

TA15 钛合金板材不贴模加热旋压成形规律研究

詹梅, 褚强, 石丰, 王贤贤, 杨合

(西北工业大学 凝固技术国家重点实验室, 西安 710072)

摘要: **目的** 揭示工艺参数对钛合金锥形件柔性加热旋压成形过程的影响。**方法** 采用基于 ABAQUS 平台建立的 TA15 钛合金柔性热旋有限元仿真模型和基于正交试验设计的模拟方案, 研究了芯模预热温度、工件加热温度、旋轮与芯模间隙和旋轮进给比对该过程中, 工件的切向拉应变和壁厚差的影响显著性与规律。**结果** 获得了合理的工艺参数组合与回归方程。**结论** 较小的旋轮进给比有利于抑制工件的破裂; 适中的工件加热温度有利于获得较为均匀的壁厚。

关键词: 钛合金; 锥形件; 柔性; 热旋; 剪切旋压; 工艺优化

DOI: 10.3969/j.issn.1674-6457.2014.05.006

中图分类号: TG389

文献标识码: A

文章编号: 1674-6457(2014)05-0031-06

Forming Law of Flexible Hot Spinning of TA15 Titanium Alloy

ZHAN Mei, CHU Qiang, SHI Feng, WANG Xian-xian, YANG He

(State Key Laboratory of Solidification Processing, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

ABSTRACT: **Objective** In order to reveal the effects of process parameters on the forming process of hot spinning of titanium alloy. **Methods** A finite element model for flexible hot spinning process of TA15 alloy was established based on ABAQUS software, and orthogonal simulation scheme was designed to analyze the significance and law of influences of pre-heating temperature of mandrel, spinning temperature of workpiece, gap between roller and mandrel and feed rate on the tangential tensile strain and the wall-thickness difference of workpiece. **Results** Reasonable optimization of parameters and regression equation were obtained. **Conclusion** Small feed rate could help suppress the fracture of workpiece. Moderate spinning temperature was beneficial to uniform wall-thickness.

KEY WORDS: titanium alloy; cone part; flexibility; hot spinning; shear spinning; process optimization

TA15 钛合金由于具有较高的室温及中温强度、良好的热稳定性和焊接性能, 主要应用于飞机结构件及发动机上的隔框、壁板等工作温度较高、受力较复杂的重要结构件^[1]。剪切旋压是生产薄壁锥形件或曲母线形零件的有效方法, 具有变形抗力小、原材料利用率高、生产效率高、产品质量好等优点, 在

航空、航天、兵器、汽车等金属精密塑性加工技术领域得到了广泛的应用^[2]。然而, TA15 钛合金在室温下塑性差, 变形抗力和屈服强度比较高, 冷成形时易开裂, 回弹较严重, 并且成形力大, 对设备的要求高, 因此, 为了降低变形抗力, 提高材料塑性, 并提高生产效率, 对于 TA15 薄壁构件需要采用加热剪切旋

收稿日期: 2014-06-28

基金项目: 国家优秀青年科学基金(51222509); 凝固技术国家重点实验室自主研究课题(97-QZ-2014, 90-QP-2013)

作者简介: 詹梅(1972—), 女, 博士, 教授, 博士生导师, 主要研究方向为复杂构件的精确成形技术。

压成形。在热剪旋成形方面,文献[3]建立了 TC4 钛合金锥形件加热贴模剪旋热力耦合有限元模型,分析了热旋成形过程中工件和芯模的温度场分布变化规律。文献[4]采用实验研究和数值模拟相结合的方法,研究了铸造铝合金锥形件的热剪旋成形工艺,分析了旋压成形过程中工件裂纹产生的原因和工件旋压前后的晶粒变化。

根据旋压过程中工件与芯模的接触情况,可以将剪切旋压分为贴模旋压和不贴模旋压(也称柔性旋压)2种。其中,有芯模的贴模剪切旋压已得到普遍的应用,其工艺要求壁厚根据正弦率变化。对于不贴模旋压剪切成形,虽然此过程无芯模或只采用终旋道次的一个芯模,但在此过程的前中期,坯料厚度的变化也是很大的,仍然可以认为是基本遵循正弦率,只是由于芯模的支撑约束小,使得工件壁厚在旋压末期波动较大。采用该方法可为复杂构件终旋提供预制毛坯,从而减少芯模的设计、制造、安装、调试、拆卸以及芯模的预热等工作,并可进一步缩短制造周期,降低生产成本,因此,近年来已有不少学者对不贴模剪切旋压给予了一定的关注。夏琴香等人^[5-6]研究了锥形件柔性旋压成形时,夹紧力、旋轮进给比、旋轮圆角半径等工艺参数对旋压力和成形质量的影响。Kawai 等人^[7-9]分析了锥形件和球形件无芯模旋压成形时的成形极限。Matsubara^[10]分析了由平板坯无模旋压成形锥形件的壁厚变化,结果表明其仍然满足正弦率。

