

基于数值仿真的 TC4 合金锻前加热工艺参数研究

李建军¹ 彭谦之¹ 贾 贝¹ 段 帅¹ 曹尉南²

(1.中国航发南方工业有限公司锻造中心; 2.湘潭大学机械工程学院)

摘 要 基于 Abaqus 有限元软件建立了 TC4 棒料加热的热机耦合模型,对不同直径、表面涂覆 0.2 mm 玻璃涂层的 TC4 合金棒料,在 945 ℃下直接高温入炉的加热过程进行了研究。结果发现,合金棒料在加热过程中受到的最大等效应力随棒料直径的增大而增大,最大等效应力部位位于棒料底部(与炉底板接触部位)。当棒料直径>40 mm 时,棒料在加热过程中所受到的最大等效应力大于其对应温度下的屈服强度。棒料在加热过程中所受到的最大主应力随直径的增大而增大。不同直径承受最大主应力部位的温度均为 35 ℃左右。当棒料直径为 100 mm 时,受到最大主应力为 198.2 MPa,发生脆性开裂的安全系数为 4.8。其余直径发生脆性开裂的安全系数均大于 4.8。此外,还给出了直径≤40 mm 的 TC4 合金棒料,表面涂覆 0.2 mm 玻璃涂层,在 945 ℃直接高温入炉加热时的最短保温时间计算公式。

关键词 TC4 合金;锻前加热;应力分析;数值仿真

中图分类号 TG146.23;TP311 **文献标志码** A

DOI:10.15980/j.tzzz.2021.07.020 开放科学(资源服务)标识码(OSID):



Heating Process Parameters of TC4 Alloy before Forging Based on Numerical Simulation

Li Jianjun¹, Peng Qianzhi¹, Jia Bei¹, Duan Shuai¹, Cao Weinan²
(1.Forging Workshop, AECC South Industry Co., Ltd.;
2.School of Mechanical Engineering, Xiangtan University)

Abstract: Thermomechanical coupling model for TC4 bar heating was established based on the Abaqus finite element simulation software. TC4 alloy bars with different diameters and 0.2 mm glass coating on the surface were directly heated into the furnace at 945 ℃ and analyzed. The results indicate that the maximum equivalent stress suffered by the bar during heating is increased with the increase of diameter, which is located at the bottom of the bar (the contact part with the furnace). When the diameter of the bar is more than 40 mm, the maximum equivalent stress suffered by the bar during the heating process is greater than the yield strength at the corresponding temperature. The maximum principal stress suffered by the bar during heating is increased with the increase of diameter. Temperatures where the different diameters bearing the maximum principal stress height are all about 35 ℃. When the diameter of the bar is 100 mm, the maximum principal stress is 198.2 MPa, and the safety factor for brittle cracking is 4.8, while that of the remaining diameters are all greater than 4.8. TC4 alloy bars with a diameter of ≤40 mm are coated with 0.2 mm glass on the surface. When heated directly into the furnace at 945 ℃, the shortest holding time can be calculated.

Key Words: TC4 Alloy, Heating Before Forging, Stress Analysis, Numerical Simulation

锻前加热是锻造工艺中一个重要步骤,其目的是降低材料变形抗力,提高塑性,使金属在锻造时易于流动成形。一般来说,锻前加热工艺主要有两个工艺参数:加热温度和升温曲线。其中加热温度主要参考相图、再结晶、变形抗力等确定,而升温曲线包含升温速度与加热时间,不仅要考虑加热过程中的组织转变(如第一、二

类回火脆性),同时也要考虑在加热过程中坯料内部产生的热应力及组织应力是否会导致材料开裂^[1~3]。

进行钛合金叶片生产时,采用高温直接入炉的加热方式,与低温入炉的加热方式相比,不仅能显著提高生产效率,同时由于加热时间较低温入炉要短,坯料表面受炉气的侵蚀时间短,其锻后表面品质也优于低温入炉

收稿日期:2020-11-17;修改稿收到日期:2021-01-07
第一作者简介:李建军,男,1981 年出生,高级工程师,湖南株洲(412003),E-mail:20187487@qq.com
引用格式:李建军,彭谦之,贾贝,等. 基于数值仿真的 TC4 合金锻前加热工艺参数研究[J]. 特种铸造及有色合金,2021,41(7):890-895.
LI J J, PENG Q Z, JIA B, et al. Heating process parameters of TC4 alloy before forging based on numerical simulation[J]. Special Casting & Nonferrous Alloys, 2021, 41(7):890-895.

