

钛合金实心锭穿孔挤压穿孔过程有限元分析

张大伟¹, 赵升吨¹, 朱成成¹, 张君², 胡阳虎², 段丽华²

(1. 西安交通大学, 陕西 西安 710049)

(2. 中国重型机械研究院有限公司, 陕西 西安 710032)

摘要: 探明实心锭穿孔过程的材料流动和穿透断裂行为对高性能优质无缝管材的实心锭穿孔挤压推广应用具有重要意义。以直径 200 mm 实心锭为原料, 穿孔挤压成直径 80 mm、壁厚 10 mm 的钛合金管材为研究对象, 基于 DEFORM-2D 软件环境, 建立了能够描述材料流动和穿透断裂行为的实心锭穿孔挤压穿孔过程的热力耦合有限元模型。研究分析了 2 种形状穿孔冲头的穿孔过程。结果表明: 穿孔初始阶段变形行为类似正挤压, 随后材料反向流动, 堵头去掉前都是反挤压变形; 正挤压变形下穿孔力迅速上升, 上升至稳定值后开始反挤压变形, 去掉堵头后的穿透断裂阶段穿孔力迅速下降; 采用圆柱形穿孔冲头情况下反挤时穿孔力变化幅度不大, 而采用瓶形穿孔冲头情况下的穿孔力稳定一段时间后再次显著增加, 瓶形穿孔冲头的穿孔力远大于圆柱形穿孔冲头的穿孔力; 穿透断裂阶段, 圆柱形穿孔冲头下的断裂行为类似于冲裁断裂, 而瓶形穿孔冲头下的约束增强, 其断裂面近似呈 L 型。

关键词: 钛合金; 管材挤压; 穿孔; 数值模拟

中图分类号: TG376.9; TG146.2+3

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2016)01-0086-06

钛合金管材在航空航天工业的液压和燃油等管路系统和热交换器, 以及自行车架、汽车排气管等其他工业领域中应用广泛^[1-3]。双动挤压技术是制造高性能、高精度、大规格无缝管材的有效途径。特别是实心锭穿孔挤压法可成型内表面无擦伤的优质无缝管材^[4]。然而我国钛管生产多采用不经穿(扩)孔直接挤压法, 挤压前机加成型为空心锭坯, 成材率低, 成本高^[5]。因此迫切需要研究分析钛合金实心锭穿孔挤压成型的热压力穿孔过程, 推广该成型工艺在我国钛管制造中的应用。

Müller^[6]采用空心锭坯、铜包套润滑挤压成型镍钛合金管材。羊玉兰等^[7]采用实验方法探讨了 TC2 钛合金管挤压成型可行性。代春等^[8]研究确定了 TA15 钛合金管材挤压成型工艺参数。张永强等^[9]比较了玻璃粉涂覆裸体挤压和铜或钢包套挤压成型 TC4 钛合金管材工艺过程, 发现采用玻璃润滑剂可以获得变形均匀、表面质量好的管材。有限元数值模拟技术可以更全面、深入、细致地研究难变形合金管材挤压成型过程^[10]。马静等^[11]采用 DEFORM 软件研究了 TC2 钛合金管材等温挤压成型过程。目前尚无钛合金实心锭穿孔挤压穿孔过程研究的文献报道。

因此, 以 TC4 钛合金管材穿孔挤压成型为研究对象, 基于 DEFORM 软件环境, 建立了穿孔过程的热力耦合有限元模型。研究了穿孔过程的载荷变化、材料流动、场变量演化以及锭坯穿过程。比较了不同穿孔冲头结构对穿孔过程的影响。研究结果对难变形合金实心锭穿孔挤压工艺的研究及技术推广具有一定的参考意义。

1 穿孔过程及有限元建模

实心锭穿孔挤压的穿孔过程是将实心锭坯加热后置于挤压筒内, 挤压模具出口处有堵头封闭, 用穿孔冲头进行穿孔。当穿孔冲头进入挤压模具区域(距堵头尚有一段距离)时, 堵头退出, 穿孔冲头继续穿孔, 穿透锭坯。