鉴于工艺参数影响着旋压件的质量和旋压生产效率,是旋压生产中迫切需要开展的研究工作,但目前尚未见到相关方面的研究。文中开展了芯模预热温度、工件加热温度、旋轮与芯模间隙和旋轮进给比对 TA15 钛合金锥形件柔性加热旋压成形影响显著性及影响规律的研究,相关结果可为旋压工艺制定提供指导。

1 研究方法

1.1 有限元模型的建立

为了将平板钛合金毛坯不贴模旋压得到薄壁曲母线构件所需的半锥角为 45° 的薄壁锥形件,并减少芯模的设计、制造、安装、调试、拆卸以及芯模的预热等工作,缩短制造周期,降低生产成本,文中的不

贴模旋压直接终旋道次的曲母线芯模,如图1所示。在该过程中,工件壁部与曲母线芯模不接触,但有热传导、对流和辐射发生。在该有限元模型中,圆板坯直径为 260 mm,厚度为 4 mm,材料为 TA15 钛合金,其本构关系参照文献[1],可得出不同温度下和不同应变速率下的应力应变关系,其热物理性能参照文献[11];芯模材料选用 3Cr2W8V,其热物理性能参见文献[12],为了减小厚向温差,采用 2 个喷枪分别对坯料的内外表面加热并随旋轮移动,如图1所示。针对图1中的研究对象,基于通用有限元软件 ABAQUS 的 Dynamic, Temp-disp 和 Explicit 模块,建立了相应的热力耦合弹塑性有限元模型,如图2所示,其中旋轮和芯模采用刚体,坯料采用 3D 变形体。坯料单元采用 C3D8RT 热力完全耦合单元。根据文献[14]提供的 TA15 与 3Cr2W8V 材料的热交换参数,确定坯料与芯模之间,坯料与环境之间,芯模与环境之间的热辐射和热对流系数。喷枪加热的处理方法为:将坯料划分为多个环状,如图3所示,并依次从内到外对各环施加体热源,以模拟坯料内外表面喷枪随旋轮的移动。坯料的中心部和芯模采用 TIE 约束,从而将坯料和芯模绑定在一起做旋转

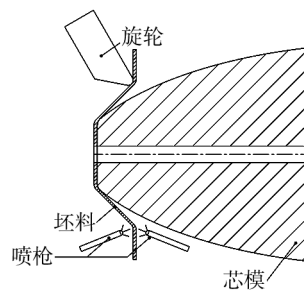


图1 柔性热旋示意图

Fig. 1 Sketch of flexible hot spinning

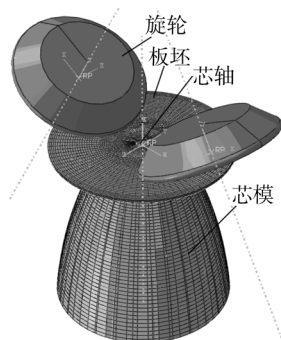


图2 柔性热旋有限元模型

Fig. 2 Finite element model for flexible hot spinning

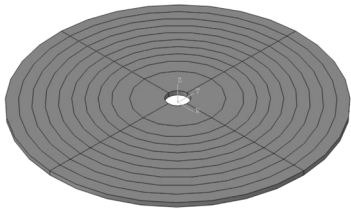


图3 分成环状的坯料
Fig. 3 Blank divided into ring

运动,并用速度边界控制旋轮的进给和芯模的旋转。
为了验证本有限元仿真模型的可靠性,对比了相同条件下采用本文模型和文献[13]模型得到的工件的壁厚偏离率分布与实际加工实验时的结果,如图4所示。从图4中可以看出,本文计算结果与实际试验结果更为接近,由此可见,本文的模型是可靠的。

