

# 高强耐热镁合金舱段旋转挤压成形技术研究

王超, 赵熹

(中北大学 航空宇航学院, 山西 太原 030051)

**摘要:** 舱段构件作为航天器的主承力构件, 工艺体系仍处于一种产品一套工艺的局面, 难以适应航天“脉动性”制造要求(轴向、径向尺寸存在波动), 急需突破柔性制造关键技术。同时, 由于舱段构件存在壁部倾斜角度及壁厚变化大等特点而导致其制备成形较为困难, 采用传统旋转挤压方法则难以制备。基于此, 本文以多规格高强耐热镁合金舱段柔性制造的共性关键技术为突破口, 提出了一种径向加载多工序逐次旋转挤压成形方法(简称旋转挤压), 通过对不同部位进行逐次分步成形以实现异形舱段构件的制备, 并结合塑性成形理论分析计算与有限元模拟仿真, 分析了成形过程中金属的应力场和应变场分布, 揭示了金属流动的规律, 即实现径向、轴向的变形协调是挤压成形工艺的关键; 通过研究不同凸模结构和工艺参数对成形载荷及金属变形规律的影响, 最终确定最佳成形工艺方案为凸模工作带高度 $h=70$  mm, 且变形速度为1 mm/s, 变形温度为480 °C, 摩擦系数为0.3。

**关键词:** 稀土镁合金; 旋转挤压; 工艺参数; 有限元仿真

**中图分类号:** TG376

**文献标识码:** A

**doi:** 10.62756/jnuc.issn.1673-3193.2024.05.0006

**引用格式:** 王超, 赵熹. 高强耐热镁合金舱段旋转挤压成形技术研究[J]. 中北大学学报(自然科学版), 2025, 46(2): 165-180.

WANG Chao, ZHAO Xi. Research on rotary extrusion forming technology of high-strength and heat-resistant magnesium alloy cabin[J]. Journal of North University of China (Natural Science Edition), 2025, 46(2): 165-180.

## Research on Rotary Extrusion Forming Technology of High-Strength and Heat-Resistant Magnesium Alloy Cabin

WANG Chao, ZHAO Xi

(School of Aerospace Engineering, North University of China, Taiyuan 030051, China)

**Abstract:** The cabin components, serving as primary load-bearing structures of spacecraft, still adhere to a product-specific manufacturing process, lagging behind the requirements of aerospace's "pulsatile" fabrication (characterized by fluctuations in axial and radial dimensions). This necessitates breakthroughs in flexible manufacturing key technologies. At the same time, it is difficult to prepare the cabin components due to the characteristics of the wall inclination angle and the large change of the wall thickness, and the traditional rotary extrusion method is difficult to prepare. On this basis, this paper took the common key technology of flexible manufacturing of multi-specification high-strength heat-resistant magnesium alloy cabins as a breakthrough, and proposed a radial loading multi-stage sequential rotary extrusion forming

**收稿日期:** 2024-05-10

**基金项目:** 山西省科技合作交流专项(202104041101033); 山西省科技创新团队专项资金资助项目山西省科技合作交流专项(202104041101033); 山西省科技创新团队专项资金资助项目

**作者简介:** 王超(1999-), 男, 硕士生, 主要从事航空航天装备轻量化制造及服役行为研究。

**通信作者:** 赵熹(1983-), 男, 教授, 博士, 主要从事航空航天装备轻量化制造及服役行为研究。E-mail: zhaoxi\_1111@163.com。

method (hereinafter referred to as rotary extrusion), by forming different parts step by step to realize the preparation of shaped cabin components. And combined with the analysis and calculation of plastic forming theory and finite element simulation, the stress field and strain field distribution of the metal in the forming process were analyzed, and the law of metal flow was revealed, that is, achieving coordinated deformation in both radial and axial directions is crucial for the extrusion process. The effects of different convex mold structure and process parameters on the forming load and metal deformation law were investigated, and the optimal forming process plan was finally determined as the height of the working belt of the convex mold  $h=70$  mm, and the deformation speed was 1 mm/s, the deformation temperature was 480 °C, and the friction coefficient was 0.3.

