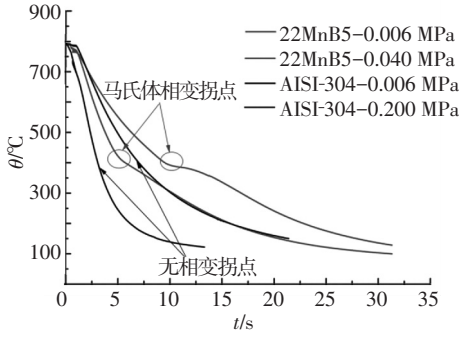
钢板	θ/℃						
	100	200	300	400	500	600	700
45 号	381.0	404.0	412.5	459.8	509.1	555.1	604.3
H13	278.1	301.3	320.5	372.4	432.0	529.5	600.8

2.2 马氏体相变对 K_{IHTC} 的影响

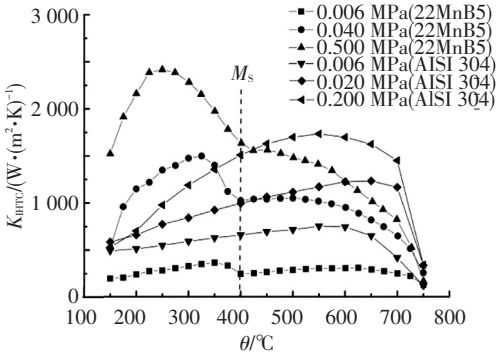
22MnB5 钢热冲压淬火过程中会伴有奥氏体向马氏体的转变,相变的发生将引起微观组织的改变,进而会引起硼钢材料热物性参数的改变.采用淬火过程无相变的奥氏体不锈钢 AISI-304 与有相变的 22MnB5 钢进行热冲压实验,对比探究相变对模具与样件间 K_{IHTC} 的影响.

图 6(a)所示为采用 45 号钢模具,在不同冲压载荷下淬火过程中硼钢和不锈钢的降温曲线,可以看出,22MnB5 钢在 400 ℃附近存在马氏体相变潜热释放而产生的拐点,而 AISI-304 钢自始至终都是平滑的过度,无相变拐点产生.经 Beck

反算法计算后 K_{IHTC} 随温度变化的曲线见图 6(b)，22MnB5 钢淬火过程的 K_{IHTC} 曲线在 M_S 点(400 ℃附近)也出现明显拐点而突然增大，且 K_{IHTC} 曲线的最大值出现在马氏体转变过程中，然而不锈钢 AISI-304 由于无相变发生，其淬火过程的 K_{IHTC} 曲线总体呈平滑过渡形式而未产生拐点.



(a) 22MnB5 钢和 AISI304 不锈钢淬火降温曲线



(b) 两种钢与 45 号钢模具间 K_{IHTC} 曲线

图 6　相变对 K_{IHTC} 的影响

取 K_{IHTC} 曲线的最大值与 M_S 点 K_{IHTC} 差值为 ΔK_{IHTC}，用 ΔK_{IHTC} 在最大 K_{IHTC} 所占的体积质量来对相变对 K_{IHTC} 的正增益进行定量分析，见图 7. 经不同压强下的数据对比，发现体积质量均值为 30.2%，且皆在均值线上下 5% 幅度内浮动. 增益效果明显且较稳定.

马氏体相变对 K_{IHTC} 的正增益影响，可以进一步由奥氏体向马氏体组织转变导致热物性参数的变化来解释. 对于 22MnB5 钢来说，马氏体比热容要比奥氏体的小，但并不会在 M_S 点处出现突然骤降，属平稳过渡见图 8，故比热容因素的改变无法用来解释 K_{IHTC} 拐点的出现；马氏体相变会伴随约 2% 的体积膨胀，密度值变化也微乎其微，密度对 K_{IHTC} 的影响极小，可忽略.

