

胀形对 TC4 合金环锻件残余应力及分布的影响

魏志坚^{1,2,3}, 李金山^{1,3}, 杨艳慧^{1,3}, 吕楠^{1,3}, 王建国^{1,3}

(1. 西北工业大学, 陕西 西安 710072)

(2. 贵州安大航空锻造有限责任公司, 贵州 安顺 561005)

(3. 国防科技工业精密锻造与环轧技术创新中心, 陕西 西安 710072)

摘要:对 TC4 合金辗轧环锻件残余应力进行了测试, 分析了胀形技术对 TC4 合金辗轧环锻件残余应力及分布的影响。结果表明, 采用绘制雷达图的方式可对环形件残余应力大小和分布均匀性进行有效表征和分析, 采用胀形技术可实现辗轧环件的残余应力调控。现有辗轧及胀形工艺下, TC4 合金环件表面残余应力均为残余压应力, 且在-50—150 MPa 范围内波动; 残余应力分布雷达图存在“尖角”, 胀形后“尖角”趋于平缓; 经胀形处理后环件残余应力均值略有降低, 周向应力较轴/径向应力的降幅更加显著, 内环面与上端面周向应力经胀形后应力均值降幅分别达 24.8%与 20.2%; 经胀形处理后环件残余应力均匀性整体有所提高; 仅下端面周向应力大小及分布均匀性改善效果不明显。

关键词:残余应力; TC4 合金; 盲孔法; 胀形

中图分类号: TG319

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2019)08-2537-07

机匣是航空发动机的主要承力件, 也是形成发动机气流通的主要构件, 其结构和承载情况十分复杂, 多采用高温合金和钛合金制造。其中, 进气机匣、风扇机匣、部分高压压气机机匣等近 1/3 的冷端部分机匣均采用高比强的钛合金制造^[1-5]。

航空发动机工作时, 机匣不仅本身承受高温、高压、离心力等各种负荷, 还要传递转、静子的复杂负荷, 是发动机中所承受载荷最复杂的构件之一, 极易产生变形, 进而影响转、静子间隙, 造成发动机效率降低和性能衰减。因此, 除了高强度, 机匣还要求具备高刚度的特性。然而, 前期的研究工作更侧重于机匣的强度要求, 包括机匣选材、成形工艺对材料强度的影响等^[6-10], 缺乏对发动机机匣使用中变形控制的系统研究。实际上, 环形件作为航空发动机机匣类锻件, 其在成形及热处理过程中均会在材料内部产生一定的残余应力, 并在各工步逐步积累, 最终残留在成品零件中^[11]。已有研究表明^[12,13], 毛坯锻件初始残余应力的释放和重新分布是零件加工和使用过程中变形的重要原因之一。因此, 为了有效控制和减小机匣在使用过程中发生的偏离发动机轴线的变形, 需要尽可能减小机匣毛坯锻件内的残余应力。另外, 针对机匣使用中产生不圆度的变形, 还需要尽可能地使机匣毛

坯锻件内的残余应力沿周向均匀分布。常用的减小和均化残余应力的方法主要有“高温退火”和“振动时效”方法。高温退火去应力法, 由于要采用较高的温度, 会使环件具有晶粒粗化倾向从而降低强度, 不适用于机匣环件的高强度要求。西北工业大学对振动时效消除 GH4169 合金辗扩成形环件的残余应力进行的试验研究发现, 振动时效可适当消减环件端面的残余应力, 对周向应力没有消减作用。另外, 振动去应力方法, 作为一种新技术^[14-16], 一方面, 该技术的许多工艺方法尚处于探索阶段; 另一方面, 该工艺在材料本身模量较大的高温合金、钛合金等材料中的应用尚少见报道。

为获得良好的组织性能与满意的残余应力及分布, 目前常采用胀形工艺对辗轧后环形件进行整圆和残余应力均化处理^[17]。环形件在胀形力的作用下, 环件整体沿周向拉伸、直径扩大, 壁厚沿径向压缩、减薄并发生塑性变形^[18]。本工作通过传统热处理工艺结合刚性分块式模胀形的方式, 试验研究并讨论了 TC4 合金环件在相同轧制工艺条件下, 胀形对环件残余应力大小及分布规律的影响。