采用锭坯规格为 $\Phi 200 \text{ mm} \times 500 \text{ mm}$, 所要成型的 TC4 钛合金管材外径 80 mm、壁厚 10 mm。实心锭坯穿孔挤压管材时, 穿孔冲头用于锭坯穿孔和确定管材内径, 常用的穿孔冲头(穿孔针)形状有 2 种: 圆柱形穿孔冲头和瓶形穿孔冲头^[12]。所谓瓶形穿孔冲头是具有漏斗外形的穿孔冲头。根据锭坯和管材规格, 按照文献[12]的设计和校核方法, 确定了 2 种穿孔冲头

收稿日期: 2015-01-19

基金项目: 国家科技重大专项(2011ZX04016-81)

作者简介: 张大伟, 男, 1982 年生, 博士, 讲师, 西安交通大学机械工程学院, 陕西 西安 710049, 电话: 029-82668607, E-mail: zhangdawei2000@mail.xjtu.edu.cn

的尺寸结构。穿孔过程中，挤压筒和挤压模具固定不动，无相对运动，因此建立几何模型时，将挤压筒和挤压模具合为一体。基于商业有限元软件 DEFORM-2D，建立了钛合金实心锭穿孔过程的热力耦合的轴对称有限元模型，如图 1 所示。

钛合金锭坯的材料为 TC4 钛合金，模具材料为 H13 热作模具钢，其材料属性取自 DEFORM 软件数据库。TC4 钛合金在两相区 (920~950 °C) 挤压可获得良好的综合性能^[5]，因此锭坯初始温度取 930 °C。为降低模具激冷作用，模具（穿孔冲头、堵头、挤压筒和挤压模具）预热至 300 °C。模具、坯料（锭坯）和环境之间的传热系数为 0.02 kW·m⁻²·K⁻¹；模具和坯料之间的传热系数为 5 kW·m⁻²·K⁻¹。

分别建立锭坯与各个模具之间的接触关系，采用剪切摩擦模型式(1)描述坯料与模具之间的摩擦状态：

$$f_s = mK \tag{1}$$

式中： f_s 为摩擦应力； K 为剪切屈服应力； m 为摩擦因子， $0 \leq m \leq 1$ 。

采用玻璃润滑剂的钛合金锻造成形中 $m=0.1 \sim 0.3$ ^[13]。玻璃润滑剂在 TC4 钛合金管材挤压成型中可有效起到润滑作用^[9]。因此取 $m=0.1$ 作为摩擦边界条件。过低的穿孔速度易导致温度损失、变形抗力增加。穿孔冲头加载速度 v 确定为 20 mm/s，穿孔冲头行程记作 s 。作为比较， $v=15$ mm/s 也被采用，但文中不做特殊说明时，均为 $v=20$ mm/s 下的结果。

穿孔最后阶段，穿孔冲头前端坯料产生裂纹，发生断裂。为了评估裂纹出现的可能性，模拟断裂行为，有限元模型采用基于 Cockcroft & Latham 发展而来的

延性断裂准则^[14, 15]：

$$D_f = \int \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}^*} d\bar{\epsilon}, \sigma^* = \begin{cases} \sigma_1 & \sigma_1 \geq 0 \\ 0 & \sigma_1 < 0 \end{cases} \tag{2}$$

式中： D_f 为损伤因子； σ_1 为最大主应力； $\bar{\sigma}$ 为等效应力； $\bar{\epsilon}$ 为等效应变。

Semiatin 等^[14]应用该模型预测 TC4 钛合金圆柱试件热压缩成型过程中的断裂问题。当塑性应变超过损伤门槛应变值后， D_f 达到临界值 D_c 时，将产生微裂纹引起损伤^[16]。Semiatin 等^[14]研究表明，应变速率对损伤临界值 D_c 的影响不甚明显，损伤临界值 D_c 和成型温度密切相关。根据 Semiatin 等的研究结果，取圆柱自由表面损伤临界值，可得不同温度下 TC4 钛合金的损伤临界值 D_c 如图 2 所示。

