

有限元模拟 TC16 合金镦制六角螺栓的头部变形行为

胡 明^{1,2}, 董利民², 张志强², 巴宏波², 王海忠², 沙玉辉¹, 杨 锐²

(1. 东北大学, 辽宁 沈阳 110819)

(2. 中国科学院金属研究所, 辽宁 沈阳 110016)

摘 要: 为研究 TC16 钛合金镦制六角头螺栓的变形行为, 采用 MSC.Marc 有限元模拟软件, 模拟了不同变形条件下 TC16 钛合金丝材镦制六角头螺栓时的头部变形行为。研究表明, 摩擦系数对变形程度分布和变形温度分布的影响较大; 变形初始温度对变形程度分布的影响较小, 但对因材料变形导致的热温升影响较大。摩擦系数较小, 容易充型不满, 摩擦系数较大, 容易产生飞边。摩擦系数为 0.1 时, 有利于六角头的成型, 得到的产品形状较好。将模拟结果与实况条件下镦制的六角头螺栓变形结果进行了对比, 发现两者之间可以较好地吻合。

关键词: TC16 钛合金; 镦制螺栓; 有限元模拟

中图分类号: TG146.2³

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2017)S1-061-06

TC16 钛合金名义成分为 Ti-3Al-5Mo-4.5V, 是一种马氏体型 $\alpha+\beta$ 两相高强度钛合金, 具有良好的力学性能和冷成型性能^[1]。该合金俄制牌号为 BT16, 用其制作的紧固件在俄罗斯航空航天领域获得了广泛的应用^[2]。虽然 TC16 钛合金很早就已应用于航空航天领域, 但对其研究内容却鲜见报道, 文献主要集中在变形方式和热处理对 TC16 合金显微组织和力学性能的影响、TC16 钛合金成品紧固件的显微组织和力学性能分析等方面^[3-6]。

镦制紧固件时, 生产技术人员较多地依靠生产经验调整制造工艺, 对紧固件镦制过程中的材料变形特点了解较少, 镦制过程中容易出现飞边、不饱满、开裂等问题。本文利用有限元模拟软件 MSC.Marc 模拟了 TC16 钛合金丝材不同初始条件下的镦制变形行为, 主要对摩擦系数和镦制初始温度这两个重要参数的影响进行了对比研究, 并与实况镦制变形结果进行了对比。

1 实 验

生产中通常采用两次镦锻成型的加工方式将丝材镦制成六角头。两次镦锻头型如图 1 所示, A 为六角头初镦形状, B 为六角头终镦形状。本文按照这种变形工艺进行模拟, 建立的有限元几何模型如图 2 所示, A 为下模具, B 为待镦锻丝材, C 为初镦模具, D 为终镦模具。本文模拟过程需要用到的 TC16 合金热物理参数如弹性模量、泊松比、比热、热导率等通过材料手册得到^[1], 材料变形的应力-应变行为通过

gleeble-3800 热力模拟实验得到。本文模拟将直径为 6.0 mm 的 TC16 丝材镦制成 M6 的六角螺栓。

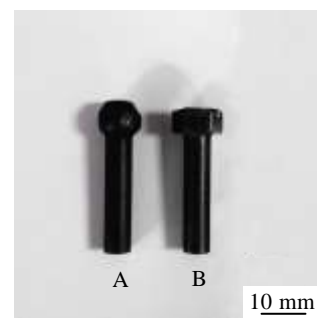


图 1 六角头初镦、终镦形状

Fig.1 Hexagon head shape of first heading (A) and last heading (B)