1 实验

试验用 TC4 合金为 $\phi 180$ mm 棒材, 环件的生产

收稿日期: 2019-03-13

基金项目: 中央高校基本科研业务费专项资金 (3102019ZX004)

作者简介: 魏志坚, 男, 1970 年生, 博士, 研究员级高级工程师, 西北工业大学材料科学与工程学院, 陕西 西安 710072, E-mail: adwzj@126.com

工艺过程为：下料→锻粗→冲孔→马架扩孔→预轧→终轧→热处理→机加工，化学成分如表 1 所示。热处理制度参数为：加热(730 °C±10 °C)，保温(100~110 min)，空冷。取终轧后 TC4 合金环件沿轴向平均切分为 2 件，分别记为环 A 和环 B。在环 A 热处理过程前增加胀形处理工序，主要胀形参数为：胀形量约 2%，胀形温度为 730 °C±10 °C。两环件机加后尺寸为 $\Phi 613 \text{ mm} \pm 5 \text{ mm} \times \Phi 550 \text{ mm} \pm 5 \text{ mm} \times 30 \text{ mm} \pm 5 \text{ mm}$ 。

按照 ASTM E837 和 GB/T 31310 测试标准对两 TC4 合金环件进行残余应力测试。并且，试验采用基于 EDM(electrical discharge machining)电火花制孔，通过尖端放电瞬间熔化金属极大地减小了机械式制孔方法产生的附加应变，对环件 A、B 进行残余应力测试，该系统可以实现在高温硬质合金表面制孔^[19,20]，且保证了测量精度。制孔参数为直径 2 mm，深度 2.5 mm。

选取环件的上、下端面及内环面进行残余应力测

试，其中，上端面规定为轧制时母环件的 2 个端面，下端面为轴向切分后新获得的 2 个端面。每个测试表面取 8 个均布的测试位置，其中初始位置 A1 角度设为 0，其余各位置沿同一环线顺时针方向每隔 45°均匀分布(即 $A2=\pi/4, A3=\pi/2, A4=3\pi/4, A5=\pi, A6=5\pi/4, A7=3\pi/2, A8=7\pi/4$)，且端面测试点均位于径向 1/2 壁厚处，内环面测试点位于轴向 1/2 环件高度处，参见图 1。环件各测试表面的测试方向示于图 2，其中，环件端面各测试点的测试方向分别为径向(r)和周向(θ)；壁面各测试点的测试方向分别为轴向(z)和周向(θ)，不同方向测得的残余应力的正应力分量分别记为 σ_r 、 σ_θ 和 σ_z 。

2 环锻件胀形过程的应力分析

图 3 所示为环件胀形过程结构示意图。胀形时锥形冲头下行，使刚性胀形模具连同环件整体沿周向拉

表 1 TC4 合金的化学成分

Table 1 Chemical composition of TC4 alloy (wt%)

Al	V	Ti	Fe	C	N	H	O	Others	
								Individual	Total
5.5~6.8	3.5~4.5	Bal.	0.30	0.10	0.05	0.015	0.20	0.10	0.40

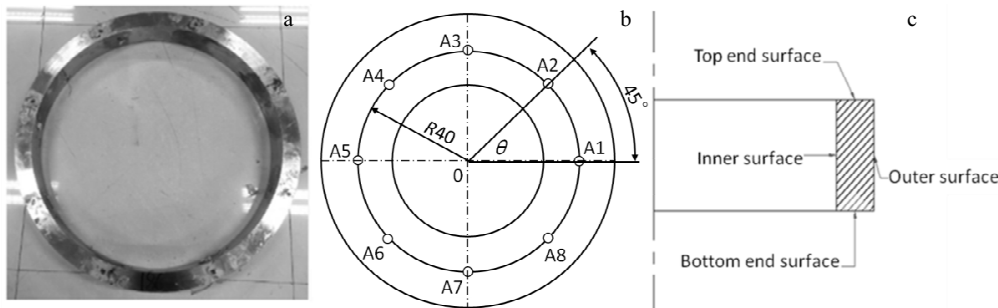


图 1 TC4 合金环件实物照片，测试点周向分布位置及测试环面示意图
Fig.1 Picture of TC4 ring (a), distribution of test points (b) and test surface (c)