然而，马氏体和奥氏体两种组织下的导热系数却有很大差别. 低温马氏体组织大于高温奥氏体组织的导热系数，在奥氏体向马氏体转变过程中，其样件组织为两者混合物，导热系数值的大小可以通过马氏体转化率来近似推导，马氏体的转变速率可由 Koistinen-Marburger[15] 定律计算：

$$\xi(\theta) = 1 - \exp[-\alpha(M_S - \theta)]. \quad (3)$$

式中：ξ 为马氏体体积分数；M_S 为马氏体转变温度；θ 为温度；α 为相变动力因子. M_S 和 α 与材料成分相关，对于热成形过程，研究表明 M_S 还与压力相关，但针对本文压力研究范围对应的实验观察结果，M_S 取 400 ℃. 对于普通钢材，α 取 0.011.

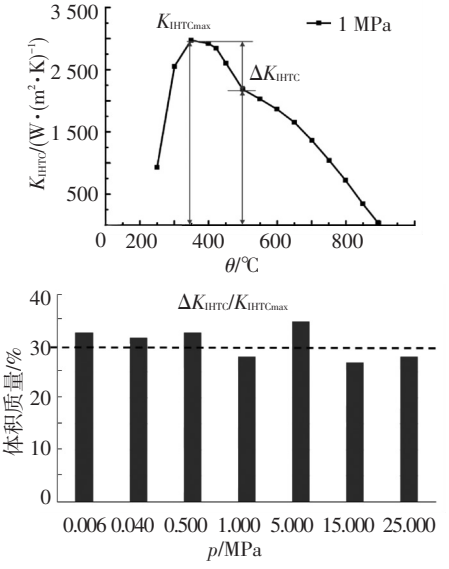


图 7　马氏体相变对 K_{IHTC} 的正增益效果

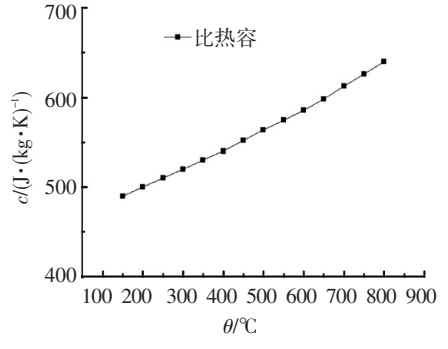
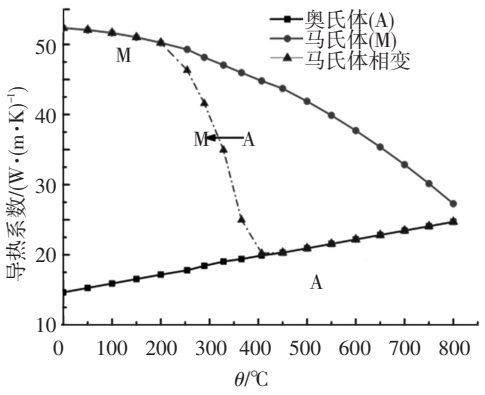
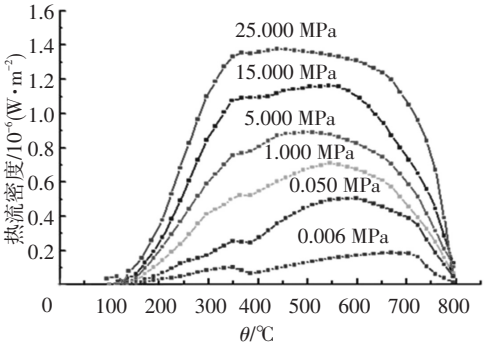


图 8　硼钢比热容随温度变化曲线

从 Deform 3D 热冲压软件材料库中提取奥氏体和马氏体随温度变化的导热系数值，并利用式(3)求解出相变过程中不同温度下马氏体体积分数，按照体积分数比例求解得出图 9(a)的马氏体相变导热系数变化曲线，其中，热导率从 M_S 点处迅速增大直至 240 ℃ 相变结束温度[16] 附近趋于平稳. 相变过程中导热系数的瞬间增大和相变潜热的释放，会导致样件单位时间内热流传递在 M_S 点附近突然增大. 经 Beck 反算法求得的随温度变化的热流密度曲线中(图 9(b))，可以观测到，无冲压载荷下的硼钢淬火过程中 M_S 点(400 ℃附近)处，传递给模具的热流密度会有小幅抬升，再减小，即出现拐点，进而证明了相变过程中硼钢样件导热系数以及比热容等热物性的改变引起了温度场的改变，导致了 K_{IHTC} 曲线拐点的产生，其中导热系数的改变起主导作用.



