热电偶焊接对Gleeble温度测量的影响及修正方法

于德军^{1,2}, 徐东生^{2*}, 杨锐²

1. 鞍山师范学院物理科学与技术学院, 鞍山 114005;

2. 中国科学院金属研究所师昌绪先进材料创新中心, 沈阳 110016

* E-mail: dsxu@imr.ac.cn

收稿日期: 2019-08-14; 接受日期: 2019-12-11; 网络版发表日期: 2020-11-09

国家重点基础研究发展计划(编号: 2016YFB0701304)、中国科学院信息化项目(编号: XXH13506-304)和中国科学院战略性先导科技专项(C类)(编号: XDC01040100)资助

摘要 采用有限元方法模拟了柱状钛合金样品的Gleeble热压缩实验过程, 重点关注不同的热电偶焊接形式和状态对Gleeble样品温度测量准确性的影响规律. 研究表明, 热电偶的引入使样品的局域温度场发生畸变, 导致温度测量误差, 且某些条件下误差较大. 通过多种因素改变的模拟及详细分析表明, 样品的热传导系数、热电偶焊点间距、焊点位置偏离轴向中点、热电偶焊点面积等的变化以及热电偶缠绕都将导致测量偏差, 热电偶自身的塞贝克(Seebeck)效应可进一步放大误差. 在有限元模拟的基础上提出了相应的修正方法和修正公式.

关键词 热压缩, Gleeble, 有限元模拟, 温度测量, 误差修正

1 引言

基于有限元模拟的热加工工艺优化对改善产品质量、提高生产效率、降低研发成本的作用越来越显著, 其中模拟所需材料的本构关系常采用Gleeble热模拟机测量获得^[1~5]. Gleeble 3800是目前世界上功能最多、技术最先进的热模拟实验机, 在材料的高温塑性行为模拟、焊接热模拟、多道次变形加工、CCT/TTT曲线测定等方面有着广泛的应用^[6~9]. 基于这些实验获得的数据, 人们可进一步研究材料成分与工艺参数对组织和性能的影响、建立数学模型等, 用于指导产品设计和实际生产工艺的制定, 为新产品的开发、成分的优化、工艺参数的确定提供重要依据^[10,11].

该模拟机一般采用焊接在样品上的热电偶实现被测样品温度的测量, 并依据测温结果调整加热电流实现样品温度的实时控制. 热电偶的引入必然引起样品的局部温度场发生变化, 其变化幅度与样品的温度、材质以及热电偶的材质、尺寸、焊接方式、焊接质量等诸多因素有关, 因而导致热电偶测量的温度与样品表面在无热电偶时应达到的目标温度之间存在差异, 进而通过反馈控制Gleeble加热过程使被测样品趋向有偏差的目标温度. 温度的偏差将会对热压缩模拟的结果产生影响, 特别是对于某些对温度敏感材料的模拟结果的影响会十分显著. 热电偶引入所引起的温度误差既有系统性的也有偶然性的, 其中偶然性的温度误差将降低热压缩模拟结果的稳定性和可重复性. 弄

引用格式: 于德军, 徐东生, 杨锐. 热电偶焊接对Gleeble温度测量的影响及修正方法. 中国科学: 技术科学, 2021, 51: 185–194

Yu D J, Xu D S, Yang R. Influence of thermocouple welding on the Gleeble temperature measurement error and a scheme for its correction (in Chinese). Sci Sin Tech, 2021, 51: 185–194, doi: 10.1360/SST-2019-0284

清楚影响测温误差的因素并进行有针对性的避免或修正具有重要的意义。

作者前期对Gleeble压缩变形的不均匀性对测得的本构关系造成的影响进行了分析, 并给出了修正方法。本文研究重点考虑热电偶焊接处的温度(测得温度)与中截面圆周平均温度(目标温度)之间的关系。找出其中的影响因素及变化规律, 以便降低温度测量误差和进行温度修正。基于有限元模拟系统地分析了多种因素对不同热导率样品在不同目标温度时由于热电偶的引入带来的温度测量误差。其中, 对热电偶双丝焊接间距、焊接面积、焊接位置及热电偶的塞贝克(Seebeck)效应等对温度测量误差的影响进行了详细讨论, 为Gleeble热压缩模拟装置的改进及实验温度的修正奠定理论基础。

2 Gleeble热压缩的有限元模型建立

Gleeble热压缩模拟实验中, 由于存在样品的表面热辐射, 样品与砧子间、样品与热电偶丝间的热传导等多种耗散因素, 样品内的温度分布必然存在一定的不均匀性。模拟机以焊接的热电偶采集温度, 进而反馈给加热系统控制样品的温度。由热电偶测温原理可知: 所测得的温度实际上是热电偶丝与样品接触面附近局部区域的平均温度, 严格来说由于热电偶散热等的影响, 这一温度由于热电偶的引入已经发生了变化, 该测量并不能准确地反映样品的整体温度。样品表面的实际温度应由中截面圆周平均温度来表征。