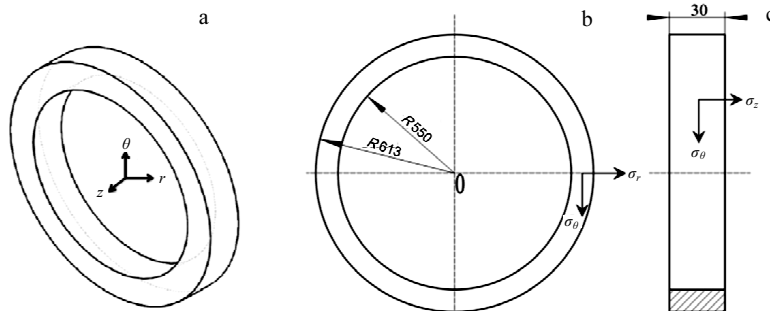


图 2 TC4 合金环件残余应力测试方向

Fig.2 Test orientation of TC4 alloy ring: (a) equiaxed view, (b) end surface, and (c) toroidal surface

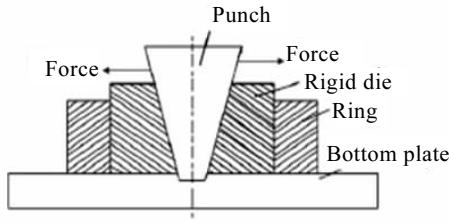


图 3 环件胀形过程的结构示意图

Fig.3 Schematic diagram of the bulging process of rings

伸、直径扩大，环件壁厚沿径向压缩、减薄并发生变形。考虑到环件的几何尺寸特点，以及胀形过程中环件轴向尺寸变化很小，环件的载荷分布亦对称于中心轴且沿轴向均相同，其应力分析属典型的平面轴对称问题。即环件胀形时应力、应变和位移量均与切向坐标无关，而仅为径向坐标的函数。忽略模具与环件间的摩擦，只考虑环件受胀形力而承受内压 p 作用的情况，胀形过程环件内的应力情况可由经典的厚壁圆筒问题进行理论分析^[21-23]。

随着胀形过程的进行，环件承受的压力 p 逐渐增大，环件依次经历弹性变形、弹塑性变形和塑性变形阶段，根据式 (1) ~ (3) 绘制环件的应力分布曲线示于图 4。图 4 中， p_e 、 p_p 和 p_1 分别为弹性极限压力、弹塑性交界面压力和塑性极限压力，其计算公式为：

$$p_e = \frac{\sigma_s}{2} \left(1 - \frac{a^2}{b^2} \right) \tag{1}$$

$$p_p = \sigma_s \ln \frac{r_p}{a} + \frac{\sigma_s}{2} \left(1 - \frac{r_p^2}{b^2} \right) \tag{2}$$

$$p_1 = \sigma_s \ln \frac{b}{a} \tag{3}$$

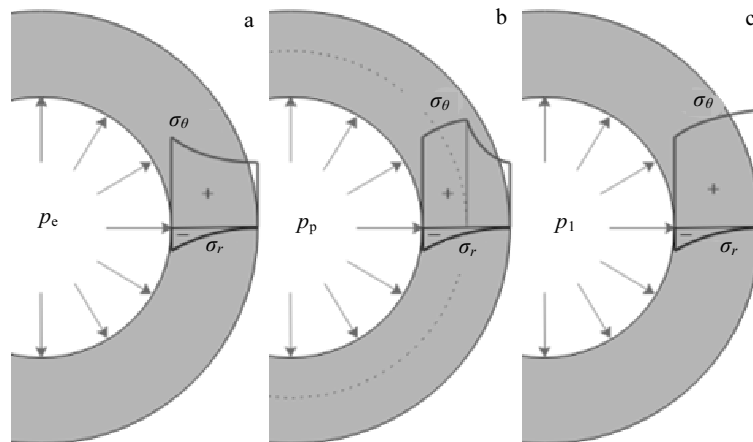


图 4 胀形过程环件的应力分布示意图

Fig.4 Stress distribution within the ring during bulging: (a) elastic, (b) elastic-plastic, and (c) plastic