(a)相变导致的导热系数随温度的变化



(b) Beck 反算法求解的热流密度曲线

图 9 相变与热物性参数的关系

研究表明,马氏体相变过程中存在 2%左右的体积膨胀以及相变塑性、表面浮凸现象的产生[17].这些因素都会对冲压接触面的微观形貌产生一定影响,使得接触面压强增大和微凸体世界接触面积增加,致使热阻减小, K_{IHTC} 增大.

3 结 论

1)通过更换模具材质研究了不同材料热物性参数的改变对热成形淬火 K_{IHTC} 的影响.结果表明, 45 号钢模具材料较 H13 热作模具钢材料与 22MnB5 钢样件间热成形淬火 K_{IHTC} 明显增大,这与 45 号钢模具材料较大的导热系数有关.

2)马氏体相变会引起样件淬火过程中热物性参数的改变,会对 K_{IHTC} 产生正向增益效果,正增益率约为 30.2%,其中,相变过程中样件导热系数的改变对 K_{IHTC} 影响较大.

参考文献

[1] KARBASIA H, TEKKAYA A E. A review on hot stamping [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2010, 210(15): 2103-2118.

[2] CHANG Y, MENG Z H, YING L, et al. Influence of hot forming techniques on properties of vehicle high strength steels[J]. Journal of Iron and Steel Research International, 2011, 18(5): 59-63.

[3] MORI K, OKUDA Y. Tailor die quenching in hot stamping for producing ultra-high strength steel formed parts having strength distribution [J]. CIRP Annals-Manufacturing Technology, 2010, 59(1): 291-294.

[4] NIKRAVESH M, NADERI M, AKBARI G H, et al. Influence of hot plastic deformation and cooling rate on martensite and bainite start temperatures in 22MnB5 steel [J]. Materials Science and Engineering A, 2012, 540(4): 24-29.

[5] IKEUCHI K, YANAGIMONO 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.

[6] 程柏松, 肖纳敏, 李殿中,等. 界面换热系数对淬火过程变形模拟影响的敏感性分析[J]. 金属学报, 2012, 6(48): 696-702.

[7] 王水平. 铝合金铸造过程中铸件——模具界面换热系数的反分析求解[D]. 长沙:湖南大学, 2012.

[8] 曹欣, 孙志超, 杨合,等. 基于 DEFORM 反传热模型表面换热系数的确定[J]. 塑性工程学报, 2013, 4(20): 130-135.

[9] 郭志鹏, 熊守美, 曹尚铉. 热传导反算模型的建立及其在求解界面热流过程中的应用[J]. 金属学报, 2007, 43(6): 607-611.

[10] SHOJAEFARD M H, GOUDARZI K. The numerical estimation of thermal contact resistance in contacting surfaces [J]. American Journal of Applied Sciences, 2008, 511:1566-1571.

[11] BLAISE A, BOUROUGA B, ABDULHAY B, et al. Thermal contact resistance estimation and metallurgical transformation identification during the hot stamping[J]. Applied Thermal Engineering, 2013, 61(2): 141-148.

[12] 廖铮玮, 盈亮, 胡平, 等. 高强度钢板热成形界面换热系数估算[J]. 材料热处理学报,2013,6(34):167-172.

[13] HOLMAN J P. Heat transfer [M]. 10th Edition. New York: McGraw-Hill, 2010.

[14] BECK J, BLECKWELL B, CLAIR C. Inverse heat conduction[M]. New Jersey:John Wiley & Sons Inc, 1985.

[15] AKERSTORM P, OLDENBURG M. Austenite decomposition during press hardening of a boron steel—computer simulation and test [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2006, 174(1/3): 399-406.

[16] NADERI M, SAEED-AKBARI A, BLECK W. The effects of non-isothermal deformation on martensitic transformation in 22MnB5 steel [J]. Materials Science and Engineering: A, 2008, 487(1/2): 445-455.

[17] LIU H P, JIN X J, DONG H, et al. Martensitic microstructural transformations from the hot stamping, quenching and partitioning process [J]. Materials Characterization, 2011, 62(2): 223-231.

(编辑 张 红)