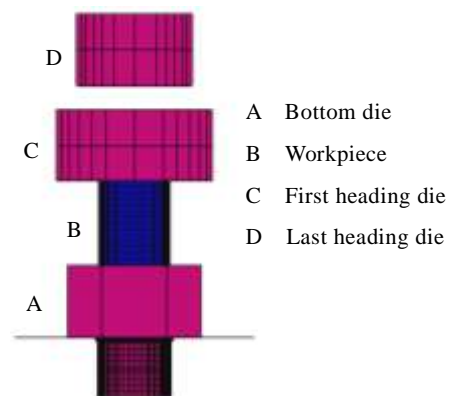


图 2 有限元模型

Fig.2 Finite element model

收稿日期: 2016-12-15

作者简介: 胡 明, 男, 1991 年生, 博士生, 东北大学材料科学与工程学院, 辽宁 沈阳 110819, 电话: 024-23971962, E-mail: mh13s@imr.ac.cn

丝材镦制六角头螺栓头型属于大变形问题，为了更好地吻合变形过程，采用弹塑性模型、修正拉格朗日算法及反正切摩擦模型进行模拟^[7]。影响变形行为的主要外界因素有摩擦系数 μ 和初始温度，因此本文模拟了 μ 分别为 0、0.1（润滑状态）、0.5（无润滑状态）及初始温度分别为室温、500 °C 条件下的变形行为，分析了不同变形条件下，六角头整体形貌和剖面(沿两条相对棱边剖开)的应变分布和温度分布情况。

镦制六角头螺栓过程中，六角头除受模具压缩力外，还受接触摩擦作用。因此，参照圆柱体镦粗实验结果（图 3），根据变形程度的不同，大体上可将变形区域分为 3 个区域，I 区（端面附近金属）：难变形区，II 区：易变形区（中心附近金属），III 区：自由变形区

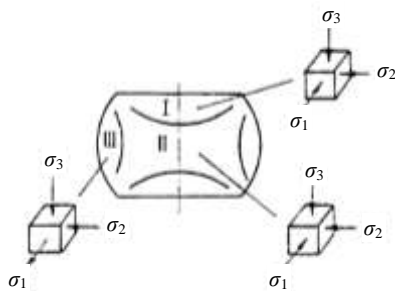


图 3 镦粗时坯料端面摩擦引起的不均匀变形

Fig.3 Inhomogeneous deformation caused by friction at ends of compression specimen^[8]

（侧边附近金属）。为了验证有限元模拟结果的有效性，本文采用光学金相显微镜和扫描电子显微镜对室温润滑状态下镦制的六角头头部的 I 区、II 区和 III 区金属进行了显微组织观察，利用维氏显微硬度计测试了六角头 3 个变形区及未变形区光杆部位的维氏硬度。

2 结果与分析

2.1 室温、不同摩擦系数条件下的变形过程分析

不同摩擦系数条件下，六角头螺栓塑性变形真应变模拟结果如图 4 所示。当 μ 为 0 时，得到的六角头形状见图 4a 与图 4d，最大塑性真应变为 2.9，位于顶部飞边处(图 4a 六角头顶部黄色区域)和六角头中心(图 4d 六角头剖面中心黄色区域)。丝材侧面金属未流入顶面，顶面的金属完全由原丝材端面金属流变得到，因此沿飞边附近处，塑性真应变值较大。由于初镦过程中，受初镦模具形状的限制，侧面金属上部、下部不是良好的圆弧过度，导致终镦过程六角头侧面金属扩展不一致，六条棱边中间部位成型不饱满。当 μ 为 0.1 时，得到的六角头形状见图 4b 与图 4e，六角头形状饱满，最大塑性真应变为 2.3，位于顶部半径为 3.4 mm 至 3.6 mm 的圆环上(图 4b 六角头顶部黄色区域，由原丝材端面边缘金属流变得到)和六角头中心(图 4e 中心黄色区域)。由于顶面摩擦力的作用，端面金属不能完全扩展充填整个上模，侧面金属流入顶面，与