图1是Gleeble 3800热模拟实验机压缩装置的简图。中间部分为圆柱形被测样品, 尺寸选为 $\Phi 8\text{ mm} \times 12\text{ mm}$; 两侧为各两级圆柱形碳化钨合金砧子, 尺寸分别为 $\Phi 19\text{ mm} \times 19\text{ mm}$ 和 $\Phi 19\text{ mm} \times 6\text{ mm}$, 其间及其与样品和水冷压头之间均垫以石墨纸, 以减小热传导同时保证良好的电接触。不同速度的压缩载荷由两侧的水冷压头提供。样品的温度控制通过调整样品轴向的加热电流实现。热电偶材料选择常用的铂和铂铑细丝, 直径为 0.2 mm , 分别点焊于图1中的A点附近, 两丝的焊点为样品中截面表面上的两点, 间隔一定距离, 一般为 $1\sim 2\text{ mm}$ 。热电偶电极丝垂直于样品向外引出。

Gleeble热压缩过程的有限元模拟采用Simufact.forming等软件包完成。为减少运算量, 部分压缩过程

图1 (网络版彩图)Gleeble 3800热压缩模拟实验装置简图(1和2为内砧子, 3和4是外砧子, A是焊在样品外表面的热电偶)

Figure 1 (Color online) The schematic of the compression setup on a Gleeble 3800 thermo-mechanical simulator (1, 2, 3, 4 are anvils; A is the thermocouple welded).

的模拟采用二维轴对称模型进行。与压缩单元接触的压头由于有水冷而简化为恒温传热刚体, 不划分网格; 其他几何体在轴对称模拟时采用四边形轴对称网格单元, 非轴对称模拟时采用六面体网格单元。网格划分中忽略样品与砧子间、砧子之间、砧子与压头间的石墨纸厚度, 其作用通过给定的热交换系数表征。网格尺寸的控制兼顾良好的计算精度和计算效率, 样品的单元尺寸约为 0.025 mm , 砧子单元尺寸约为 0.5 mm , 热电偶单元尺寸约为 0.0125 mm 。

模拟中样品电流加热效果是通过控制样品体单元的热流入量实现的, 具体过程是通过二次开发的温控模块调控单元的热流入量, 保证样品以 4°C/s 的速率升温至目标温度后, 保温 20 min 以达到温度动态平衡, 并始终控制目标点温度恒定。计算中考虑了所有变温体的热辐射、接触热传导、与环境的热交换。压缩过程模拟以Ti-6Al-4V(TC4)合金为例, 采用的主要通用参数^[12-15]如表1所示。

3 结果与讨论

3.1 热电偶的引入对样品温度场的影响

设样品材质均匀, 在未焊接热电偶时, 加热的棒状

表1 有限元模拟采用的参数

Table 1 Parameters used in the finite element method simulation

参数名称	数值
环境温度	25°C
环境热交换系数	$0.02\text{ kW}/(\text{m}^2\text{ K})$
接触热交换系数	$3\text{ kW}/(\text{m}^2\text{ K})$
样品表面发射系数	0.7
热电偶表面发射系数	0.75

Gleeble样品的温度分布具有轴对称性. 图2为无热电偶时TC4钛合金样品加热到目标温度(中截面边缘温度)为1000℃时纵剖面上的温度分布. 可见, 即使没有热电偶的存在, 样品的温度分布也并非均匀: 沿径向向中心温度高, 表面温度低; 在轴向上, 中间温度高, 两端温度低; 中截面圆周上各处温度相同, 这一温度约定为样品的表征温度, 即目标温度. 这种不均匀的温度分布是由于样品表面的热辐射、热传导及样品同砧子的热传导综合作用产生的动平衡温度分布结果, 热电偶的引入将引起温度场的进一步畸变, 使得测量结果表征更加复杂化.