穿孔最后阶段产生裂纹区域，虽然锭坯同模具和空气之间热交换导致温度降低，但塑性变形功产生的热量会补偿这部分温度损失。因此有限元模型中损伤临界值选取了 930 °C 时的临界值。在有限元模拟中采用单元删除法来处理失效单元，表示裂纹的扩展。

2 结果与讨论

2.1 圆柱形穿孔冲头穿孔过程

穿孔过程可分为带堵头的穿孔挤压阶段和去掉堵头后的穿透断裂阶段。采用圆柱形穿孔冲头穿孔过程中穿孔冲头载荷行程曲线如图 3 所示。在去掉堵头后穿孔力迅速下降，当前端金属完全断开后，穿孔力降为 0。从图 3 还可以看出，不同穿孔冲头加载速度下 (20 和 15 mm/s)，穿孔力的变化趋势是相同的。

穿孔冲头最大载荷小于 1 MN，远小于中国重型机械研究院研制的 40 MN 稀有难变形合金双动挤压机的穿孔力 (5 MN)^[17]。从图 3 可以看出，穿孔力迅速上升至 700 kN 之后，开始缓慢上升，成型后期穿孔力开始轻微下降至稳定值，去掉堵头后载荷迅速下降。

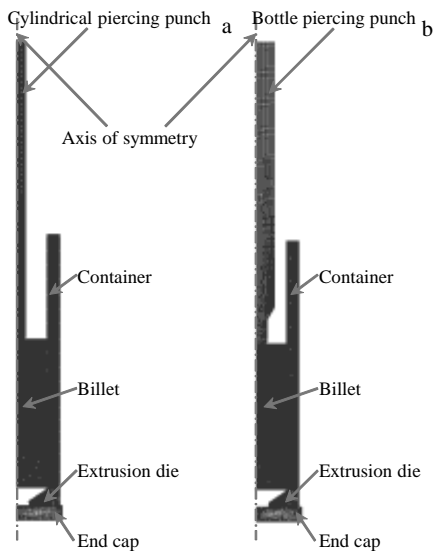


图 1 圆柱形穿孔冲头和瓶形穿孔冲头穿孔过程有限元模型
Fig.1 FE model of piercing process: (a) cylindrical piercing punch and (b) bottle piercing punch

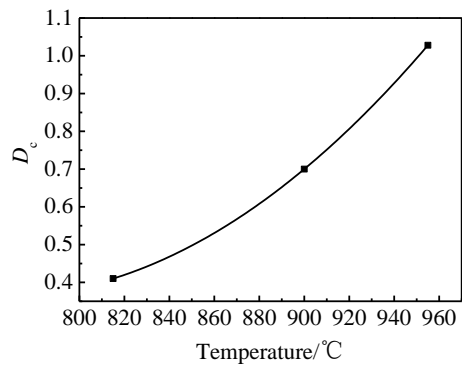


图 2 不同温度下 TC4 钛合金的损伤临界值
Fig.2 Values of damage threshold at different temperatures for TC4 titanium alloy

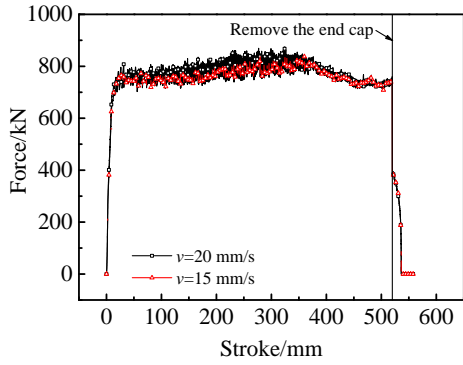


图 3 圆柱形穿孔冲头穿孔过程行程载荷曲线

Fig.3 Load curve of piercing process by cylindrical piercing punch

这种力的变化趋势同穿孔成型过程中的材料流动状态密切相关。

穿孔挤压阶段的速度场分布如图 4 所示。初始阶段类似正挤压，材料沿穿孔冲头运动方向流动，如图 4a 所示。随后穿孔冲头周围材料反向流动，穿孔力进入较为稳定阶段，在堵头去掉之前都是反挤压变形，如图 4b~4d 所示。