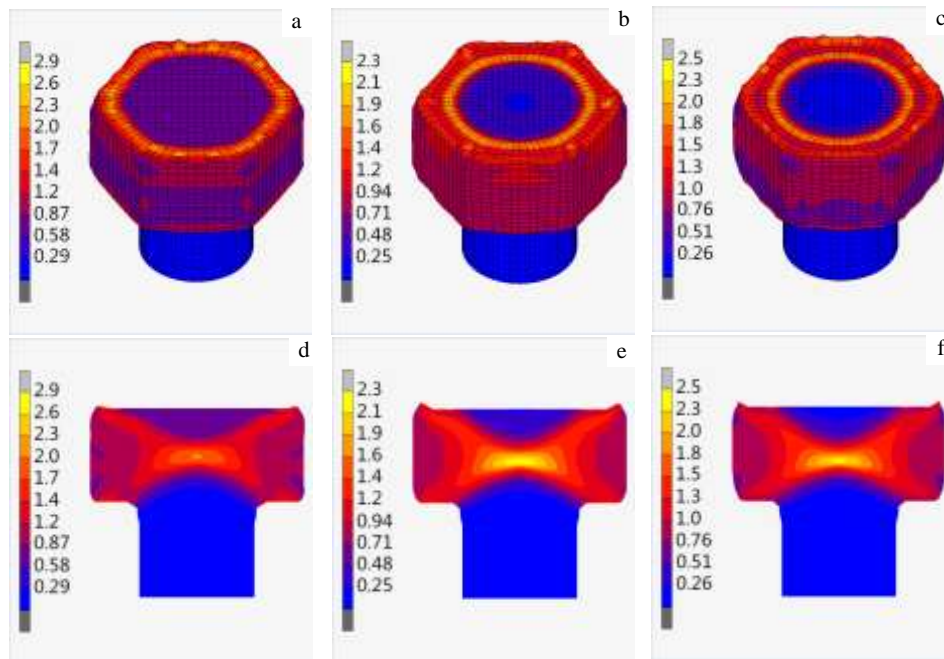


图 4 室温下镦制时摩擦系数对塑性变形的影响

Fig.4 Influence of friction coefficient on plastic strain distribution headed at RT: contour bands: (a) $\mu=0$, (b) $\mu=0.1$, (c) $\mu=0.5$; cutting plane: (d) $\mu=0$, (e) $\mu=0.1$, (f) $\mu=0.5$

顶面金属一同构成六角头的顶部。由于摩擦的作用，减缓了顶面金属的扩展，侧面金属充填六条棱边时，扩展程度趋于一致，六条棱边中间部位尺寸饱满，得到的棱边形状质量较好。当 μ 为 0.5 时，得到的六角头形状见图 4c 与图 4f，形状较差，最大塑性真应变为 2.5，位于顶部半径为 3.5 mm 至 3.6 mm 的圆环上（图 4c 六角头顶部黄色区域，由原丝材端面边缘金属流变得到）和六角头中心（图 4f 中心黄色区域）。与 μ 为 0.1 时相似，由于顶面摩擦力的作用，端面金属不能完全扩展充填整个上模，侧面金属流入顶面，与顶面金属一同构成六角头顶部。由于摩擦作用较为强烈，侧面金属充填六条棱边时，靠近顶面和底面的金属扩展较慢，中间金属扩展较快，因此六角头棱边的弧度较大，且飞边严重。图 4 中模拟结果表明，3 种摩擦条件下，均是 I 区变形程度较小，II 区变形程度最严重，III 区变形程度介于 I 与 II 之间。

不同摩擦系数条件下，六角头螺栓塑性变形温度分布模拟结果如图 5 所示。摩擦越大，塑性变形的温升越高。当 μ 为 0 时，六角头最高温度处为 608 °C；当 μ 为 0.1 时，最高温度为 726 °C；当 μ 为 0.5 时，最高温度可达 770 °C。不同摩擦系数下的最高温度（图 5 黄色区域）均分布在飞边处，其次是中心部位，说明塑性变形越剧烈的部位，产生的热越多，温升越高。