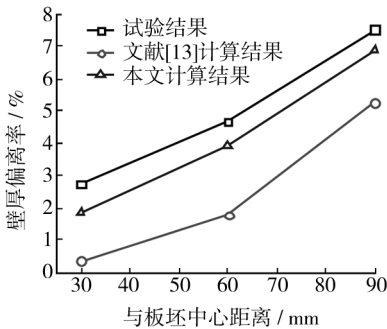


图4 有限元模型的结果验证
Fig. 4 Result verification of finite element model

1.2 计算条件

选择的工艺参数及其正交试验如表1所示。

表1 正交实验方案

Table 1 Orthogonal design plan

因素	芯模预热温度 $T_m/^\circ\text{C}$	工件加热温度 $T_b/^\circ\text{C}$	偏离率 $\Delta/\%$	旋轮进给比 $f/(\text{mm}\cdot\text{r}^{-1})$
实验1	350(A_1)	700(B_1)	-12.5(C_1)	0.7(D_1)
实验2	350	750(B_2)	0(C_2)	1(D_2)
实验3	350	800(B_3)	12.5(C_3)	1.3(D_3)
实验4	400(A_2)	700	0	1.3
实验5	400	750	12.5	0.7
实验6	400	800	-12.5	1
实验7	450(A_3)	700	12.5	1
实验8	450	750	-12.5	1.3
实验9	450	800	0	0.7

其他的工艺参数与文献[13]相同。其中的偏离率根据旋轮与45°的理想锥形件计算得到。

1.3 衡量指标

采用 Abaqus 的后处理功能,以输出工件变形区的切向拉应变最大值和最大壁厚差作为衡量本文锥形件不贴模热旋压成形质量的指标。其中,变形区切向拉应变最大值与旋压件热旋的开裂趋势相关,切向拉应变值越大,表明破裂趋势越大。旋压件的壁厚差是衡量旋压件壁厚均匀性的重要指标之一,其值越小,表明工件壁厚分布越均匀。

2 结果与讨论

2.1 工艺参数的影响

2.1.1 对最大切向拉应变的影响

图5为工艺参数对工件切向拉应变最大值 ε_{t+} 的影响。从图5可以看出,工艺参数对切向拉应变值的影响显著性排序为: $f>T_m>T_b>\Delta$ 。方差分析表明,其中仅前3个因素对工件切向拉应变有显著影响,如表2所示。

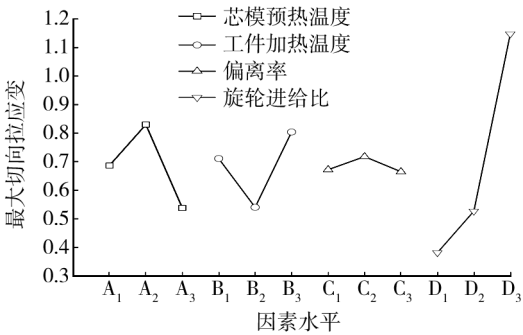


图5 工艺参数对切向拉应变的影响

Fig. 5 The influence of process parameters on the tangential strain

表2 拉应变方差分析

Table 2 Anova table of tensile strain

方差来源	偏差平方和	自由度	均方差	F 值	显著性
因素 T_m	$S_{T_m}=0.1276$	2	0.0638	26.04	**
因素 T_b	$S_{T_b}=0.1072$	2	0.0536	21.88	**
因素 f	$S_f=0.9932$	2	0.4966	202.69	***
误差 e	$S_e=0.0049$	2	0.00245		
总和	$S_T=1.2329$	8			
$F_{0.1}(2,2)=9$		$F_{0.05}(2,2)=19$	$F_{0.01}(2,2)=99$		

从图5中可以看出,工件的切向拉应变随芯模预热温度或偏离率的增加,呈现先增大后减小的趋势,但随工件加热温度的升高先减小后增大,随旋轮进给比的增大则持续增加。

当芯模预热温度较低($\leq 400\text{ }^{\circ}\text{C}$)时,芯模预热温度的升高使得工件与芯模接触区域的热效应增大,此区域材料易于变形,切向拉应变因此增加。芯模预热温度的进一步升高($400\sim 500\text{ }^{\circ}\text{C}$),除了使工件与芯模接触区域的热效应增大外,还使工件与芯模未接触区域所受的热辐射效应也增强,从而坯料整体温度分布均匀,变形也较为均匀。二者的综合影响使得切向拉应变的最大值呈现减小趋势。

当工件加热温度较低($\leq 750\text{ }^{\circ}\text{C}$)时,工件加热温度的升高会增强工件整体塑性,平均切向拉应变会增大,但由于变形会相对均匀,则切向拉应变的最大值减小。而加热温度进一步升高时切向拉应变增加,则是由于加热温度的升高使得喷枪对工件的加热区和工件未受热区的温差增大,从而之间产生较大热应力,使切向拉应变最大值增大。