在开始反向挤压变形之后，穿孔冲头进入锭坯的距离逐渐增加，穿孔冲头和锭坯之间接触面逐渐增加，穿孔力逐渐增加。此时锭坯前端大部分区域材料流动速度几乎为零。而当穿孔冲头和挤压模具之间缩短到

一定距离时，锭坯前端材料流动速度增加，开始流入挤压模具区域，如图 4c 所示。因此，穿孔冲头前端金属阻力会有所下降。当前端阻力下降程度大于摩擦力增加程度时，穿孔力表现出轻微下降。当锭坯前端同堵头接触时，材料开始充填挤压模具和堵头形成的型腔，此后的速度场分布较为稳定，如图 4d 所示，穿孔力也维持在一稳定值，几乎没有变化。

穿透断裂阶段的损伤分布如图 5 所示。在穿孔挤压阶段，材料损伤值都小于临界值，只是在最后阶段挤压模具出口尖角处少数网格（小于 3 个）区域内的损伤值大于临界值，如图 5a 所示。随后，损伤值较大区域出现穿孔冲头前端面倒角外侧处，并沿挤压模具出口尖角和穿孔冲头前端面倒角外侧连线接近扩展形成剪切带，如图 5b 所示。锭坯前端金属断裂分离，如图 5c 所示，剪断面积逐渐减少，穿孔力也随着降低。最终锭坯穿透，如图 5d 所示，穿孔力降至最低。

2.2 瓶形穿孔冲头穿孔过程

采用瓶形穿孔冲头穿孔过程中穿孔冲头载荷行程曲线如图 6 所示。从图 6 可以看出，穿孔力迅速上升，在 1000 kN 左右稳定。一段时间之后，穿孔力又进入一个迅速上升阶段。之后开始缓慢上升，直至去掉堵头后载荷迅速下降。不同加载速度下的有限元结果表明，采用瓶形穿孔冲头时的穿孔力变化趋势也是相同的。穿孔冲头最大载荷小于 6.5 MN，大于中国重型机械研究院研制的 40 MN 双动挤压机的穿孔力(5 MN)。

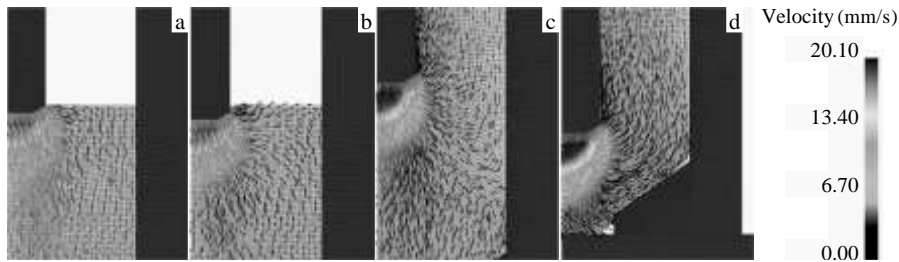


图 4 圆柱形穿孔冲头穿孔挤压阶段的速度场

Fig.4 Velocity field at piercing extrusion stage by cylindrical piercing punch: (a) $s=10$ mm, (b) $s=15$ mm, (c) $s=370$ mm, and (d) $s=480$ mm

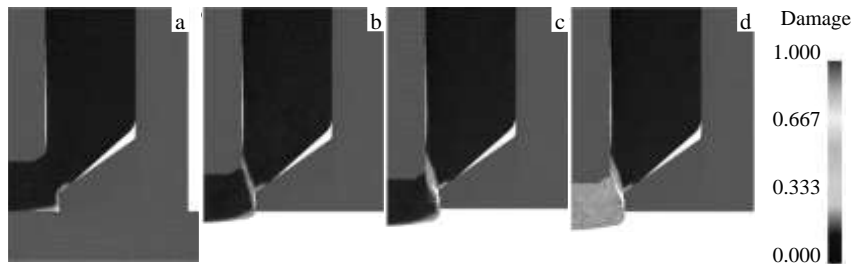


图 5 圆柱形穿孔冲头穿透断裂阶段的损伤分布

Fig.5 Distribution of damage at penetration fracture stage by cylindrical piercing punch: (a) $s=520$ mm, (b) $s=529.8$ mm, (c) $s=535.8$ mm, and (d) $s=536.8$ mm