的加热方式。但采用高温直接入炉的加热方式,加热速度快、热应力大,可能导致坯料内部开裂。对于加热过程中产生的热应力,目前暂无直接测量的方法,故难以判断高温入炉加热的安全性,而关于钛合金锻前加热参数方面的研究报道较少。

通过有限元法对坯料的加热过程进行仿真,可以很方便的得到加热过程中热应力等数据,从而可以判断失效是否会发生。郭逸丰等^[4]采用有限元法对锻造用钢锭的超高温传送及加热过程进行了仿真,基于仿真数据制定了加热规范。HONG-SEOK P 等^[5]采用试验及有限元法相结合的方法对连杆的感应加热过程进行了仿真,确定了最优的锻前加热参数。目前,有关 TC4 合金锻前加热工艺的研究较少。因此,本课题通过有限元计算及工艺试验等手段对 TC4 合金锻前加热工艺参数进行研究,为改进 TC4 合金锻前加热工艺参数提供参考。

1 试验方案及设备

采用 Abaqus 有限元仿真软件对 TC4 棒料在电炉中的加热过程进行热机耦合分析,试样的直径设为10~100 mm,长度为其直径的 2 倍,坯料表面均匀涂覆0.2 mm 玻璃涂层,两端面倒圆角 R1.5,数值仿真时采用的试样尺寸及网格模型见图 1。

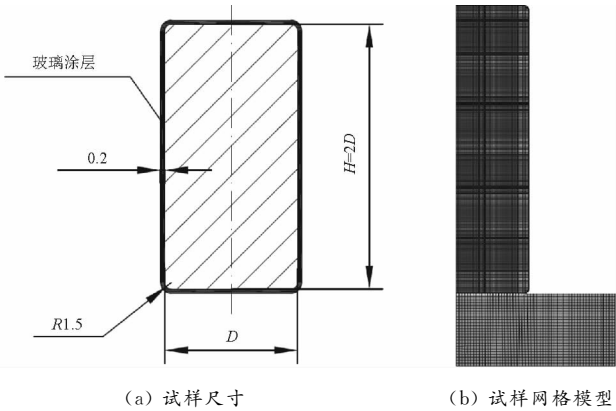


图 1 数值仿真时采用的试样尺寸及网格模型
Fig.1 Dimension and mesh model of specimens in numerical simulation

数值模拟时坯料及玻璃润滑剂的初始温度设为 20 ℃,炉膛加热温度设置为 945 ℃。坯料直接放入 945 ℃ 的炉膛中进行加热,加热时坯料在炉膛中立放,即坯料轴向与炉底板垂直。考虑炉底板与坯料底部的接触传热以及坯料与电炉之间的辐射传热,忽略坯料与炉气之间自然对流传热,忽略玻璃润滑剂从粉状转变为熔融状态的吸热。炉底板的宽度比坯料半径大 20 mm。建立的网格模型见图 1b。

图 2 为进行仿真计算时采用的 TC4 合金的热导率、比热容、弹性模量、泊松比以及线膨胀系数随温度变

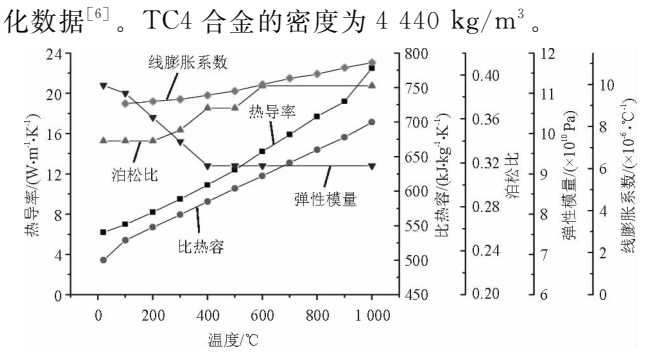


图 2 TC4 合金部分物性参数随温度的变化
Fig.2 Partial physical parameter variation of TC4 alloy with temperature