式中， σ_s 为环件材料的屈服应力，单位 MPa； a 为环件的内圆半径； b 为外圆半径； r 为环件内任一点的半径； r_p 为环件内弹塑性交界面的半径值。

当环件完全进入塑性变形阶段后，环件内应力可由公式 (4) ~ (6) 计算：

$$\sigma_r = \sigma_s \ln \frac{r}{b} \tag{4}$$

$$\sigma_\theta = \sigma_s \left(1 + \ln \frac{r}{b} \right) \tag{5}$$

$$\sigma_z = \frac{\sigma_s}{2} \left(1 + 2 \ln \frac{r}{b} \right) \tag{6}$$

将环件内外径尺寸代入公式 (4) ~ (6)，并结合图 4c 可知，环件经胀形进入塑性状态后，环件内会附加周向拉应力 σ_θ 、径向压应力 σ_r 和轴向拉应力 σ_z ，且由环件内壁到外壁其应力范围分别为： σ_θ ：($0.892\sigma_s \sim \sigma_s$)； σ_r ：($-0.108\sigma_s \sim 0$)； σ_z ：($0.392\sigma_s \sim 0.5\sigma_s$)。

3 结果与讨论

3.1 环件残余应力测试

根据 TC4 合金环件的残余应力测试位置的分布特点，采用绘制雷达图的方式对 TC4 环件不同测试面的残余应力 σ_θ 、 σ_r 及 σ_z 的大小及分布情况进行对比分析。即将测得的残余应力结果标示于 1 个多边形图表上 (参见图 5)，刻度线数值代表残余应力大小，“+”和“-”代表残余应力方向，并规定拉应力“+”，压应力为“-”；则图表上内越靠近雷达图 0 线的测试点残余应力越小；各测试面上 8 个测试点数据构成的八边形越接近于正八边形残余应力分布越均匀，反之，环件测试面的残余应力分布均匀性越差。从图 5 所示的环件各测试面的残余应力测试结果可以看出，各环面