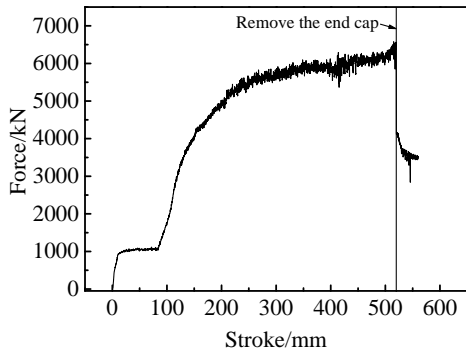


图 6 瓶形穿孔冲头穿孔过程行程载荷曲线
Fig.6 Load curve of piercing process by bottle piercing punch

但一般双动挤压的穿孔力是按挤压力的 15%~30% 设计选定^[18], 6.5 MN 的穿孔力是在这个范围之内的。

采用瓶形穿孔冲头时, 穿孔过程同样可分为带堵头的穿孔挤压阶段和去掉堵头后的穿透断裂阶段。瓶形穿孔冲头(穿孔针)可分为针尖和针杆两部分, 针尖的尺寸结构和圆柱形穿孔冲头相同。因此针杆未接触锭坯之前, 其成型过程的约束条件和采用圆柱形穿孔冲头的成型过程相类似。

和采用圆柱形穿孔冲头一样, 采用瓶形穿孔冲头时, 穿孔挤压初始阶段类似正挤压, 材料沿穿孔冲头运动方向流动, 如图 7a 所示。随后穿孔冲头周围材料

反向流动, 如图 7b 所示, 穿孔力不足 1000 kN。随后缓慢上升, 进入较为稳定阶段。在瓶形穿孔冲头针杆部分和锭坯接触后, 穿孔力又迅速上升。采用瓶形穿孔冲头穿孔过程的挤压比大于采用圆柱形穿孔冲头穿孔过程的挤压比, 此外瓶形穿孔冲头针尖过渡到针杆的锥面迫使锭坯和针尖表面完全接触, 如图 7c 所示, 从而摩擦力增加。因此穿孔力远大于采用圆柱形穿孔冲头下的穿孔力。当挤压模具和堵头形成的型腔充满之后, 穿孔力缓慢上升, 此时速度场分布如图 7d 所示。

采用瓶形穿孔冲头时, 穿透断裂阶段的损伤分布如图 8 所示。在穿孔挤压阶段, 材料损伤值都小于临界值, 最后阶段, 挤压模具和堵头形成的角落区域损伤最大, 但仍小于临界值, 如图 8a 所示。随后, 挤压模具出口尖角处损伤值大于临界值, 几乎沿垂直方向扩展, 并断裂分离, 如图 8b 所示。当断裂带几乎扩展到穿孔冲头对应区域时, 穿孔冲头前端面倒角外侧处损伤值才开始增大至临界值, 如图 8c 所示, 此处金属开始断裂分离。同样在穿透断裂阶段, 随着剪断面积逐渐减少, 穿孔力也随着降低, 锭坯穿透后, 降至一稳定值。

2.3 不同模具结构穿孔过程比较

采用圆柱形穿孔冲头穿孔过程的穿孔挤压阶段, 穿孔冲头前端圆柱侧面一直有一部分和锭坯未接触; 而采用瓶形穿孔冲头时, 针杆同锭坯接触后, 针尖圆柱侧面和锭坯完全接触, 如图 9 所示。瓶形穿孔冲头的摩擦力会更大。