模拟计算时使用的玻璃润滑剂的密度为 2 500 kg/m³,比热容为 837 J/(kg·K)。玻璃热导率随温度的变化见图 3。模拟计算时使用的炉底板密度为 7 800 kg/m³,热导率为 31.4 W/(m·K),比热容为 461 J/(kg·K)。相关的边界条件:熔融玻璃的黑度为0.67^[7],熔融玻璃与炉底板之间的接触传热系数为16 250 W/(m²·K)^[7,8]。

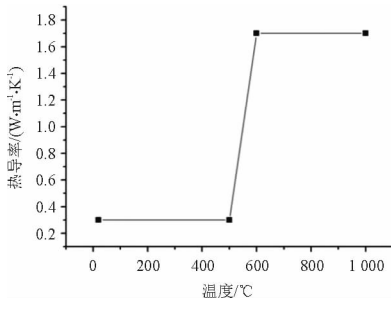


图 3 玻璃热导率随温度的变化
Fig.3 Thermal conductivity variation of glass with temperature

工艺试验在 RX3-115-12 箱式电阻炉中进行,箱式电阻炉满足 HB5425 中Ⅲ类炉标准。电炉设置的加热温度为 945°。坯料直径分别为 ϕ30 mm、ϕ40 mm。坯料中心部分钻 ϕ3 mm 圆孔,以便插入热电偶。试样尺寸与试样实物见图 4。其中,钻孔深度与坯料直径的关系见图 4a。在进行工艺试验时坯料表面喷涂0.2~0.3 mm 玻璃涂层,待玻璃涂层干燥后,直接放入电炉中进行加热(实物见图 4b),通过热电偶及测温仪表记录升温数据。同时准备尺寸分别为 ϕ30 mm×60 mm、ϕ40 mm×80 mm 的 TC4 棒料各 10 根(中心未钻孔),表面均喷涂 0.3 mm 厚的玻璃涂层,与同规格进行测温试验的试料同时入炉进行加热,待测温试样升温至指定温度后,所有试样同时出炉。试样冷却后,将中心未钻孔的试样吹砂去除玻璃涂层,采用无心磨床将外圆磨光至 Ra0.8 μm 后进行超声检查。

试验 TC4 棒料符合 GJB494A 标准。采用 K 型热

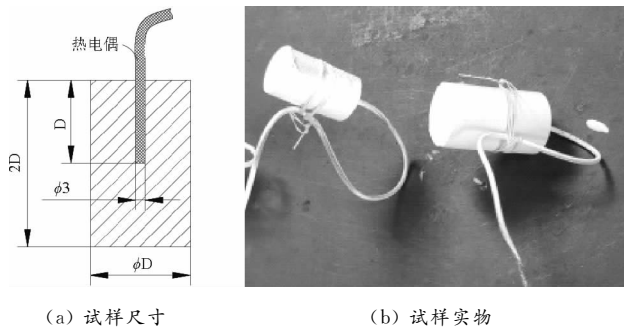


图 4 试样尺寸及试样实物

Fig.4 Dimension and entity of specimens

电偶提取温度信号,使用 Fluke 1586A 高精度测温仪记录温度曲线。采用 KKUSM35XS 型超声波探伤仪对加热后的棒料进行超声检查,超声检查采用水浸法,并判断是否存在缺陷。

考虑到工艺试验所使用的电炉为 III 类炉,其炉温

均匀性为 $\pm 10\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。因此无论是数值计算还是工艺试验中,只要坯料的最低温度(或测量温度)为 $940\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,即认为坯料已升温至指定温度。

2 试验数据与分析

2.1 不同直径坯料的升温过程分析

图 5 是直径为 100 mm 棒料的不同时刻温度场分布以及顶部、心部、底部的升温曲线。在进行加热时,坯料底部在炉底板接触传热的作用下,升温很快。但是随着炉底板的温度下降,炉底板传递给坯料的热量减少,坯料底部的升温速度逐渐变缓。而坯料表面受辐射传热作用,温度逐渐升高。到加热末期坯料底部为整个坯料中温度最低的区域。其余直径棒料的升温规律与直径为 $\phi 100\text{ mm}$ 棒料的升温规律基本一致。