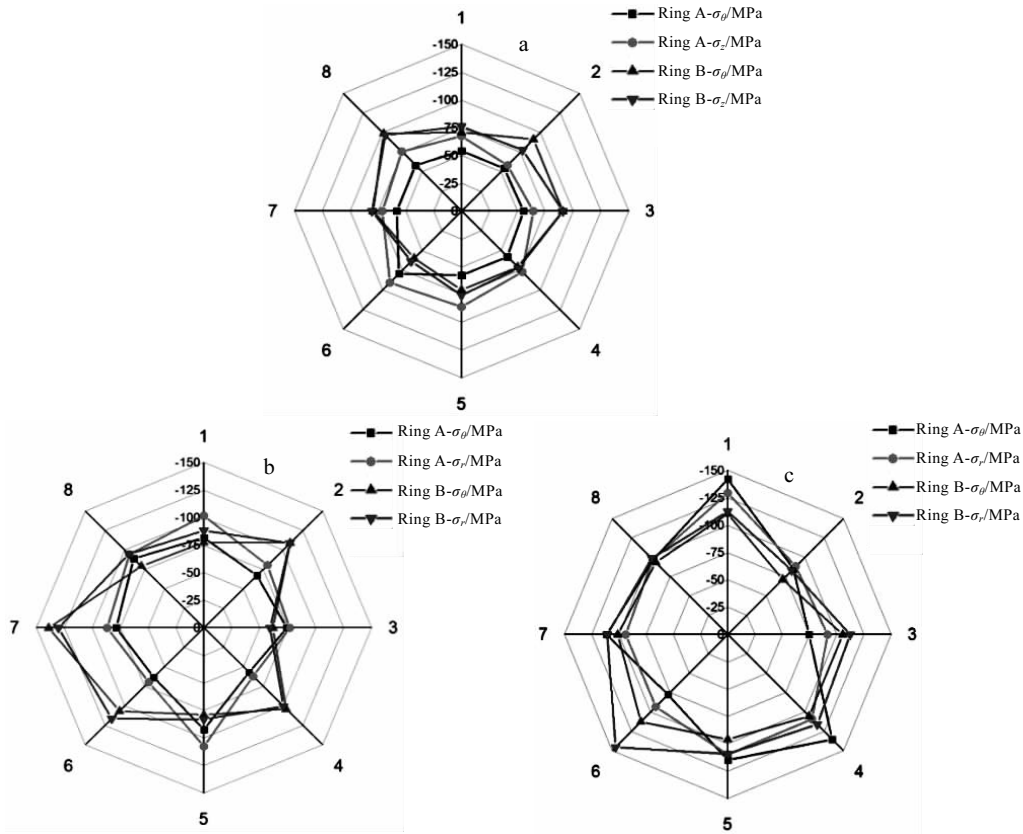


图 5 环件 A、B 残余应力分布图

Fig.5 Residual stress distribution of ring A and B: (a) inner face, (b) upper end face, and (c) lower end face

测试点的残余应力在-50~-150 MPa 范围内波动,均为压应力。并且,两环件下端面(即母环件轴向分切面)的大多数测试点残余应力大于上端面(即母环件端面)测试点,参见图 5b 和图 5c;内环面上 σ_θ (环 A 范围-50~-85 MPa,环 B 范围-70~-90 MPa) 小于上下端面测试点 σ_θ 数值(环 A 范围-70~-145 MPa,环 B 范围-63~-137 MPa)。

从图 5 还可以看出,两环件 3 个测试面上的残余应力分布雷达图均存在“尖角”现象,即有 1~2 个测试点的残余应力明显高于其他测试点。经分析,其产生原因主要有两方面,一是由于轧制成形时的局部累积变形方式,使得环件长大过程中变形量本身不均匀,极易出现变形结束时刻环件某部位变形量较大情况;二是环件轧制结束时,锥辊抬起瞬间环件受力平衡突然改变引起的环件内应力分布突变。并且,虽然两环件轧制过程完全一致,但是由于残余应力测试前没有统一进行位置标记,因此图 5 所示的环 A 和环 B 的残余应力突变位置并不重合,只是相对“尖角”的位置各测试点残余应力分布规律类似。

对比环 A 和环 B 的残余应力结果发现,在热处理

前增加一道胀形工步,对环件各测试区域的周向及轴/径向残余应力分布均产生了一定的影响。其中,对环件内环面上 σ_θ 和 σ_z 数值大小以及分布均匀性影响显著,参见图 5a,环件 A、B 内环面 σ_θ 值差值达 25~45 MPa, σ_z 差值为 5~35 MPa;均匀性也显著改善, A 环的 σ_θ 和 σ_z 8 个测试点只保留了 1 个较大的凸角(参见图 5a 的位置 6),角度约为 90°和 120°。从两环上端面的测试结果雷达图 5b 可以看出,增加胀形工步后,环 A 上端面的 2 个方向残余应力略有减小,但分布均匀性得到改善,同样的,8 个测试点只保留 1 个较大的凸角(参见图 5b 的位置 5)。而环件下端面残余应力数值变化不显著,只略改善了残余应力分布均匀性,参见图 5c。

3.2 环件 A、B 残余应力水平的对比分析

为进一步分析胀形处理对环件各测试表面残余应力的影响,取各测试表面 8 个测试点结果的均值表征环件测试面的残余应力水平,采用应力的降幅百分比考察了胀形技术对环件残余应力数值大小的影响。其中,应力的降幅百分比就是经胀形处理的环件残余应力较未胀形的环件较少的比率。图 6~图 8 给出了 TC4 合金环件 A、B 各测试表面残余应力均值以及应力降幅百分比