2.2 500 °C、不同摩擦系数条件下的变形过程分析

模拟了摩擦系数对初始温度为 500 °C 丝材的六角头螺栓头部塑性变形行为的影响，结果见图 6。当 μ 为 0 时，得到的六角头形状见图 6a 和图 6d，最大塑性真应变为 2.9，位于顶部飞边处（图 6a 六角头顶部黄色区域）和六角头中心（图 6d 六角头剖面中心黄色区域）。相比室温镦制，棱边处不连续更为明显。当 μ 为 0.1 时，得到的六角头形状较好，见图 6b 和图 6e，最大塑性真应变为 2.2，位于顶部半径为 3.5 mm 至 3.7 mm 的圆环上（图 6b 六角头顶部黄色区域）和六角头中心（图 6e 中心黄色区域）。当 μ 为 0.5 时，得到的六角头头型形状较差，见图 6c 和图 6f，最大塑性真应变为 3.2，位于六角头中心（图 6f 中心黄色区域）。顶部半径为 3.1 mm 至 3.5 mm 的圆环上与飞边处塑性应变较大（图 6c 中心红色区域）。相比室温镦制，六角头棱边的弧度更大，且飞边更加严重。

当丝材初始温度为 500 °C 时，不同摩擦系数条件下，六角头螺栓塑性变形温度分布模拟结果如图 7 所示。随着摩擦系数的增大，塑性变形造成的温升增大。当 μ 为 0 时，最高温度为 778 °C；当 μ 为 0.1 时，最高温度为 836 °C；当 μ 为 0.5 时，最高温度为 924 °C。与室温镦制相似，不同摩擦系数下的最高温度均分布在飞边处，其次是中心部位。与室温相比，500 °C 下的变形抗力较低，塑性变形功较小，因此摩擦系数相同时，产生的热较少，温升较小。

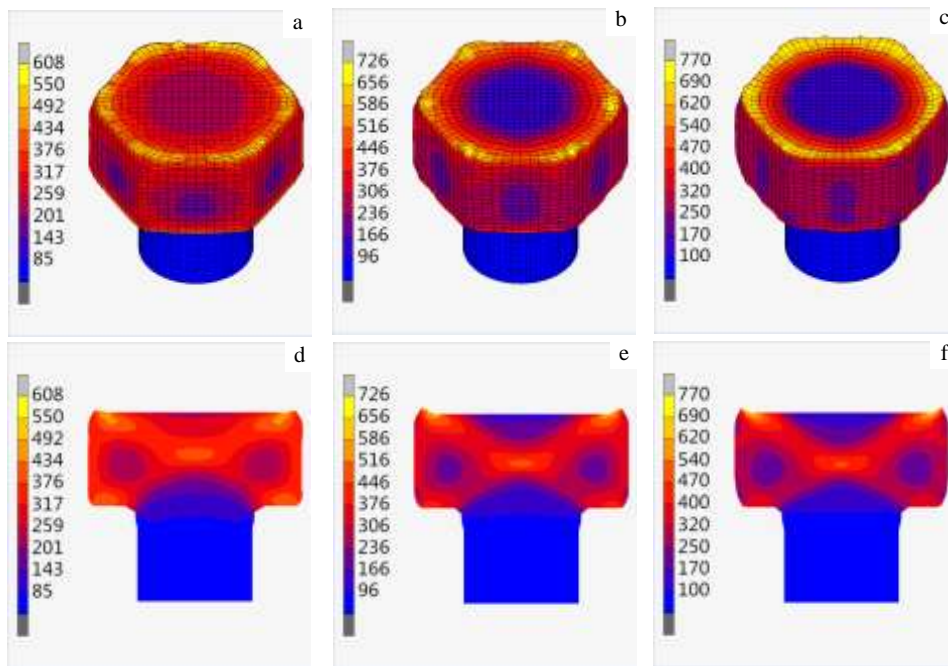


图 5 室温下镦制时摩擦系数对温度分布的影响

Fig.5 Influence of friction coefficient on temperature distribution headed at RT: contour bands: (a) $\mu=0$, (b) $\mu=0.1$, (c) $\mu=0.5$; cutting plane: (d) $\mu=0$, (e) $\mu=0.1$, (f) $\mu=0.5$