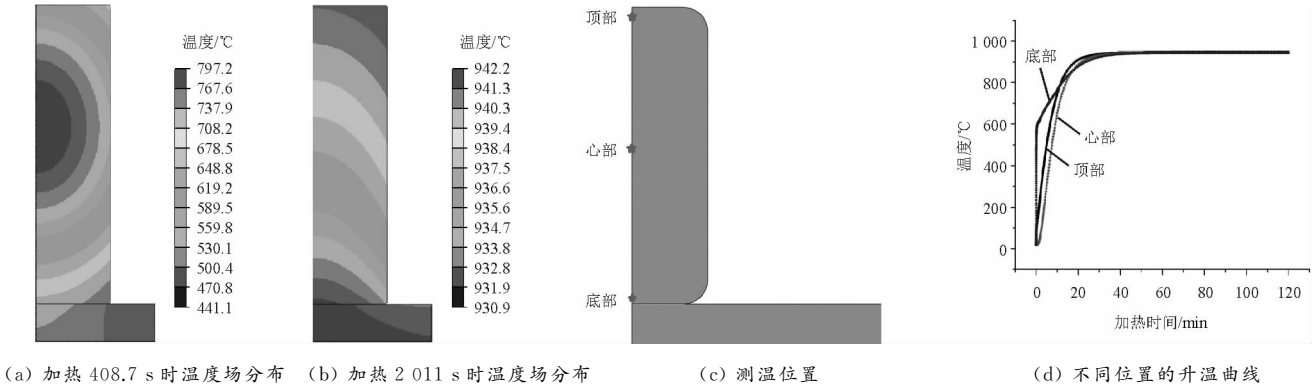


图 5 $\phi 100\text{ mm}$ 棒料的温度场分布及升温曲线

Fig.5 Temperature field distribution and heating curve of the bar with diameter of 100 mm

根据计算结果,统计了不同直径的 TC4 合金棒料底部与心部的到温时间,见图 6。可以看出,坯料直径与升温时间基本上满足线性关系。随着坯料直径的增大,底部到温时间与心部到温时间的差值逐渐增大。直径为 100 mm 时,心部到温时间与底部到温时间的差值约为 5 min。因此在考虑计算钛合金棒料加热的最短保温时间时应以底部到温时间为准。

2.2 加热过程的应力分析

坯料在进行加热时,由于内外温度不一致,导致坯料表面与心部的热膨胀量不一致,从而形成热应力。此外,在加热过程中发生的相转变,导致不同相之间的比热容、弹性模量等参数会发生变化,从而造成组织应力。若加热参数制定不正确,在加热过程中产生的热应力与组织应力可能会导致坯料变形开裂。因此在制定加热参数时需要对加热过程中的热应力与组织应力进行分析,以确定加热参数的可行性。

对于韧性材料来说,从设计角度出发一般认为发生屈服则材料失效。为了避免 TC4 合金在加热过程中出现裂纹缺陷,选择了安全系数较大的判据,即在韧性状态下材料屈服即认为材料失效。TC4 合金在加热温度范围内属于韧性材料。需要注意的是,材料的脆性不仅受温度的影响,同时也受应力状态的影响,当材料受三向大小相当的拉应力作用时,无论是韧性材料还是脆性材料,均以脆性开裂方式失效。因此在判断 TC4 合

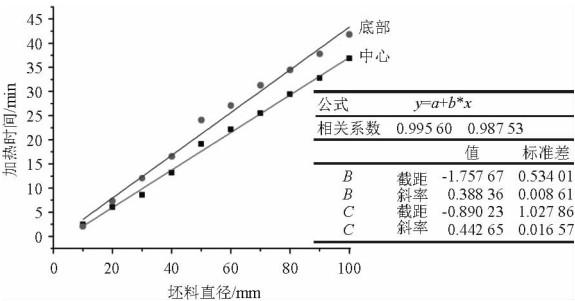


图 6 棒料心部、底部到温时间随坯料直径的变化

(注:B 为底部,C 为心部)

Fig.6 Heating time variation of the core and bottom of the bar with the diameter of the blank

金在加热过程中是否会失效时应分两种情况讨论:第一,分析其等效应力大小,采用 Mises 屈服准则,即第四强度理论;第二,分析其主应力大小,采用最大拉应力准则,即第一强度理论^[9]。

2.2.1 加热过程中的等效应力分析

图 7 为直径 100 mm 的 TC4 合金棒料在加热过程中的等效应力分布及对应的温度场分布。可以看出,加热 4.969 s 后,坯料最大等效应力达到了 547.0 MPa(也