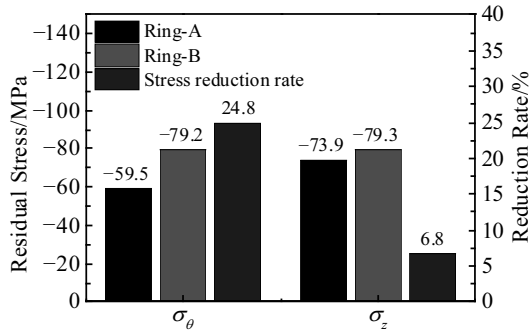


图 6 内环面应力均值及降幅百分比

Fig.6 Mean stress and reduction rate of stress in inner ring surface

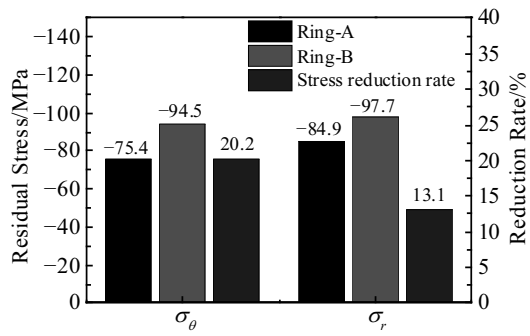


图 7 上端面应力均值及降幅

Fig.7 Mean stress and reduction rate of stress in upper end face

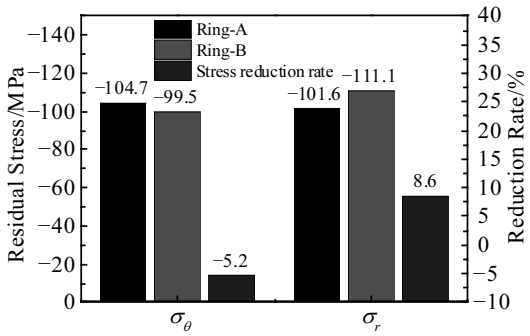


图 8 下端面应力均值及降幅

Fig.8 Mean stress and reduction rate of stress in lower end face

的柱形图。从图可以看出，经胀形处理的环 A 残余应力均值整体略小于环 B，周向应力 σ_θ 较轴向 σ_z /径向 σ_r 应力的降幅率更加显著，其中，内环面与上端面周向应力经胀形后应力均值降幅分别达 24.8% 与 20.2%，参见图 6 和图 7。其原因是环件 A 在胀形过程利用刚性模沿径向移动挤压环件内壁产生一定的胀形力，环件在胀形力的作用下直径扩大，使得环件周向产生较大的拉应力且发生少量的塑性变形，借此抵消并释放掉部分轧制过

程累积的表面残余压应力。而下端面周向应力 σ_θ 的变化规律与其他位置相反，环 A 的均值较环 B 反而略有上升，但幅度不大，仅为 5.2%，参见图 8。

3.3 环件 A、B 残余应力分布均匀性对比

分别采用极差、标准差和内角标准差对各测试面残余应力分布均匀性进行评价和描述，对比结果示于图 9~图 11。其中，内角标准差 σ_α 的计算公式为：

$$\sigma_\alpha = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_i (\alpha_i - \alpha_N)^2} \quad (7)$$

式中， N 为测试点的个数，其测试结果在雷达图上将构成 N 变形； α_i 为第 i 个测试结果在雷达图上对应的多边形的内角度数； α_N 为正 N 变形的内角度数，其计算公式为：

$$\alpha_N = \frac{180(N - 2)}{N} \quad (8)$$

从图 9~图 11 可以看出，3 个描述方法得到的环 A 和环 B 残余应力分布均匀性的对比结果基本一致，除下端面周向应力外，残余应力雷达图八边形内角标准差、应力数值标准差以及极差均低于环 B。即经胀形处理的环 A 残余应力分布均匀性优于未胀形处理的环