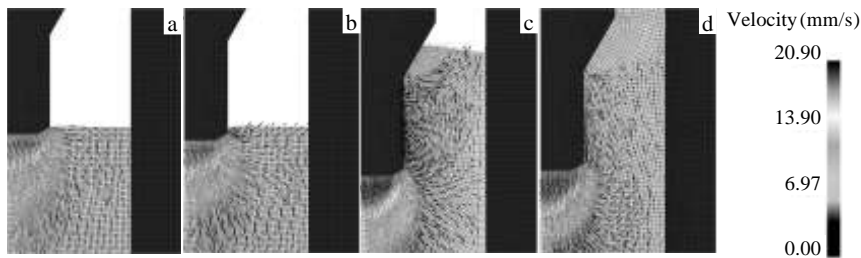


图 7 瓶形穿孔冲头穿孔挤压阶段的速度场
Fig.7 Velocity field at piercing extrusion stage by bottle piercing punch: (a) $s=10$ mm, (b) $s=15$ mm, (c) $s=100$ mm, and (d) $s=325$ mm

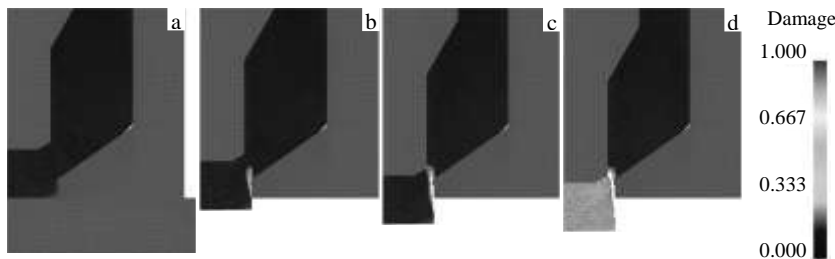


图 8 瓶形穿孔冲头穿透断裂阶段的损伤分布
Fig.8 Distribution of damage at penetration fracture stage by bottle piercing punch: (a) $s=520$ mm, (b) $s=529.5$ mm, (c) $s=540.8$ mm, and (d) $s=546.3$ mm

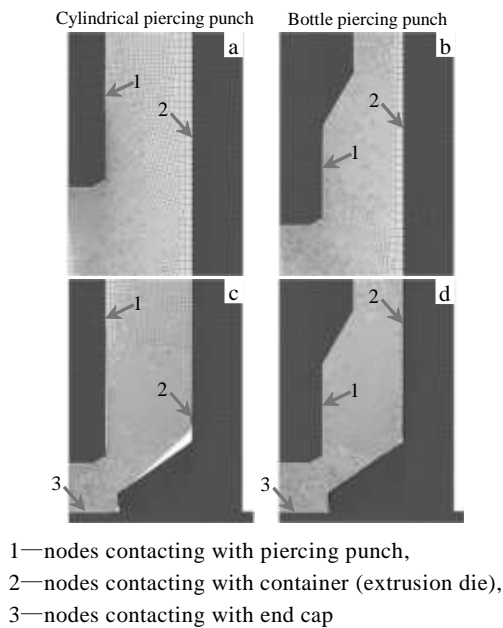


图 9 锭坯同模具接触情况

Fig.9 Contact conditions with dies and billet : (a, b) $s=200$ mm and (c, d) $s=520$ mm

采用不同模具结构时，锭坯前端速度大小不同。采用瓶形穿孔冲头时，锭坯前端速度要大于采用圆柱形穿孔冲头时的速度，如图 10 所示。采用圆柱形穿孔冲头时，锭坯前端材料在穿孔挤压后期才充填挤压模具和堵头形成的型腔，穿孔挤压阶段结束时该型腔才充满；而采用瓶形穿孔冲头时，锭坯前端材料在穿孔挤压前期就充填挤压模具和堵头形成的型腔，如图 10b 所示，前端约束增强。采用瓶形穿孔冲头时，材