图3为在A点焊有一根热电偶丝的情况下, TC4样品目标温度为1000℃时的中截面的温度分布云图. 对比图3和2, 可见热电偶的引入, 使热电偶焊接处(如图3中A点位置, 突出部分为一小段热电偶丝)的小范围内温度分布发生明显局部畸变, 焊接点接触面的温度明显下降, 而对远离A点的其他大部分区域的温度无明显影响, 对最远的B点温度影响最小, 因而B点的温度可近似为实际样品的表征温度, 下文所有讨论的温差、温降均指A和B点之间(特殊指出的例外). 由热电偶的测温原理可知, 热电偶测得的温度就是接触面的温度, 在大范围均温的环境中测得的温度原则上可以是准确的, 这也是一般无人怀疑热电偶测温结果准确性的原因. 但对非均匀温度分布, 如本文模拟的情况则并非如此. 一般情况下, Gleeble 3800模拟实验的样品温度较高, 而周围环境温度较低, 样品表面会通过辐射等途径向外散热, 而由于热电偶的引入改变了焊点附近的散热状态, 必然改变焊点的温度. 诚然, 热电偶测得的温度即为接触面的实际温度, 这并没有误差, 但

图2 (网络版彩图)无热电偶丝时TC4目标温度为1000℃时的样品纵剖面温度分布

Figure 2 (Color online) Axial sectional temperature distribution for TC4 sample at 1000℃ target temperature without thermocouple.

图3 (网络版彩图)A处焊接单根热电偶丝时TC4样品目标温度1000℃时的样品中截面温度分布

Figure 3 (Color online) Sectional temperature distribution for TC4 sample at 1000℃ target temperature with one thermocouple wire.

接触面的温度由于热电偶的引入已经发生了变化, 使测得的温度并非想要表征的样品的实际温度. 由此引起实测温度低于实际温度, 按照Gleeble的设计, 温控系统将加大加热电流以保证测量的温度为目标温度值, 必然导致样品被过度加热, 进而影响所测得的应力-应变曲线的客观真实性. 这种误差的根本原因是热电偶丝的引入使样品的焊接点附近局部热损失增加.

3.2 被测材料性质对热电偶附近样品温度场的影响

图4给出不同目标温度下, 不同热导率材料的样品在引入热电偶后与热电偶接触面的温降(实际温度-目标温度)的有限元模拟结果. 可见同种材料的样品, 随着目标温度的升高, 温降几乎成线性增长. 这是因为目标温度越高, 样品和热电偶的热交换越强, 导致样品在焊点处损失的热量越多, 因而局部温降越大. 对于不同热导率的样品, 在相同目标温度下, 热导率越低的材料其温降越大, 且温降与热导率近乎呈指数关系. 这是因为材料热导率越低, 若想为热电偶丝提供相同的热流, 接触面附近样品内须有更大的温度梯度, 导致焊点附近形成更大的温降. 为使热电偶焊接处达到目标温度, 热导率越低的样品需要有越高的整体温度. 亦即使测得的温度达到目标温度, 焊点处温降多少, 样品的

图4 (网络版彩图)不同热导率的样品在热电偶丝焊点处的温降随目标温度的变化,有限元模拟结果及其拟合曲线

Figure 4 (Color online) The temperature drop at the welding point for samples with different thermal conductivity and target temperature.

实际温度就需要被调升多少,因而其整体超温将越严重.不同热导率样品的目标温度-温降曲线的对比发现,低热导率材料的温降斜率更高,表明这些材料的温降对温度更敏感,更需考虑热电偶的引入对温度测量结果的影响.

上述误差是由于热电偶的引入带来的系统误差,与热电偶的结构及被测样品的热导率等参数有关,可通过系统修正消除.结合上面计算分析,建立如下形式的修正公式:

$$\Delta T = \frac{a(1-bT)}{(1-ck^d)} \quad (1)$$

其中, ΔT 为温降误差, T 为目标温度, k 为样品材料在该温度时的热导率, a, b, c, d 是拟合参数,可通过图4中的数据拟合获得.根据目前的热电偶设计可得: $a=168.34, b=-0.0087, c=-6.23, d=0.93$.由此修正公式计算得到图5中的实线结果,图中的数据点是有限元模拟的结果.可见该修正公式在图示的数据范围内与模拟结果吻合很好,拟合度高达99.998%,表明该修正可很好地反映系统误差的变化规律.因此,对目标温度在800℃~1300℃之间、样品材料热导率在5~400 W/(m K)之间的样品的Gleeble实验结果,均可通过式(1)修正温度测量的系统误差.本文作者利用式(1)修正了高温钛合金Ti60的流变应力曲线并对其Gleeble实验进行了系统的仿真模拟研究^[16],取得了很好的结果.

以热导率约为20 W/(m K)的钛合金为例,由图4可

图5 TC4样品在Gleeble 3800上1000℃保温20 min后的不同位置的金相组织. (a) 图3中A点; (b) 图3中B点

Figure 5 Experimental microstructure of TC4 at the different positions after Gleeble 3800 annealing at 1000°C for 20 min. (a) Point A in Figure 3; (b) Point B in Figure 3.