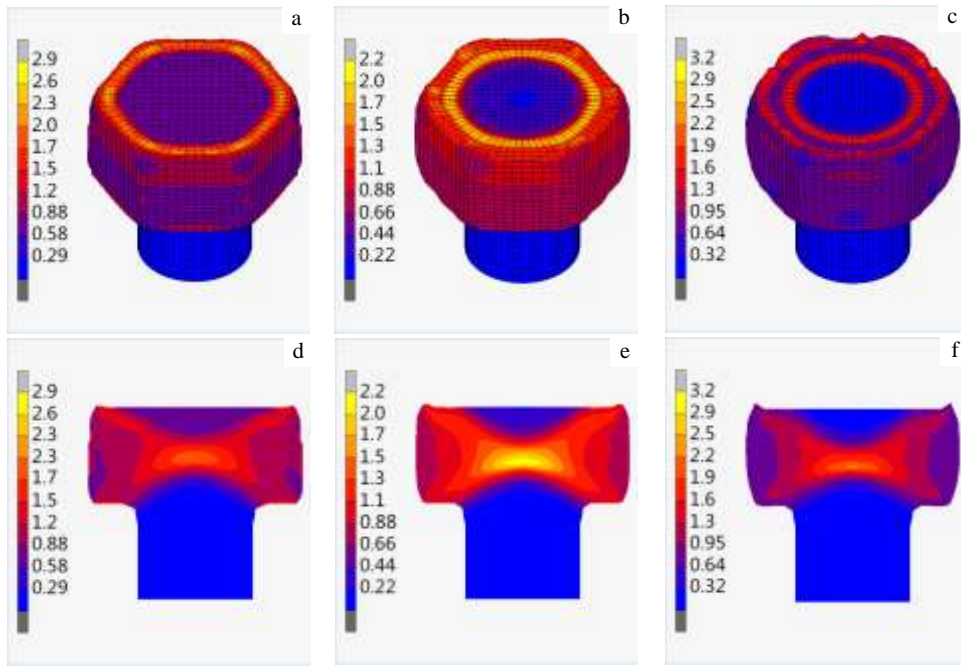


图 6 500 °C 下镦制时摩擦系数对塑性变形的影响

Fig.6 Influence of friction coefficient on plastic strain distribution headed at 500 °C: contour bands: (a) $\mu=0$, (b) $\mu=0.1$, (c) $\mu=0.5$; cutting plane: (d) $\mu=0$, (e) $\mu=0.1$, (f) $\mu=0.5$