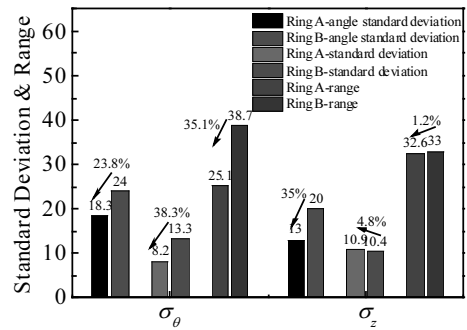


图 9 内环面残余应力均匀性评价

Fig.9 Evaluation of residual stress uniformity on inner ring surface

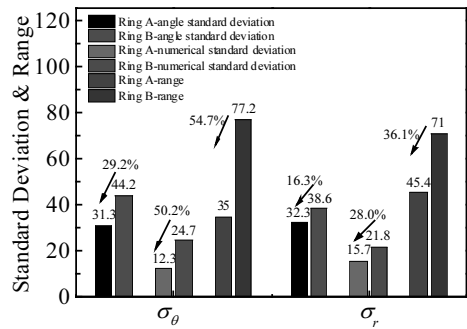


图 10 上端面残余应力均匀性评价

Fig.10 Evaluation of residual stress uniformity on upper end face

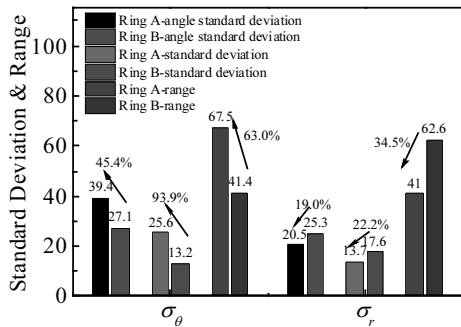


图 11 下端面残余应力均匀性评价

Fig.11 Evaluation of residual stress uniformity on lower end face

B (参见图 9 和图 10), 只是环 A 下端面上的周向残余应力 σ_θ 分布均匀性较环 B 差 (参见图 11)。其原因可能是该部位周向残余应力本身较大 (-100~150 MPa), 参见图 8, 本研究胀形工艺采用的胀形量约 2%, 不能对高于 -100 MPa 的残余应力产生明显应力调控效果。对比图 9~图 11 可以看出, 上端面的残余应力分布均匀性评价差异性最为显著, 参见图 10, 雷达图八边形内角标准差的降幅为 29.2%, 应力数值标准差降幅为 50.2%, 极差降幅为 54.7%。

4 结 论

1) 环件经胀形进入塑性状态后, 环件内会附加周向拉应力 σ_θ 、径向压应力 σ_r 和轴向拉应力 σ_z , 且由环件内壁到外壁其应力范围分别为: σ_θ : (0.892 σ_s ~ σ_s); σ_r : (-0.108 σ_s ~0); σ_z : (0.392 σ_s ~0.5 σ_s)。

2) 采用绘制雷达图的方式可对环形件残余应力大小和分布均匀性进行表征和分析, TC4 合金环件 A、B 表面残余应力均为残余压应力, -50~150 MPa 范围内波动。

3) 胀形可实现轧制环件的残余应力调控, 经胀形处理后环件残余应力均值整体略小于环 B, 周向应力较轴/径向应力的降幅更加显著, 内环面与上端面周向应力经胀形后应力均值降幅分别达 24.8%与 20.2%。

4) 环 A 各测试区域残余应力雷达图八边形内角标准差、应力数值标准差以及极差整体低于环 B, 其中上端面均匀性评价指标的差异性最显著。

5) 采用极差、标准差和内角标准差对各测试面残余应力分布均匀性对比发现, 经胀形处理的环 A 下端面上的周向残余应力 σ_θ 分布均匀性较未胀形处理的环 B 差。其原因可能是该部位残余应力本身较大 (-100~-150 MPa), 本文胀形工艺采用的胀形量约 2%不能对环件内残余应力高于 -100 MPa 的部位产生明显应力调控效果。

参考文献 References

[1] Cai J M, Mi G B, Gao F et al. *Journal of Materials Engineering*[J], 2016, 44(8): 1

[2] Zhang C Z, Yang J, Wei L et al. *Surface Technology*[J], 2016, 44(4): 208

[3] Scanlan J V, Chambers G J G. *The Science Technology & Application of Titanium*[C]. Oxford: Pergamon Press, 1970: 79

[4] Lutjering G, Williams J C. *Titanium*[M]. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 2007

[5] Leyens C, Peters M. *Titanium and Titanium Alloys: Fundamentals and Applications*[M]. Velag GmbH: Wiley-VCH, 2003: 532

[6] Zhu X L, Liu D, Xing L J et al. *International Journal of Precision Engineering & Manufacturing*[J], 2016, 17(6): 775