见,目标温度为1000℃时热电偶造成的温降约为18℃,这时Gleeble 3800模拟实验给出的流变曲线的结果实际上是该合金1018℃的结果.图5给出了TC4样品通过Gleeble热处理后的微观组织的金相图,热处理工艺为1000℃保温退火20 min后自然冷却.样品不同部位的金相组织可以表征样品的退火温度,其规律是样品的实际温度表现为随 α 片层的体积分数的减小而升高.由图5可见:试样未焊接热电偶丝的B点的金相组织中片状含量低于焊点A的片层含量,所以B处的温度应高于A处的温度.对于TC4合金,由经验及相图计算可知,两者温差大约在15℃~20℃,可见金相组织反映的温度分布与模拟结果吻合得很好.这也进一步说明有限元模拟的参数选择合适,模拟结果可靠.

对于钛合金,18℃温差可跨越两个相区,对组织状态及力学性能的影响必须考虑.而对于热导率更低的材料,其影响更甚.由于该误差为系统误差,在实验中采用修正公式(1)算出误差结果,相应做出调整即可规避.而对于热导率约为400 W/(m K)的纯铜,目标温度为1000℃时,热电偶造成的温降约为2℃,这时Gleeble 3800模拟实验给出的结果实际上是其1002℃时的结果.目标温度低时热电偶引起的温降误差较小,而显著低于2℃的误差对纯铜的Gleeble结果可能影响不大.

3.3 焊点质量对样品温度场的影响

上节讨论的是完美焊接,即热电偶丝端头100%的面积和样品实现冶金结合情况下,热电偶对温度测量结果的系统性影响.实际上,热电偶的焊接很难保证达到理想状态,一般表现为热电偶丝的焊点面积可能大小不一,或者在高温时由于氧化等原因造成焊点面积改变.在进行TiAl样品的Gleeble模拟实验时就经常

发生实验过程中热电偶丝脱落的情况. 这种焊点面积的变化将引起偶然的温度测量误差.

假设热电偶焊接面为圆形, 采用焊接良好部分半径与热电偶丝半径之比表征焊接的接触良好程度. 图6为有限元模拟所得的纯铜、纯铁、TC4样品在1000℃时, 不同焊接接触程度引起的额外温差(相对于理想焊接情况的温度). 可见额外温降也与样品材料的热传导系数有关, 并且焊点面积越小, 额外温降越大; 焊点面积大于热电偶丝面积时, 对比理想焊接状态引起的额外误差表现为温升. 这是因为热电偶丝在一定目标温度时散热能力基本恒定, 使不同焊点接触面积上形成不同的热流密度. 当焊点面积越小时, 其接触面上所需的热流密度越大, 因而导致接触面的温降增大; 反之, 当焊点接触面积大于正常焊接面积越大(如: 点焊时电流过大, 导致局部熔化的金属太多), 所需的热流密度则越小, 焊点接触面处的温降小于正常焊接时的温降, 故表现为温升.

由于样品热物性参数、焊丝端头的几何形状不同及操作者的人为差别, 任意材料Gleeble实验时焊点的接触面积难以保证恒定, 因而焊点质量的不确定性引起的额外温度误差属偶然误差, 难以从根本上消除. 但如果能够测量, 可根据焊点的实际情况, 利用图6的结果对该误差进行修正, 但实际上很难判定焊点的情况. 因而消除该误差的途径只有确保焊点具有良好的焊接状态, 为此建议采用严格的焊接规范, 且焊接后

图6 (网络版彩图)不同的热电偶焊接状况(焊点直径/丝直径)时热电偶散热引起的额外温降

Figure 6 (Color online) The deviation of temperature measured under different contact conditions (measured by the diameter ratio of contact area and thermocouple wire).

对每个焊点采用显微镜检查接触情况. 对于难以焊接热电偶或性质对焊接敏感的材料, 建议采用其他测温方式, 如光学测温等.

3.4 焊接位置偏离对样品温度场的影响

热电偶由两根细丝组成, 手动焊接时其焊点位置难以精确定位, 不可避免地存在沿中截面圆周方向丝间距的偏离和沿样品轴线方向的位置偏差. 下面分别讨论二者对温度测量的影响. 讨论中忽略加热电流引起的电位差对测量结果的影响, 因为加热电流是根据测温结果进行控制, 且样品变形过程中的均匀性和各向同性不确定, 无法得知任意时刻电流对热电偶的影响, 本节也暂时不讨论塞贝克系数对测量结果的影响.