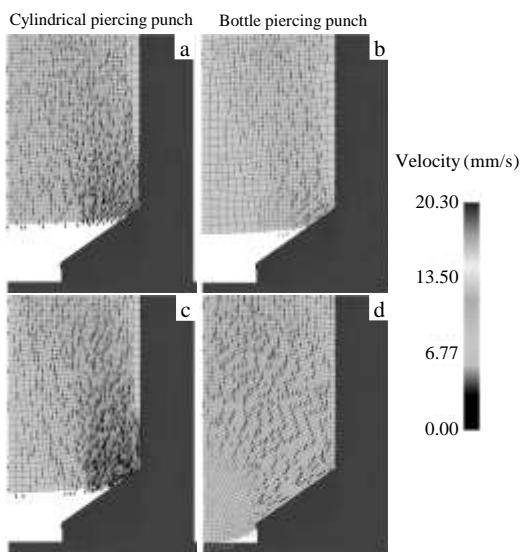


图 10 锭坯前端速度场

Fig.10 Velocity field in the front of billet: (a, b) $s=125$ mm and (c, d) $s=200$ mm

料反向流动的阻力大于采用圆柱形穿孔冲头情况下的阻力。因此采用瓶形穿孔冲头的穿孔力要远大于圆柱形穿孔冲头的穿孔力。但由于减少了管材挤压过程的挤压比，在穿孔后的挤压过程中，采用瓶形穿孔冲头的挤压力要小的多。

从图 9b 可以看出，在穿孔挤压阶段结束时，采用瓶形冲头情况下，挤压模具区域的约束远大于采用圆柱冲头下的约束。在后续的穿透断裂阶段，穿孔冲头继续前行，挤压模具区域的约束会进一步增加。因此在穿透断裂阶段，瓶形穿孔冲头的穿孔力大于圆柱形穿孔冲头的穿孔力。即使材料断裂后，圆柱侧面摩擦力没有减少，穿孔力仍维持在一定水平。正是由于约束条件不同，断裂面形貌也表现不同。采用圆柱形穿孔冲头时，和冲裁时的断裂行为相类似；而采用瓶形穿孔冲头时，断裂面近似呈 L 型，如图 8d 所示。不同穿孔冲头结构下断裂面形貌局部放大如图 11 所示。可清楚看出，采用瓶形穿孔冲头时其断裂面形貌是明显呈倒 L 形或“7”字形，和圆柱形穿孔冲头下的断裂面显著不同。

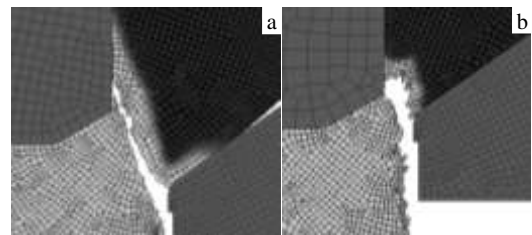


图 11 圆柱形穿孔冲头和瓶形穿孔冲头断裂面形貌

Fig.11 Appearance of fracture face: (a) cylindrical piercing punch and (b) bottle piercing punch

3 结 论

1) 采用圆柱形和瓶形穿孔冲头的穿孔初始阶段类似正挤压，穿孔力迅速上升；随后穿孔力达到一个稳定阶段，材料变形特征类似反挤压变形。反挤变形阶段，采用圆柱形穿孔冲头的穿孔力变化幅度不大，而采用瓶形穿孔冲头的穿孔力再次进入一个显著增大阶段。

2) 在穿透断裂阶段，采用圆柱形穿孔冲头下挤压模具区域的约束远小于采用瓶形穿孔冲头下的约束；前者的断裂行为类似于冲裁断裂，后者断面为 L 型；前者穿孔力迅速降为 0，而后者迅速下降至一较高的稳定值。

参考文献 References

[1] Boyer R R. *Materials Science and Engineering A*[J], 1996, 213:

- [2] Leyens C, Peters M. *Titanium and Titanium Alloy*[M]. Weinheim: WILWY-VCH, 2003: 393
- [3] Zhang Wangfeng(张旺峰), Li Yan(李艳), Wang Yuhui(王玉会) *et al. Materials Review*(材料导报)[J], 2011, 23: 133
- [4] Deng Xiaomin(邓小民). *Light Alloy Fabrication Technology* (轻合金加工技术)[J], 2003, 31(10): 31
- [5] Jia Rulei(贾如雷), Ji Bo(计波), Lü Weijie(吕维洁) *et al. The Chinese Journal of Nonferrous Metals*(中国有色金属学报)[J], 2010, 20(S1): 897
- [6] Müller K. *Journal of Materials Processing Technology*[J], 2001, 111: 122
- [7] Yang Yulan(羊玉兰), Tong Xuewen(佟学文), Yang Longlin(杨隲林). *Titanium Industry Progress*(钛工业进展)[J], 2005, 22(3): 22
- [8] Dai Chun(代春), Wang Lian(王练), Li Changjiang(李长江) *et al. Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2005, 34(S3): 489
- [9] Zhang Yongqiang(张永强), Feng Yongqi(冯永琦), Li Weiqing(李渭清) *et al. Rare Metals Letters*(稀有金属快报)[J], 2006, 10: 27
- [10] Zhang Baojun(张保军), Yang He(杨合), Guo Lianggang(郭良刚) *et al. Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2013, 42(3): 488
- [11] Ma Jing(马静), Zeng Weidong(曾卫东), Yuan Benfu(袁本福) *et al. Materials Review*(材料导报)[J], 2012, 16: 149
- [12] Wei Jun(魏军). *Metal Extrusion Press*(金属挤压机)[M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2005: 219
- [13] Altan T, Oh S I, Gegel H L. *Metal Forming: Fundamentals and Application*[M]. Metal Park, OH: American Society for Metals, 1983: 84
- [14] Semiatin S L, Goetz R T, Shell E B *et al. Metallurgical and Materials Transactions A*[J], 1999, 30(5): 1411
- [15] Fang Gang(方刚), Lei Liping(雷丽萍), Zeng Pan(曾攀). *Chinese Journal of Mechanical Engineering*(机械工程学报)[J], 2002, 38(S): 21
- [16] Lemaitre J. *A Course on Damage Mechanics*[M]. Berlin: Springer-Verlag, 1992: 11
- [17] Jing Yunhai(荆云海), Quan Xiaohui(权晓惠), Zheng Wenda(郑文达) *et al. Heavy Machinery*(重型机械)[J], 2012(3): 37
- [18] Wei Jun(魏军). *Metal Extrusion Press*(金属挤压机)[M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2005: 38

Finite Element Analysis of Piercing Process of Piercing Extrusion for Titanium Alloy Solid Ingots

Zhang Dawei¹, Zhao Shengdun¹, Zhu Chengcheng¹, Zhang Jun², Hu Yanghu², Duan Lihua²

(1. Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

(2. China National Heavy Machinery Research Institute Co., Ltd, Xi'an 710032, China)

Abstract: Metal flow and penetration fracture behavior is important for application of piercing extrusion process of solid ingots for high-performance seamless tube. A piercing extrusion process from a solid ingot ($\Phi 200$ mm) to a titanium alloy tube ($\Phi 80$ mm \times 10 mm) has been studied. Based on FE software of DEFORM-2D, a thermo-mechanical coupling model being able to describe the metal flow and penetration fracture behavior was developed for the piercing process of piercing extrusion of solid ingots. The piercing processes by two kinds of piercing punches were analyzed. The results indicate that at the initial stage of piercing process, the deformation characteristic is similar to forward extrusion, and then metal reverse flows, and the backward extrusion remains until the end cap is removed; the piercing force increases rapidly under forward extrusion, and backward extrusion occurs when the force rises to the stable value, and the piercing force decreases rapidly at the penetration fracture stage after removing the end cap; under backward extrusion, the piercing force has a little change by a cylindrical piercing punch, but the force will significantly increase again after a short stable stage by a bottle piercing punch, and thus the piercing force by the bottle piercing punch is much greater than that by the cylindrical piercing punch; at the penetration fracture stage, fracture behavior by the cylindrical piercing punch is similar to that in blanking process, but the fracture face by the bottle piercing punch presents an approximate L-shape.

Key words: titanium alloy; tube extrusion; piercing process; numerical simulation