[7] Wang J G, Liu D, Hu Y et al. *Journal of Materials Engineering & Performance*[J], 2016, 25(2): 677

[8] Zhu X L, Liu D, Yang Y H et al. *Chinese Journal of Aeronautics*[J], 2016, 29(3): 831

[9] Zhu X L, Liu D, Hu Y et al. *Science of Advanced Materials*[J], 2016, 8(11): 2089

[10] Zhu Xinglin(朱兴林), Liu Dong(刘东), Hu Yang(胡阳) et al. *Hot Working Technology*(热加工工艺)[J], 2016, 45(5): 130

[11] Mungi M P, Rasane S D, Dixit P M. *Journal of Materials Processing Technology*[J], 2003, 142(1): 256

[12] Kang Xiaoming(康小明), Sun Jie(孙杰), Su Caimao(苏财茂) et al. *China Mechanical Engineering*(中国机械工程)[J], 2004, 15(13): 1140

[13] Wang Qiucheng(王秋成), Ke Yinglin(柯映林). *Journal of Aeronautical Materials*(航空材料学报)[J], 2002, 22(3): 59

[14] Liu A M, Han Y Z. *Foundry Technology*[J], 2016, 37(4): 834

[15] Yang Yanhui(杨艳慧), Zhao Xingdong(赵兴东), Liu Dong(刘东) et al. *Journal of Vibration & Shock*(振动与冲击)[J], 2017, 36(4): 105

[16] Nicola C, Vintilă A, Nicola M et al. *2016 International Conference on Applied & Theoretical Electricity*[C]. Craiova, Romania: IEEE, 2016: 1

[17] He H L, Yi Y P, Huang S Q et al. *Journal of Materials Science & Technology*[J], 2019, 35(1): 55

[18] Bono M, Limon R, Le Boulch D. *International Journal of Mechanical Sciences*[J], 2018: 144: 765

[19] Nau A, Scholtes B. *Experimental Mechanics*[J], 2013, 53(4): 531

[20] Blödorn R, Viotti M R, Schroeter R B et al. *Experimental Mechanics*[J], 2015, 55(9): 1745

[21] Chen P C T. *Journal of Pressure Vessel Technology*[J], 1986, 108(1): 108

[22] Kim J W, Lee J H, Kim H G et al. *Composite Structures*[J],

2006, 75(1-4): 261

[23] Skvortsov V F, Arlyapov A Y, Boznak A O *et al.* 2014 Interna-*tional Conference on Mechanical Engineering, Automation and Control Systems (MEACS)[C]*. Tomsk, Russia: IEEE, 2014: 1

Effect of Bulging Process on Residual Stress and Its Distribution of TC4 Alloy Ring Forgings

Wei Zhijian^{1,2,3}, Li Jinshan^{1,3}, Yang Yanhui^{1,3}, Lv Nan^{1,3}, Wang Jianguo^{1,3}

(1. Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

(2. Guizhou Anda Aviation Forging Co. Ltd, Anshun 561005, China)

(3. Defense Technologies Innovation Center of Precision Forging and Ring Rolling, Xi'an 710072, China)

Abstract: Residual stresses in TC4 ring forgings were tested and described using radar charts. The effects of bulging process on residual stress and its distribution along circumference were analyzed. The results show that radar charts can describe effectively the values and distributions of residual stresses along circumference for the ring forgings. And the bulging process is an effective way to adjust the residual stress in the ring forgings. For the ring forgings in the present paper, the residual stresses are compressive stresses and fluctuate in the range of $-50\sim-150$ MPa. A sharp area exists in each radar chart and is weakened after bulging process; meanwhile, the average residual stress is decreased slightly. The hoop stresses are relaxed much more than the axial and radial stresses, especially on the inner face and upper end surface with the reduction rate of about 24.8% and 20.2%, respectively. The distribution uniformity of residual stress is improved after the bulging process, except for the lower end surface.

Key words: residual stress; TC4 alloy; blind hole method; bulging process

Corresponding author: Wei Zhijian, Ph. D., Senior Engineer, School of Materials Science and Engineering, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, P. R. China, E-mail: adwzj@126.com