实际实验中两根热电偶丝的焊接距离一般由操作人员目测确定, 基于单根热电偶丝的引入导致的温降分析推测, 两根热电偶丝的焊接间距不同也会带来温度测量的额外误差. 该误差在焊接间距不确定时为偶然误差; 若能够严格确定统一的间距时则为系统误差, 这时更易于修正. 图7为有限元计算给出的纯铜、纯铁、TC4样品只有一根热电偶丝时样品中截面圆周上距离焊点A不同距离的各点的温度相对B点的温降曲线. 可见该温降也与样品材料的热传导系数有关, 并且样品上距A点越近的点相对B点的温降越大. 实际中引入两根热电偶丝时, 第二根热电偶丝独立引起的温降效果应与第一根类似, 只是旋转了一个角度(或沿圆周平移了两热电偶丝之间的距离). 若忽略相互耦合带来

图7 (网络版彩图)中截面圆周上各点的温降沿圆周的分布
Figure 7 (Color online) The decrease of temperature along the edge of mid-section.

的高阶影响, 两根热电偶丝随间距不同形成的额外温降应与图7所示结果相同. 因此, 两根热电偶丝焊接间距带来的额外温降与两丝间距有关, 间距越近误差越大. 以TC4样品为例, 如焊点间距为0.5 mm时额外温降约2.5℃, 而间距1 mm时为1.25℃, 2 mm时0.61℃, 随间距增大, 温降减小.

实际焊接时, 两热电偶丝的位置均有可能偏离样品的中截面. 由于样品沿轴线方向上本来就存在温度变化, 该偏离也将带来额外的测量误差. 图8为有限元计算得到的目标温度1000℃时TC4样品表面沿轴向的温度分布曲线, 该分布曲线和样品材料相关, 但关系不大, 故仅给出TC4样品的分布曲线. 由图8可见样品中点温度最高, 偏离中截面的点的温度将下降, 且偏离越远温降越大. 下面针对不同的焊接位置情况分别讨论: 当两焊点平行偏离轴向中点(不考虑热电偶丝测量电流引起的温度变化), 两焊点温度相同, 均低于实际温度, 导致温度测量出现负偏差. 这时图8中各点与中点的温差就表征了热电偶偏离样品中点不同距离时引起的测量温差, 这一误差由样品自身温度分布不均匀决定, 而非热电偶引入引起. 这种由于焊点的偏离导致的测量误差为偶然误差. 图9给出了焊点偏离中心2 mm以内引起的测量误差的计算结果, 可见偏离中心越远, 温降越大且温降速度越快, 偏离中点1.0 mm时的额外温差可达4.5℃. 如此的测量误差同样将导致样品实际上被过度加热. 当两焊点偏离中截面不同时, 会导致每个焊点的温度不同, 每个焊点的温降都可由图9确定, 这种不同温度带来的测量误差并入下一节统一

图8 样品表面轴向温度分布曲线

Figure 8 Surface temperature along axial direction.

图9 焊点偏离样品中点引起的额外温降

Figure 9 Temperature drop due to the deviation of welding point from the mid-point of sample.

讨论.

有人建议对于非常均匀的材料, 可考虑将两个热电偶丝尽量精确地焊接于中截面直径的两端, 以避免焊点间距偏差引起温度测量误差. 这种焊接方法可使热电偶丝对样品温度分布的影响具有对称性, 从而理论上可能提高样品在热压缩实验中的变形稳定性, 进而在一定程度上避免样品变形初期的变形不对称性, 有可能提高测量结果稳定性和精确程度. 但对于均匀性未知或显著变形的材料, 则不宜采用对侧焊接的方式, 因为材料的不均匀将导致变形的不对称, 引起变形后样品形状偏离对称, 特别是有可能将加热电流引起的两根热电偶丝焊接处的电位差作为误差引入温度测量. 由于实际上材料不可能是完全均匀且各向同性的, 特别是对于大晶粒以及低对称性的材料, 其性质及变形的各向异性不可忽略, 很可能导致变形样品畸变较大, 并且实际操作中又很难保证焊点在轴向的对中, 因而本文不建议采用对侧焊接的方式焊接两根热电偶丝. 因而最佳的方法应该是将两根热电偶丝靠近焊接, 固定间距, 且沿同一圆周, 以免加热电流引起的误差. 该方法手动完成过程很难满足轴向位置及焊点质量的精确控制, 为解决这一问题, 本文作者研制了一种针对性的焊接工装工具, 目前已申请专利^[17].