**Key words:** rare earth magnesium alloy; rotary extrusion; process parameter; finite element simulation

## 0 引言

随着科技的进步和国家战略安全需求的提升,新一代装备需要具有大航程、高航速、远射程、大威力以及强大的突防能力等性能。然而,在这些高性能的要求下,超重问题成为制约新型装备发展的瓶颈,而镁合金作为轻质金属成为解决超重问题的首要选择<sup>[1]</sup>。此外,舱体类构件作为航空航天领域常用的核心承力部件<sup>[2]</sup>,其轻量化需求迫切,同时对其力学性能及均匀强韧性的要求也极高。目前,反挤压成形技术被广泛应用于舱段类构件的制造过程中,因其生产效率高、工艺简便、模具设计简单等优点而备受青睐。然而,现有的主流薄壁锥型舱段设计包含前后端框,使反挤压成形技术只能制造出厚壁壳体。为了获得所需的样件结构,后续需要进行大量的车削加工,这不仅导致了严重的材料浪费,还可能因车削流线而降低端框的承载能力。此外,反挤压工艺的一个主要问题是其应变水平较低且应变分布不均匀,这在镁合金变形过程中尤为明显。随着挤压件尺寸的增大,这种性能差异问题变得更加严重,从而难以满足构件在实际服役条件下的高性能要求<sup>[3]</sup>。

在这一背景下,旋转挤压变形成为最佳的舱段构件成形方法,该变形方法由 Greenwood 等<sup>[4]</sup>首先提出,该成形方法使材料同时受到压应力和剪应力的作用,增加了坯料的变形程度,提高了金属的塑性变形能力。武海燕<sup>[5]</sup>在传统挤压受力分析的基础上,采用上限法和主应力法相结合的办法对管形件的锥形凹模稳态旋转正挤压成形的受力情况进行了分析,并借助有限元模拟软件对 AZ80 镁合金基本管材的成形过程进行了数值模拟分析研究,发现与传

统挤压相比,采用锥形凹模稳态旋转正挤压时轴向压力明显减少,等效应变显著增大,并得出了最佳的成形工艺参数,为后续研究提供了参考;李克智等<sup>[6]</sup>通过建立筒形件正旋的力学模型,用自行开发的大变形三维弹塑性有限元模拟软件 3D-FSPIN 对筒形件正旋变形过程进行了模拟计算,得到了旋压过程中的应力场和应变场,在此基础上,对筒形件正旋的变形机理进行了分析,并将计算结果与实测结果进行了比较,两者吻合较好;王晖云等<sup>[7]</sup>为了无损制备均匀超细晶结构时效硬化型铝合金,提出了旋转通道等径角平行挤压(Rotated ECAP-PC)大塑性变形新工艺,通过在一个通道内设置多个剪切变形区,在两个等径角挤压通道段之间设置旋转通道来改变圆棒料剪切方向和剪切角度,简化了等径角挤压制备工艺,提高了变形均匀性;李天宇等<sup>[8]</sup>针对旋转挤压成形易产生折叠缺陷的问题,利用有限元模拟对镁合金内筋壳体旋转挤压成形中不同形状凸模对变形区金属流动规律、节点应变和折叠角进行了模拟分析,探讨了折叠产生的原因,为旋转挤压凸模结构设计提供了依据;在此基础上,何金龙等<sup>[9]</sup>利用有限元模拟软件研究了凸模结构对成形力、成筋高度和折叠缺陷的影响,发现凸模工作带高度与环形槽高度的比值  $M$  是影响成形过程的关键因素,并通过实验验证了数值模拟的可靠性;同时,雷煜东等<sup>[10]</sup>通过有限元模拟研究了镁合金旋转挤压过程中凸模圆角半径与摩擦系数对试样裂纹损伤分布的影响,结果表明摩擦系数越大、凸模圆角半径越小,则裂纹损伤因子越大;之后,房庆龄等<sup>[11]</sup>针对镁合金材料中存在的空洞问题,开展了 AZ80 镁合金开口凸模旋转挤压过程中的空洞演化数值模拟,通过研究挤压速度和旋转速度对球体型空洞缺陷演化的影响,得到空洞闭合的临界条件为空洞周围的等效应变达到 0.453 以上,并进行物理实验验证了模拟结

果的可靠性。

此外,张治民等<sup>[12-14]</sup>提出了多向加载旋转挤压成形技术,该技术是在变形材料径向或轴向加载的同时,增加强力旋转扭矩,通过直线运动与旋转运动的有机组合,主动给变形金属增加剪切力,控制金属有序流动并产生微区累积刷塑性变形,进而实现内环高筋壳体精确成形和材料强韧化相统一的