是整个加热过程中所受到的最大等效应力),位置处于与炉底板接触的坯料底部,此时该处对应的温度为 539 ℃。随着加热进行,坯料温度随之升高。从图 7c 和图 7d 可以看出,156.6 s 时应力集中区已从底部转移至坯料外缘,但此时的最大等效应力已降至 184.6 MPa,从温度场的分布来看,此时坯料的温度分布较加热初期有明显变化,坯料整体温度上升,且坯料心部成为了温度最低的区域。其余棒料在加热过程中受到的等效应力

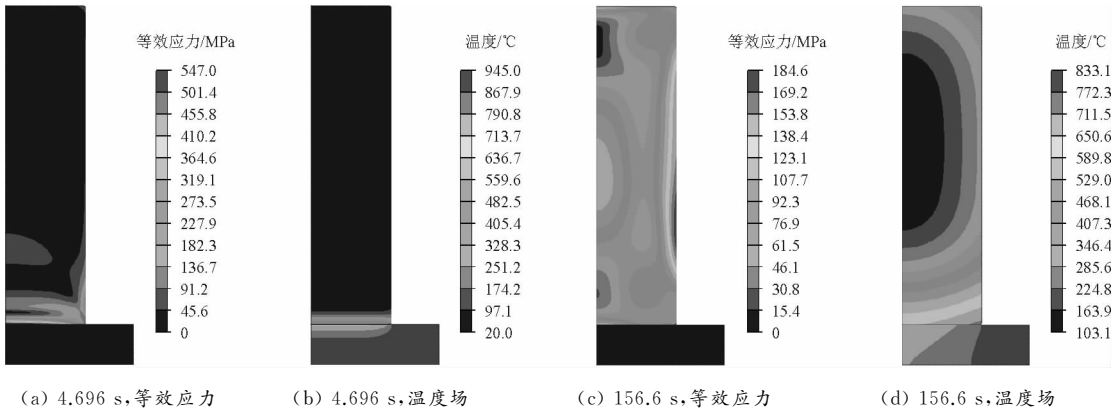


图 7 $\phi 100$ mm 的 TC4 棒料在加热过程中等效应力以及对应的温度场分布

Fig.7 Equivalent stress and corresponding temperature field distribution of TC4 bar with a diameter of 100 mm during heating process

变化规律与直径 100 mm 的棒料类似。

图 8 为加热过程中坯料所受的最大等效应力随直径的变化,其中图中的数据标签为最大等效应力处的温度。可以看出,随着直径增大,坯料在加热过程中所受到的等效应力逐步增大。这主要是因为随着坯料的增大,内部达到设定温度的时间增加,造成坯料表面温度与心部温度的温差越大,因此表面金属的热膨胀量与心部金属的热膨胀量差异也就越大,从而使坯料受到的热应力越大。表 1 为 TC4 合金在不同温度下的屈服强度以及抗拉强度大小。对比表 1 与图 8 可知,当直径超过 40 mm 时,坯料在加热过程中受到的等效应力超过了对应温度下的屈服强度。

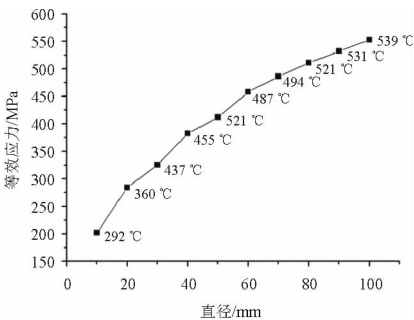


图 8 加热过程中坯料所受的最大等效应力随直径的变化

Fig.8 Variation of the maximum equivalent stress applied to blank during the heating process with the diameter

表 1 TC4 合金在不同温度下的屈服强度及抗拉强度^[1]

Tab.1 Yield strength and tensile strength of TC4 alloy at different temperatures^[1]

T/℃	σ_b /MPa	$\sigma_{0.2}$ /MPa	$\sigma_{0.1}$ /MPa
-55	1 059	—	—
-30	1 020	—	—
20	967	860	836
100	846	736	695
200	741	613	578
300	690	543	501
350	665	532	498
400	645	508	474
500	583	401	350
600	413	212	178
700	245	89	72

2.2.2 加热过程中的主应力分析

图 9 为直径 100 mm 的棒料加热 47.43 s 时的主应力及温度场分布。可以看出,此时,坯料偏下部位受明显三向拉应力作用。其中第 1 主应力为 198.2 MPa,第 2 主应力为 186.5 MPa,第 3 主应力为 184.7 MPa,三向主应力大小水平相当。从图 9d 可以看出,该处为低温与高温的过渡区域。