3.5 热电偶接法对样品温度测量结果的影响

前文分析了焊点位置、焊接质量等可能导致热电偶丝焊点的温度不同, 下面进一步讨论两热电偶丝焊点的温度不同对测温结果的影响. 热电偶的测温原理

是基于不同的材料具有不同的塞贝克系数, 通过测量两热电偶丝组成的回路的电势差来实现的. 由于两热电偶丝焊点的温度不同, 回路的电势差可认为是由3段金属的电势差构成, 分别是: 1铂丝、2铂铑丝、3样品. 每段金属的电势差可通过下式计算获得:

$$\begin{aligned} V &= \int_{T_1}^{T_2} S_i(T) dT \\ &\approx \int_{T_1}^{T_2-\Delta T} S_i(T) dT + S_i(T_2) \Delta T \\ &\approx A + S_i(T_2) \Delta T, \end{aligned} \quad (2)$$

其中 $S_i(T)$ 为第 i 种材料与温度相关的塞贝克系数. T_2 为一焊点的温度, $T_2 - \Delta T$ 为另一焊点的温度, T_1 为参考点温度, ΔT 为两焊点的温度差, 由于 ΔT 相对较小, 在其温度区间 $S_i(T_2)$ 可认为不变.

正常情况下 (两焊点温度均为 T_2 或 $T_2 - \Delta T$ 时) 热电偶回路的电势差为

$$\begin{aligned} V_{01} &= \int_{T_1}^{T_2} (S_1(T) - S_2(T)) dT \\ &\approx \int_{T_1}^{T_2-\Delta T} (S_1(T) - S_2(T)) dT \\ &\quad + (S_1(T) - S_2(T)) \Delta T, \end{aligned} \quad (3)$$

$$V_{02} = \int_{T_1}^{T_2-\Delta T} (S_1(T) - S_2(T)) dT. \quad (4)$$

由式(3)和(4)有

$$\Delta T = (V_{01} - V_{02}) / (S_1(T_2) - S_2(T_2)). \quad (5)$$

即两次测温的温度差和两次测得的热电偶回路的电势差的差值成正比, 这是热电偶测温的基本原理.

当两焊点温度不同时, 存在两种不同的连接情况, 这里假定铂丝焊点温度高时为正向焊接, 铂铑丝焊点温度高时为反向焊接.

则正向焊接时整个回路的电势差为

$$\begin{aligned} V_1 &= A + S_1(T_2) \Delta T_0 \\ &\quad - \int_{T_1}^{T_2-\Delta T} S_2(T) dT + S_3(T_2) \Delta T_0. \end{aligned} \quad (6)$$

反向焊接时整个回路的电势差为

$$\begin{aligned} V_2 &= A - \int_{T_1}^{T_2-\Delta T} S_2(T) dT \\ &\quad - S_2(T_2) \Delta T_0 + S_3(T_2) \Delta T_0. \end{aligned} \quad (7)$$

因而实测的电势差表征的温度和目标温度 T_2 的差值为

$$\Delta t_1 = \frac{V_{01} - V_1}{S_1(T_2) - S_2(T_2)} = -\frac{(S_2(T_2) + S_3(T_2)) \Delta T_0}{S_1(T_2) - S_2(T_2)}, \quad (8)$$

$$\Delta t_2 = \frac{V_{01} - V_2}{S_1(T_2) - S_2(T_2)} = \frac{(S_1(T_2) + S_3(T_2)) \Delta T_0}{S_1(T_2) - S_2(T_2)}. \quad (9)$$

可见两焊点温度不同, 实际测量结果的误差和两热电偶丝的焊接正反方向有关, 同时和样品的塞贝克系数有关. 样品的塞贝克系数随温度的变化率越大, 越会进一步放大这一误差.

两次重复实验 (两热电偶焊接位置一次正向焊接, 一次反向焊接时) 测得的温度的差异可表示为

$$\begin{aligned} \Delta t &= \Delta t_2 - \Delta t_1 \\ &= \frac{(S_1(T_2) + S_2(T_2) + 2S_3(T_2)) \Delta T_0}{S_1(T_2) - S_2(T_2)}. \end{aligned} \quad (10)$$

1000℃时的单铂铑热电偶两丝的塞贝克系数为 $S_{Pt}(1000) = -17.22 \mu V/K$, $S_{PtRh}(1000) = -28.76 \mu V/K$. 据此即使不考虑样品材料的塞贝克系数的影响, 由式(10)可知正反方向焊接导致的测量误差 Δt 也比原来存在的两焊点的温差 ΔT_0 放大了约4倍. 实际放大的倍数又与样品材料有关, 考虑样品性质的非均匀性, 结果将更加复杂.

图10给出了TC4样品在1000℃时互换两热电偶丝位置引起的测量综合误差的结果. 其中测量条件假设如下: 样品材料的塞贝克系数为零, 焊点1精确良好地焊于样品接中点, 焊点2接触点直径在0.05~0.4 mm变

图10 (网络版彩图) 铂丝焊点轴向偏离中心位置(Y轴)及其焊点相对尺寸(X轴)与铂铑丝互换前后两次测得的温度差异的云图

Figure 10 (Color online) Temperature difference due to the exchange of wires in thermal couple, as functions of off-center distance of wires along axial direction (Y axis) and the contact radius ratio (X axis).