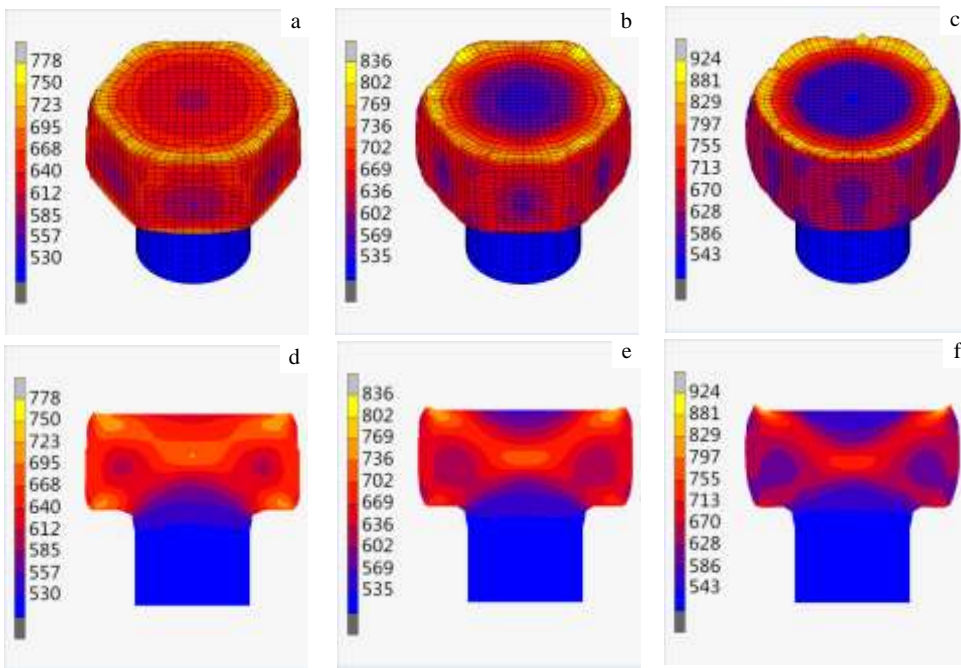


图 7 500 °C 下镦制时摩擦系数对温度分布的影响

Fig.7 Influence of friction coefficient on temperature distribution headed at 500 °C: contour bands: (a) $\mu=0$, (b) $\mu=0.1$, (c) $\mu=0.5$; cutting plane: (d) $\mu=0$, (e) $\mu=0.1$, (f) $\mu=0.5$

2.3 六角头显微组织与模拟结果的对比

室温镦制的六角头螺栓头部宏观金相和不同区域的扫描二次电子照片见图 8。图 8b、8c、8d 分别对应着图 8a 中 I、II、III 3 个区域的显微组织。从图 8 可以

看出，I 区域变形程度最小，III 区域居中，II 区域最为严重，且 II 区域中 β 相比例明显增多。造成 II 区域中 β 相增多的原因是该区域的温度较高，发生相变。模拟结果与实际显微组织塑性变形情况一致，吻合较好。

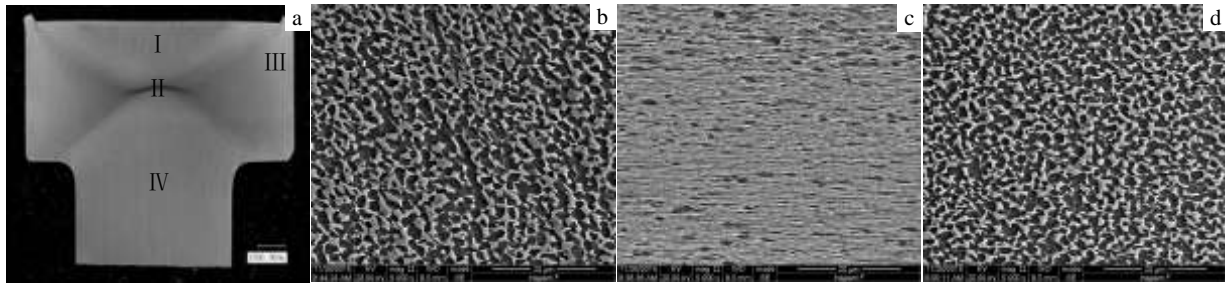


图 8 室温下钛制的六角头显微组织

Fig.8 Microstructure of hexagon head headed at RT: (a) overall morphology; SEM images of each zone corresponding to Fig.8a: (b) zoom in zone I, (c) zoom in zone II, (d) zoom in zone III

维氏硬度值如图 9 所示。I、II、III、IV 分别对应图 8a 中的区域。为保证测试的准确性,在各区域测试了 5 次。I 区域平均值为 2.765 GPa, II 区域平均值为 3.166 GPa, III 区域平均值为 2.892 GPa, IV 区域平均值为 2.553 GPa。由于变形程度的不同,六角头各区域组织有所差异,相应地使力学性能产生差异。由维氏硬度测试结果可知,六角头变形程度越大的区域,维氏硬度值越高,加工硬化程度越大。