图 10 为不同直径的 TC4 棒料在加热过程中所受到的最大三向拉应力。可以看出,随着直径增大,拉应力的水平逐渐增大。同时,三向拉应力水平相当,因此可以认为是前述的三向等强拉应力状态。利用表 1 的

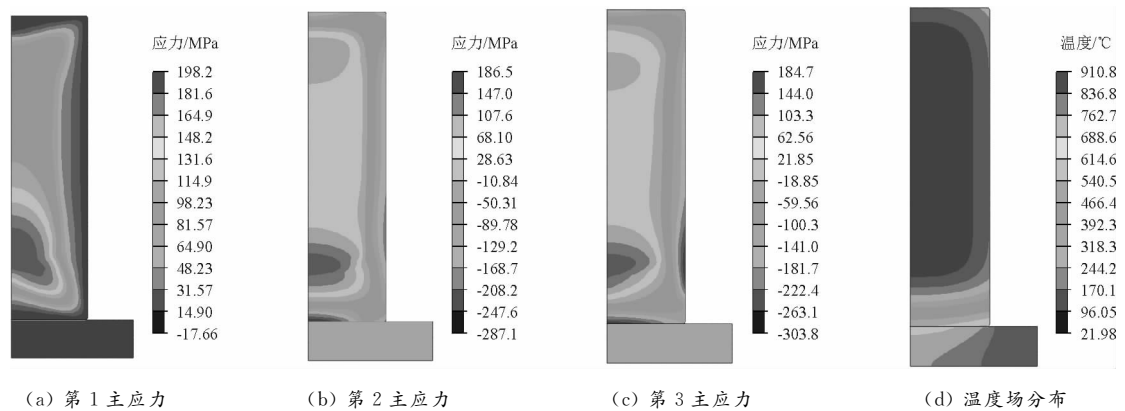


图 9 $\phi 100$ mm 的 TC4 棒料加热 47.43 s 时主应力及温度场分布

Fig.9 Principal stress and temperature field distribution of TC4 bar with a diameter of 100 mm heated for 47.43 s

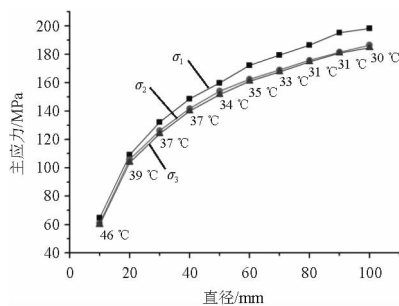


图 10 TC4 合金棒料在加热过程中所受到的主应力随直径的变化

Fig.10 Variation of principal stress applied to TC4 alloy bar with diameter during heating

数据,经过线性插值,得到 TC4 合金在 30 °C 时的抗拉强度为 951.88 MPa。因此 $\sigma_1^{\phi 100\text{ mm}} = 198.2\text{ MPa} < 951.88\text{ MPa}$,其安全系数可达 4.8。直径 $\leq 100\text{ mm}$ 的 TC4 合金棒料在加热过程中所受到的最大应力均小于 198.2 MPa,而受最大拉应力时的温度相近,均为 35 °C 左右,故其安全系数均大于 4.8。因此根据第一强度理论,可以认为直径 $\leq 100\text{ mm}$ 的 TC4 棒料采用直接高温入炉的方式进行加热时,不会出现因为加热过程中产生的拉应力而导致材料内部开裂。

2.3 计算结果的讨论

采用有限元计算方法,对不同直径的 TC4 合金棒料在直接 945 °C 高温入炉的加热条件下等效力以及主应力进行了计算。根据等应力的计算结果可知,当坯料直径超过 40 mm 时,坯料在加热过程中,受到的等效力超过其屈服强度,材料将产生塑性变形。但根据该结果无法判断材料是否会因为塑性变形而产生裂纹,因为材料塑性变形极限受应力状态影响很大,通过单拉试验获得的伸长率由于拉伸试验时应力状态与坯料加热时所受到的应力状态不同,不具有参考价值。通过对主应力的计算,可以认为在加热过程中坯料不会发生由于三向拉应力作用下产生的开裂。考虑到叶片成形过