化, 轴向间隔在0~2.0 mm变化. 由图10可见, 造成的综合误差可达 -15°C ~ 96°C . 这样的温度测量误差对于性能对温度非常敏感的钛合金将带来颠覆性的流变行为实验结果. 实际情况可能更复杂, 两点可能均偏离中心, 焊接质量也可能不同, 并且样品材料也可能具有塞贝克效应, 因而导致的误差可能会大于图10的范围. 由于该误差为综合的偶然误差, 主要由实验操作带来, 难以预知. 只有采取适当技术措施确定准确的焊接位置和一致的焊接质量才可统一修正.

3.6 热电偶缠结对测量温度的影响

对于两根热电偶丝分开焊接的情况, 所测得的温度为焊点附近样品区域的平均温度, 而当两根热电偶丝发生缠结时, 由于两丝接触部位可能发生短路的作用, 使其测得的温度并非样品表面的温度, 而可能是两丝最终分离部位的温度, 因而实际进行热电偶连接时, 两丝之间应有绝缘措施, 避免两丝的直接接触, 更不能把两丝扭在一起再进行焊接或其他固定, 否则所测得的温度根本不是样品表面的温度, 而是两丝最终分离位置的温度.

图11所示为TC4样品目标温度为 1000°C 时, 沿着热电偶丝上各点的温度随其与焊点距离变化的有限元模拟结果. 分析表明, 由于热电偶上的热量全部来源于样品, 使样品焊点处的热损失远大于其他位置, 势必造成样品在焊点处形成更大的温降, 导致图中的零点处

图 11 TC4样品上焊接的热电偶丝上各点的温度随距离焊点位置的分布曲线

Figure 11 The temperature along thermocouple wire as a function of the distance to the welding point.

温度(982°C)明显低于目标温度, 根据前面讨论, 这个温降与样品的温度和热传导率有关. 由图11还可见, 热电偶丝的温度随着与样品距离的增加而迅速降低, 如距样品表面1 mm处可产生 140°C 的温降, 因而, 如两根热电偶丝在焊点处发生缠结1 mm之后再分开, 可导致所测量到的温度降低 140°C , 远低于样品表面的温度. 因而依靠这样的温度测量进行控制时, 可导致样品温度过高, 使所测得的力学行为显著偏离实际情况, 甚至出现样品的加热温度超过熔点而使样品熔化、发生液态金属流淌甚至燃烧等问题, 因而务必引起注意.

4 结论

采用有限元方法对Gleeble热压缩实验中样品及焊接热电偶中的温度分布进行系统研究, 重点分析热电偶的焊接位置及连接状况对温度测量结果的影响, 基于模拟提出一种误差消除方法, 得出以下结论.

(1) 热电偶的引入使样品上焊点附近温度场发生畸变, 可导致显著的系统性温度测量误差; 其大小与目标温度及被测样品的热传导系数有关, 目标温度越高, 样品的热传导系数越低, 则误差越大, 钛合金样品因热导率较低, 其温度测量误差不可忽略; 基于模拟给出了适用于不同目标温度下不同热导率材料的温度系统误差修正方法和公式.

(2) 热电偶丝焊接质量不同将导致额外的测温误差, 焊点面积越小, 引起接触面的温降越大, 因而实验中应保证良好的焊接质量; 焊点偏离样品中点也会带来额外的测温误差, 偏离越大则误差越显著, 因而应尽可能将热电偶焊接于样品轴向中点; 焊点间距的不确定也会带来额外的测温误差, 因而应将热电偶焊接在样品中截面上且保持较小间距, 可最大程度地减少温度测量误差.

(3) 热电偶的焊接质量、位置等可造成两焊点的温度不同, 两热电偶丝的焊接情况差异会引入进一步误差; 由于这些误差主要由实验操作的不确定性引起, 难以修正; 保证Gleeble热模拟实验中温度测量准确的关键在于, 保证精确的焊点位置、焊接质量等, 建议改变目前的手动热电偶焊接方式, 引入精确定位及焊接工装, 或改变测温方法.

致谢 全部工作在中国科学院金属研究所完成, 其中计算模拟在中国科学院超级计算环境沈阳分中心完成, 一并致谢.