偏离率对切向拉应变的影响较小,这是由于柔性旋压过程中工件与芯模不接触所致。

旋轮进给比越大,工件变形区的变形速率增大,因此切向拉应变最大值随之增加。另外一方面,旋轮进给比越大,工件的变形速度越大,工件塑性变形功转变生成的热量越多,工件温升越剧烈(见图6),材料易于变形,因而切向拉应变持续增加。这与冷旋过程中旋轮进给比对工件破裂趋势的影响是一致的^[15]。

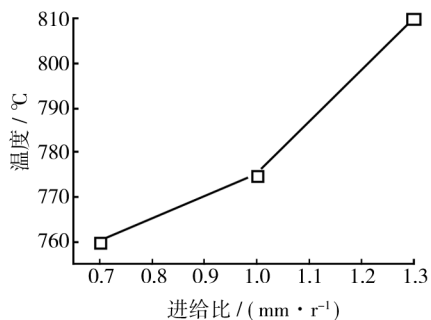


图6 不同进给比下的工件变形区温度

Fig. 6 The temperature of workpiece deformation zone at different feed ratio

2.1.2 对壁厚差的影响

图7所示为工艺参数对壁厚差 Δt 的影响。从

图7中可以看出,工艺参数对工件壁厚差的影响显著性排序为: $T_b > T_m > \Delta > f$;并且,壁厚差随芯模预热温度的升高而增大,随工件加热温度的升高先减小后增大,随偏离率和旋轮进给比的增大则先增大后减小。忽略直观分析中的最不显著因素——旋轮进给比进行方差分析,结果如3表所示。从表3中可以看出,剩余三因素对工件壁厚差的影响不显著,这就表明旋轮进给比对壁厚差的影响显著,不能忽略。由此可见,芯模预热温度、工件加热温度、偏离率和旋轮进给比对壁厚差都有显著影响。

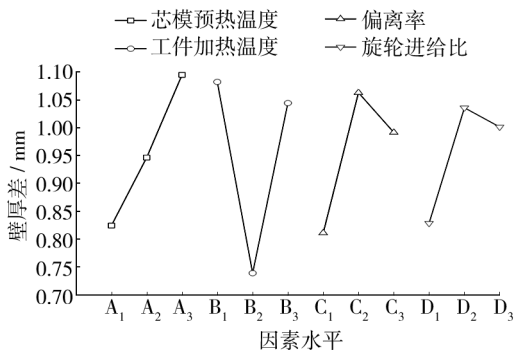


图7 工艺参数对壁厚差的影响

Fig. 7 The influence of process parameters on the thickness difference

表3 壁厚差方差分析

Table 3 Anova table of tensile strain

方差来源	偏差平方和	自由度	均方差	F值	显著性
因素 T_m	$S_{T_m}=0.1100$	2	0.055	1.4885	
因素 T_b	$S_{T_b}=0.2122$	2	0.1061	2.8714	
因素 Δ	$S_{\Delta}=0.1009$	2	0.050 45	1.3654	
误差 e	$S_e=0.0739$	2	0.036 95		
总和	$S_T=0.497$	8			
$F_{0.1}(2,2)=0 \quad F_{0.05}(2,2)=19 \quad F_{0.01}(2,2)=99$					

由于芯模预热温度升高时,工件上与芯模接触的底部圆角区温度升高,加之芯模圆角的阻力作用,使得该处材料易于产生壁厚方向的减薄,而同时,工件上不与芯模接触的区域温度变化较小,因而壁厚减薄量不如底部圆角处大,这就会导致工件壁厚差的增加。

工件加热温度升高使工件的塑性增加,材料流动性增加,因此沿工件切向变形较均匀,壁厚差较小。然而,随着工件加热温度的继续升高,工件正在变形的喷枪加热区和未变形区的温差过度增

大,则2个区域的塑性相差较大,最终导致壁厚不均匀。

工件壁厚差随偏离率的增加呈现先增大后减小的趋势,这是由于负偏离下的变形程度较正偏离下的程度大得多,且负偏离时芯模的约束作用较大,因而塑性变形功转变产生的热越多,因此工件温度升高,有利于发生均匀塑性变形。因此,对于柔性加热旋压,采用负偏离时能够获得分布均匀的壁厚。

由于旋轮进给比的增加直接使得工件变形速率增加,进而使得变形不均匀,最终导致工件壁厚差增大。随旋轮进给比进一步增加,工件变形速度快,温度升高快,材料塑性增强较明显,从而使得变形均匀,工件壁厚差减小。