程中所用到的棒料直径一般不会超过 40 mm,因此确定最短保温时间公式在坯料直径 $\leq 40\text{ mm}$ 时,认为是可以接受的。即 TC4 合金在 945 °C 直接高温入炉的最短保温时间计算公式为:

$$t = 0.442\ 65 \cdot D - 0.890\ 23 \tag{1}$$

式中, t 为最短保温时间; D 为坯料直径, $\leq 40\text{ mm}$ 。利用式(1)确定的 TC4 合金棒料加热工艺参数,在进行锻前加热时,坯料不会出现塑性变形及开裂。

2.4 仿真模型的试验校核

为验证建立的仿真模型的正确性,实际测量了 TC4 合金棒料实际加热时的升温曲线,并与仿真模型计算相同位置的升温曲线进行了对比。

图 11 为两种直径下实测升温曲线与计算升温曲线的对比。当 $\phi 30\text{ mm}$ 时可以看出,在加热初期实测与计算的数据基本一致,随着加热的进行计算出的升温速率略大于实测数据,但最终到温的加热时间基本一致。从图 11b 可以看出,计算出的升温曲线与实测的升温曲线基本一致。通过对仿真计算结果与试验数据的比较,可以认为本课题所建立的 TC4 棒料加热仿真模型是可靠的。

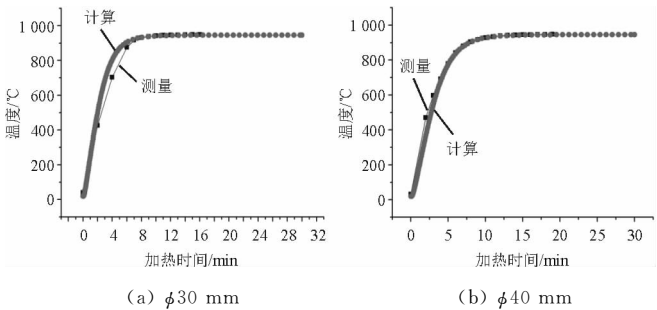


图 11 两种直径下实测升温曲线与计算升温曲线的对比
Fig.11 Comparison of measured and calculated heating curve of TC4 bar with diameter of 30 mm and 40 mm

分别对同时入炉加热中心未钻孔的棒料进行超声检查,超声结果显示所有棒料杂波水平均小于 $\phi 0.8 \sim$

12 dB,底波反射信号高度未减少,位置无前移,满足 GJB494A 要求。

为了进一步确认所建立的加热时间计算公式的正确性,选择 $\phi 30$ mm 的 TC4 棒料进行了实际生产。加

热温度为 $940\pm 10\text{ }^{\circ}\text{C}$,保温时间为 13 min。图 12 为锻造后锻件实物图及金相组织。可以看出,头部、杆部的金相组织均为等轴 α 相+ β 转,为 TC4 合金在 $\alpha+\beta$ 双相区内锻造的正常组织。

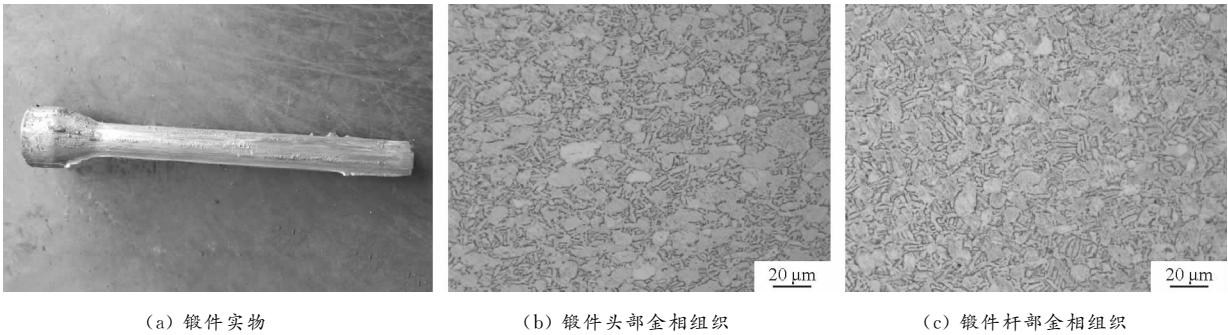


图 12 锻造工艺试验实物及金相组织观察
Fig.12 Forging product and metallographic inspection

3 结 论

(1)棒料在加热过程中受到的最大等效应力随直径的增大而增大,最大等效应力位于棒料底部。当棒料直径 >40 mm 时,棒料在加热过程中所受到的最大等效应力大于其对应温度下的屈服强度。