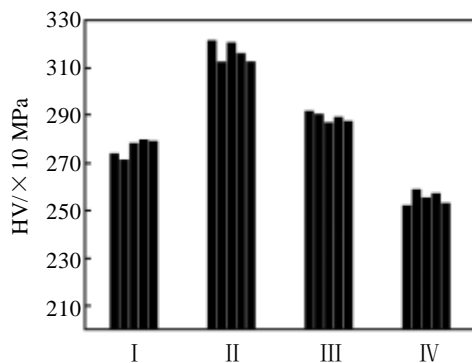


图 9 图 8a 中六角头不同区域维氏硬度

Fig.9 Vickers hardness of hexagon head for different regions in Fig.8a

3 结 论

1) 摩擦系数对变形程度分布和变形温度的分布影响较大; 变形初始温度对变形程度分布的影响较小, 但对变形的温升影响较大。无摩擦或摩擦系数过大时, 都不利于产品的成型, 在本文所选的 3 个摩擦系数中, 当摩擦系数为 0.1 时, 六角头成型饱满, 最有利于产品的成型。

2) 不同区域显微组织和硬度有较大差别。六角头中心区域变形较大, 硬度较高; 顶部中心区域变形较小, 硬度较低; 侧边中部区域变形居中, 硬度居中。

参考文献 References

- [1] Huang Boyun (黄伯云), Li Chenggong (李成功), Shi Likai (石力开) et al. *Chinese Material Engineering Dictionary Vol.4*(中国材料工程大典第 4 卷)[M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2006: 616
- [2] Ferrero J G. *Journal of Materials Engineering and Performance*[J], 2005, 14(6): 691
- [3] Sha Aixue(沙爱学), Wang Qingru(王庆如), Li Xingwu(李兴无). *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程) [J], 2006, 35(3): 455
- [4] Zhang Zhiqiang(张志强), Dong Limin(董利民), Yang Yang(杨洋) et al. *Acta Metallurgica Sinica*(金属学报) [J], 2011, 47(10): 1257
- [5] Yang Yang(杨洋), Dong Limin(董利民), Yang Rui(杨锐) et al. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*(中国有色金属学报) [J], 2010, 20(S1): 107
- [6] Zhang Qinglai(张青来), Kuang Yanrui(匡雁锐), Han Yinben(韩寅奔) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程) [J], 2013, 42(5): 984
- [7] Zhang Shihong(张士宏), Liu Jinsong(刘劲松), Xiao Han(肖寒) et al. *Advanced Materials Processing Technology with MSC.Marc*(材料加工先进技术与 MSC.Marc 实现)[M]. Beijing: National Defence Industry Press, 2015: 83
- [8] Ye Wenjun(叶文君), Tuo Xiangming(脱祥明), Wang Shihong(王世洪). *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程) [J], 2002, 31(1): 25

Finite Element Simulated Hexagon Bolt Heading Behaviors of TC16 Titanium Alloy Wire

Hu Ming^{1,2}, Dong Limin², Zhang Zhiqiang², Ba Hongbo², Wang Haizhong², Sha Yuhui¹, Yang Rui²

(1. Northeastern University, Shenyang 110819, China)

(2. Institute of Metal Research, Chinese Academy of Sciences, Shenyang 110016, China)

Abstract: To study hexagon bolt heading behaviors of TC16 titanium alloy wire, hexagon bolt heading behaviors of TC16 titanium alloy wire was simulated by MSC.Marc finite element simulation software. The simulation results show that the friction coefficient greatly affects on the deformation degree and the temperature increasing distribution in different zones; initial temperature has little effect on the deformation degree but has greater effect on the temperature increasing in different zone. The mould can not be fully filled when the friction coefficient is lower. However, prone flash will be produced when the friction coefficient is higher. A better hexagonal head shape can be got when the friction coefficient is 0.1. A good fit between simulation results and real testing can be found by contrasting the simulation results with real hexagonal head bolt microstructure and micro-hardness.

Key words: TC16 titanium alloy; heading bolt; finite element simulation

Corresponding author: Dong Limin, Ph. D., Associate Professor, Institute of Metal Research, Chinese Academy of Sciences, Shenyang 110016, P. R. China, Tel: 0086-24-23971265, E-mail: lmdong@imr.ac.cn