2.2 合理工艺参数的确定

在此归纳了2.1章节中工艺参数对切向拉应变和壁厚差的影响显著性并结合其影响规律,获得了较合理的参数水平,如表4所示。考虑到芯模的热稳定性要求其自身温度越低越好,由此确定合理的工艺参数组合为:芯模预热温度不宜过高,在350℃左右;工件加热温度适中,在750℃左右;旋轮进给比不宜过大,可在0.7~1.0 mm/r 范围内选取;偏离率可选择适当的负偏离。

表4 合理工艺参数分析

Table 4 Analysis of reasonable process parameters						
指标	显著性排序	T_m	T_b	Δ	f	
切向拉应变 ε_{t+}	$f>T_m>T_b>\Delta$	A_3, A_1	B_2	C_1-C_3	D_1-D_2	
壁厚差 Δt	$T_b>T_m>\Delta>f$	A_1	B_2	C_1		

为了验证上述所确定的合理工艺参数范围的可靠性,对其中的一种优化组合 $A_1B_2C_1D_1$ 进行了补充模拟验证,结果如表5所示。从表5可以看出,在此组工艺参数组合下的工件拉应变最大值和壁厚差2指标,都优于之前所设计实验方案的所得指标,由此验证了所获得的工艺参数范围是较合理的。

2.3 成形质量预测与控制

根据2.1章节中各因素对各指标的影响显著性及其影响规律,采用多元多项式回归可以得到仅包含对各指标有显著影响因素的回归方程,如式(1)-(2)所示。

表5 正交实验及优化组合结果对比

Table 5 Orthogonal experiment and the result of optimal combination

组号	工艺因素水平				衡量指标	
	T_m	T_b	Δ	f	ε_{t+}	$\Delta t/mm$
实验1	1	1	1	1	0.3963	0.6807
实验2	1	2	2	2	0.4169	0.7964
实验3	1	3	3	3	1.2483	0.9957
实验4	2	1	2	3	1.3510	1.2271
实验5	2	2	3	1	0.3617	0.6399
实验6	2	3	1	2	0.7778	0.9718
实验7	3	1	3	2	0.3858	1.3386
实验8	3	2	1	3	0.8433	0.7807
实验9	3	3	2	1	0.3866	1.1647
优化组合 $A_1B_2C_1D_1$					0.3473	0.6244

$$\varepsilon_{t+} = -0.026 + 0.7949\left(\frac{T_m}{50} - 6\right) - 0.821\left(\frac{T_b}{50} - 13\right) + 0.383\left(\frac{10}{3}f - \frac{4}{3}\right) - 0.217\left(\frac{T_b}{50} - 6\right)^2 + 0.217\left(\frac{T_b}{50} - 13\right)^2 \quad (1)$$

$$\Delta t = 0.509 + 0.135\left(\frac{T_m}{50} - 6\right) - 1.315\left(\frac{T_b}{50} - 13\right) + 0.736\left(\frac{\Delta}{12.5} + 2\right) + 0.57\left(\frac{10}{3}f - \frac{4}{3}\right) + 0.324\left(\frac{T_b}{50} - 13\right)^2 - 0.162\left(\frac{\Delta}{12.5} + 2\right)^2 - 0.121\left(\frac{10}{3}f - \frac{4}{3}\right)^2 \quad (2)$$

采用式(1)-(2),在已知工艺参数的前提下,可实现对各成形指标的预测;反之,如需将指标控制在一定范围内,采用式(1)-(2)并结合相关约束条件,还可进行反求确定工艺参数的取值范围。

3 结论

1) 揭示了工艺参数对TA15钛合金柔性热旋形成的影响规律与显著性;进给比对切向拉应变的影响较为显著性,较小的旋轮进给比有利于降低切向拉应变最大值,防止破裂缺陷的产生;工件加热温度对壁厚差具有显著影响,工件加热温度适中时能够获得较为均匀的壁厚。

2) 确定了合理的工艺参数组合:芯模预热温度不宜过高,在350~400℃之间,工件加热温度应该适中,在750℃左右,偏离率可选择适当的负偏离,旋轮进给比不宜过大,可在0.7~1.0 mm/r 间选择。

3) 采用多元多项式回归分析方法,获得了仅包含对各指标有显著影响因素的回归方程,可实现对成形质量的预测与工艺参数的反求确定。

参考文献:

- [1] XU Wen-chen, SHAN De-bin, WANG Zhen-long, et al. Effect of Spinning Deformation on Microstructure Evolution and Mechanical Property of TA15 Titanium Alloy [J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2007, 17: 1205—1211.
- [2] WONG C C, DENG T A LIN, J. A Review of Spinning, Shear Spinning and Flow Forming Spinning [J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2003, 43: 1419—1435.
- [3] 陈宇, 康达昌, 金晓鸥. 钛合金锥形件温热剪旋热力耦合有限元模拟 [J]. 材料科学与工艺, 2006, 14 (1): 18—21.
CHEN Yu, KANG Da-chang, JIN Xiao-ou. Fem Coupled Thermal Simulation of Warm Shear Spinning of Cone Work Piece of Titanium Alloy [J]. Materials Science & Technology, 2006, 14 (1): 18—21.
- [4] MORI K-I, ISHIGURO M, ISOMURA Y. Hot Shear Spinning of Cast Aluminum Alloy Parts [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2009 (209): 3621—3627.
- [5] 夏琴香, 阮锋, 岛进, 等. 锥形件柔性旋压成形时的变形力分析 [J]. 金属成形工艺, 2002, 20 (3): 5—8.
XIA Qin-xiang, RUAN Feng, DAO Jin, et al. Analysis of the Spinning Forces on Flexible Spinning of Cones [J]. Metal Forming Technology, 2002, 20 (3): 5—8.
- [6] 夏琴香, 阮锋, 岛进, 等. 锥形件柔性旋压成形质量的研究 [J]. 锻压技术, 2003 (3): 35—38.
XIA Qin-xiang, RUAN Feng, DAO Jin, et al. Analysis on Forming Quality in Flexible Spinning of Cones [J]. Forging and Stamping Technology, 2003 (3): 35—38.
- [7] KAWAI K, KUSHIDA H, KUDO H. A Flexible Shear Spinning of Truncated Conical Shells with a General-purpose Mandrel [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2001, 113 (1-3): 28—33.
- [8] KAWAI K, KUSHIDA H, KUDO H. Rotary Drawing of Cylindrical Cup [J]. Advanced Technology of Plasticity, 2002 (2): 1429—1434.
- [9] KAWAI K, KUSHIDA H, KUDO H. A Flexible Shear Spinning of Axi-symmetrical Shells with a General-purpose Mandrel [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2007, 192: 13—17.
- [10] MATSUBARA S. A Computer Numerically Controlled Dieless Incremental Forming of a Sheet Metal [J]. Proceedings of the Institutional of Mechanical Engineers Part B [J]. Journal of Engineering Manufacture, 2001, 215 (7): 959—966.
- [11] 陈芙蓉, 霍立兴, 张玉凤. BT20 钛合金电子束焊接残余应力三维有限元数值模拟 [J]. 焊接学报, 2004, 25 (1): 61—64.
CHEN Fu-rong, HUO Li-xing, ZHANG Yu-feng. FEM Simulation on the Residual Stress after Electron Bundle Welding of BT20 alloy [J]. Transaction of the China Welding Institution, 2004, 25 (1): 61—64.
- [12] 李春胜, 黄德彬. 金属材料手册 [M]. 北京: 化学工业出版社, 2005.
LI Chun-sheng, HUANG De-bin. Directory of Metal Materials [M]. Beijing: Chemical Press, 2005.
- [13] 李虎. 钛合金薄壁壳体热旋三维热力耦合有限元分析 [D]. 西安: 西北工业大学, 2008.
LI Hu. Coupled Thermal-mechanical 3D FEM Analysis of hot Spinning of Titanium Alloy Thin-walled Shell [D]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University, 2008.
- [14] 詹梅, 王巧玲, 李甜. 热剪切旋压过程中芯模对零件形貌和壁厚分布的影响 [J]. 西北工业大学学报, 2013, 31 (3): 491—497.
ZHAN Mei, WANG Qiao-ling, LI Tian. Effects of Mandrel on Hot Shear Spinning of Titanium Alloy [J]. Journal of Northwestern Polytechnical University, 2013, 31 (3): 491—497.
- [15] 吴统超, 詹梅, 古创国. 大型复杂薄壁壳体第一道次旋压成形质量分析 [J]. 材料科学与工艺, 2011, 19 (1): 121—126.
WU Tong-chao, ZHAN Mei, GU Chuang-guo. Forming Quality of the First Pass Spinning of Large-sized Complicated Thin-walled Shell [J]. Materials Science & Technology, 2011, 19 (1): 121—126.