(2)棒料在加热过程中所受到的最大主应力随直径的增大而增大。不同直径承受最大主应力部位的温度均为 $35\text{ }^{\circ}\text{C}$ 左右。当棒料直径为 100 mm 时,受到最大主应力为 198.2 MPa,安全系数为 4.8,直径 <100 mm 的 TC4 棒料其安全系数均大于 4.8。

(3)直径 ≤ 40 mm 的 TC4 合金棒料,表面涂覆 0.2 mm 玻璃涂层,在 $945\text{ }^{\circ}\text{C}$ 直接高温入炉加热时,其最短保温时间 $t=0.442\ 65\cdot D-0.890\ 23$ 。

参 考 文 献

[1] 叶玉娟,高全德,孟祥顺,等. 9Cr18 钢锻件锻前加热规范[J]. 金

属热处理, 2014, 39(3): 90-92.
[2] 周磊,魏志坚,梁宇,等. 加热温度对 Ti-6242 合金组织及性能的影响[J]. 金属热处理, 2015, 40(5): 73-77.
[3] 苏娟华,刘平,董企铭,等. 大型挤压辊锻件两次锻拔工艺锻前加热研究[J]. 金属热处理, 2008, 33(8): 152-155.
[4] 郭逸丰,刘威峰,谢海练,等. 锻造用钢锭超高温热送及加热过程数值模拟[J]. 材料热处理学报, 2018, 39(11): 121-128.
[5] HONG-SEOK P, XUAN-PHUONG D. A study on the heating process for forging of an automotive crankshaft in terms of energy efficiency[J]. Procedia CIRP, 2013(7): 646-651.
[6] 《中国航空材料手册》编辑委员会. 中国航空材料手册·第四卷:钛合金、铜合金[M]. 北京: 中国标准出版社, 2001.
[7] 李会平. 全氧燃烧玻璃熔窑热工特性的简化计算分析[J]. 建筑材料学报, 2010, 13(6): 779-795.
[8] 刘长勇,张人估,颜永年,等. 带有玻璃润滑剂的 P92 耐热钢与 H13 模具钢之间的界面传热系数[J]. 塑性工程学报, 2011, 18(5): 24-28.
[9] 俞茂宏. 强度理论百年总结[J]. 力学进展, 2004, 34(4): 529-559.

(编辑:刘晨辉)

《镁基氢化物固态储氢系统技术要求》团体标准启动会召开

近日,中国标准化研究院资源环境研究分院于北京召开了《镁基氢化物固态储氢系统技术要求》团体标准启动会。该团体标准由上海节能协会和中国节能协会归口。中国标准化研究院资源环境研究分院、全国氢能标准化技术委员会、中国节能协会、上海市燃气管理处、上海市节能协会、有研科技集团有限公司、上海氢枫能源技术有限公司、氢储(上海)能源科技有限公司、上海交通大学、华南理工大学、复旦大学、浙江大学等单位参加了本次会议。

我国镁资源储量丰富,镁基材料质量储氢密度高,市场应用前景很大。全国氢能标准化技术委员会鲍威秘书长介绍了氢标委工作情况和正在开展的固态储氢标准研制进展,指出发展镁基氢化物固态储氢系统技术对于氢气储运环节的重要意义,表示将支持开展镁基氢化物固态储氢系列标准的研制工作。

上海交通大学林羲博士代表起草组介绍了《镁基氢化物固态储氢系统技术要求》的研制背景和主要内容。目前,氢能应用面临重要的“卡脖子”环节,即氢储运问题。镁基固态储运技术能在常温常压下储运氢气,具备储氢密度高、安全性好、成本低、工艺简单等特点。会上,与会专家对该项标准的范围、框架结构、术语定义等重点内容进行了深入研讨并提出了意见和建议。

与会专家一致认为此项标准的编制,有助于推动固态储氢技术的应用推广,对于氢能产业高质量发展,助力中国实现碳达峰、碳中和目标具有重要支撑作用。

后续,标准起草组将根据专家意见对标准草案修改完善,形成征求意见稿。

(摘自尚镁网)