参考文献

- 1 Barnett M R, Keshavarz Z, Beer A G, et al. Influence of grain size on the compressive deformation of wrought Mg-3Al-1Zn. *Acta Mater*, 2004, 52: 5093–5103
- 2 Chapuis A, Driver J H. Temperature dependency of slip and twinning in plane strain compressed magnesium single crystals. *Acta Mater*, 2011, 59: 1986–1994
- 3 Lu J, Ravichandran G, Johnson W L. Deformation behavior of the $Zr_{41.2}Ti_{13.8}Cu_{12.5}Ni_{10}Be_{22.5}$ bulk metallic glass over a wide range of strain-rates and temperatures. *Acta Mater*, 2003, 51: 3429–3443
- 4 Maaß R, Van Petegem S, Ma D, et al. Smaller is stronger: The effect of strain hardening. *Acta Mater*, 2009, 57: 5996–6005
- 5 McClellan K J, Heuer A H, Kubin L P. Localized yielding during high temperature deformation of Y_2O_3 -fully-stabilized cubic ZrO_2 single crystals. *Acta Mater*, 1996, 44: 2651–2662
- 6 Pan Z, Xu F, Mathaudhu S N, et al. Microstructural evolution and mechanical properties of niobium processed by equal channel angular extrusion up to 24 passes. *Acta Mater*, 2012, 60: 2310–2323
- 7 Warwick J L W, Jones N G, Rahman K M, et al. Lattice strain evolution during tensile and compressive loading of CP Ti. *Acta Mater*, 2012, 60: 6720–6731
- 8 Yapici G G, Tomé C N, Beyerlein I J, et al. Plastic flow anisotropy of pure zirconium after severe plastic deformation at room temperature. *Acta Mater*, 2009, 57: 4855–4865
- 9 Guo A M, Wang Y H, Shen D D, et al. Influence of phosphorus on the hot ductility of 2.25Cr1Mo steel. *Mater Sci Tech*, 2003, 19: 1553–1556
- 10 Brown S G R, James J D, Spittle J A. A 3D numerical model of the temperature-time characteristics of specimens tested on a Gleeble thermomechanical simulator. *Model Simul Mater Sci Eng*, 1997, 5: 539–548
- 11 Norris S D, Wilson I. Application of 3D numerical modelling for thermal profile optimization on the Gleeble thermomechanical simulator. *Model Simul Mater Sci Eng*, 1999, 7: 297–309
- 12 Li H, He L, Zhang C, et al. Research on the effect of boundary pressure on the boundary heat transfer coefficients between hot stamping die and boron steel. *Int J Heat Mass Transfer*, 2015, 91: 401–415
- 13 Xu M, Ling R, Zhang Z, et al. Study on interfacial heat transfer behavior of TA15 titanium alloy and die materials. *Int J Heat Mass Transfer*, 2017, 108: 1573–1578
- 14 Bai Q, Lin J, Zhan L, et al. An efficient closed-form method for determining interfacial heat transfer coefficient in metal forming. *Int J Machine Tools Manuf*, 2012, 56: 102–110
- 15 Lu B S, Wang L G, Huang Y. Effect of deformation rate on interfacial heat transfer coefficient in the superalloy GH4169 hot forging process. *Appl Thermal Eng*, 2016, 108: 516–524
- 16 Yu D J, Xu D S, Wang H, et al. Refining constitutive relation by integration of finite element simulations and Gleeble experiments. *J Mater Sci Tech*, 2019, 35: 1039–1043
- 17 Yu D J, Xu D S, Teng C Y, et al. Precision positioning tool for work piece (in Chinese). China Patent, ZL201420688253.8, 2014 [于德军, 徐东生, 滕春禹, 等. 一种工件精密定位工装. 中国专利, ZL201420688253.8, 2014]

Influence of thermocouple welding on the Gleeble temperature measurement error and a scheme for its correction

YU DeJun^{1,2}, XU DongSheng² & YANG Rui²

¹ *College of Physical Science and Technology, Anshan Normal University Liaoning China, Anshan 114005, China;*

² *Shi-Changxu Innovation Center for Advanced Materials, Institute of Metal Research, Chinese Academy of Sciences, Shenyang 110016, China*

Finite element analysis was performed to model the process of thermal compression of titanium alloy rods on Gleeble 3800, concentrating on the effect of thermocouple welding on the accuracy of temperature measurement during the Gleeble test. The study shows that the thermocouple application distorts the local temperature distribution around the welding area, and cause errors in temperature measurement. Analysis of the influence of different factors shows that the change in the thermal conductivity of the thermocouple materials, the separation of the thermocouple wires, the change in the contact area of the thermocouple wires with the sample, the deviation of the welding points from the mid-point of the samples, and even the twining of the thermocouple wires will lead to the deviation of the measured temperature, and may cause error or even failure of the Gleeble test. Based on our finite element method simulations, a correction scheme and equation are proposed.

compression, Gleeble, finite element method (FEM), temperature measurement, error correction

doi: [10.1360/SST-2019-0284](https://doi.org/10.1360/SST-2019-0284)