体积成形技术,各方法比较如表 1 所示。在该成形技术的研究基础上,本文开展了后续大尺寸薄壁舱段构件的旋转挤压成形工艺研究。本文采用有限元数值模拟、力学解析推导,微观分析测试和物理实验验证等方法,开展稀土镁合金大尺寸薄壁舱段构件的旋转挤压成形工艺研究,系统分析成形过程中各步骤的科学问题。

表 1 旋转挤压研究现状

Tab. 1 Current status of rotary extrusion research

参考文献	方法	解决的问题
[12]	首次提出多向加载旋转挤压成形技术	实现材料的均匀强韧化和薄壁内环高筋构件(筋高 0~70 mm)的整体精确成形
[13]	多向加载旋转挤压新技术	在筒壁上生长出高配筋构件,实现圆柱件或内圈配筋构件的高质量成形
[14]	通过调整接触摩擦、金属流动方向和位移、力边界条件来降低静液压应力的低静液应力挤压方法	实现了大型高肋薄壁构件的高效成形,并使成形构件具有高精度和均匀的力学性能
本文	提出了一种径向加载多工序逐次旋转挤压成形方法	通过对不同部位进行逐次分步成形以实现异形舱段构件的制备

### 1 旋转挤压运动学分析及主应力法解析

#### 1.1 运动学分析

图 1 所示为旋转挤压成形的模具装配图,从图中可以看到,初始坯料的外表面被约束在凹模中,由于各自具有相同的角度,故坯料可在凹模中定位在具体位置。凸模部分显示为分体式凸模,通过斜楔的轴向加载实现凸模的径向运动,而其整体又安装在旋转液压机的滑块上,可以实现轴向的运动。凹模安装在旋转液压机下部的旋转台上,可以围绕自己的旋转中心进行旋转。

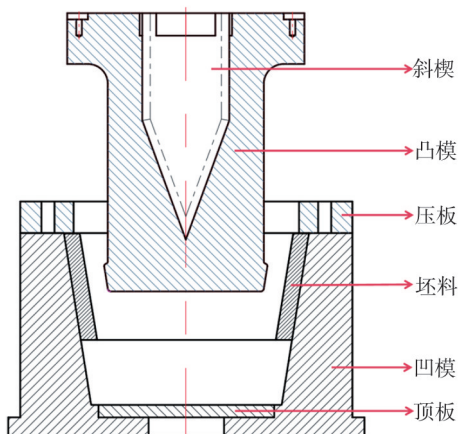


图 1 旋转挤压成形原理图

Fig. 1 Assembly drawing of rotary extrusion forming

该方法的具体成形过程如图 2 所示,步骤如下:

1) 在初始状态下分体凸模由旋转挤压压机上的滑块驱动,下行至凹模内部,并通过旋转挤压压机

的控制面板读取凸模所在位置,确保凸模可以首先成形舱段构件的上端框部位,如图 2(a) 所示。

2) 旋转挤压机的上顶出缸开始工作,带动斜楔向下运动,在斜楔轴向运动时驱使分体凸模产生径向运动至坯料内壁,完成分体凸模的第一道次径向加载进给运动,如图 2(b) 所示。此步骤中,在知道斜楔下端的倾斜角度后,凸模的径向进给距离可以通过斜楔的轴向运动距离并利用几何关系进行确定。

3) 在一道次径向加载结束后,旋转挤压机的上顶出缸收回,由旋转挤压机的水平缸带动分体凸模闭合,使凸模与坯料分离,随后旋转挤压机的下部旋转工作台带动凹模旋转一定的角度,并使坯料已加工区域随凹模旋转至下一位置,完成该道次的旋转步骤,为下一道次凸模的径向加载做好准备,如图 2(c) 所示。

4) 重复上述 2) 和 3) 步,直到坯料内壁一周都完成径向加载,最终该部位的壁厚  $b$  达到所需成形的数值,如图 2(d) 所示。

5) 在坯料第一道工序加载完成后,旋转挤压机的上滑块带动凸模整体向下移动至下一工序所需成形的位,重复 2)~4) 步,直到这一工序成形位置壁厚  $b$  达到所需成形的数值,如图 2(e) 所示。

6) 重复上述 2)~5) 步,直到完成舱段构件的整体成形,随后,旋转挤压机的水平缸带动分体凸模闭合,并由旋转挤压机的上滑块带动凸模整体离开凹模,成形结束,如图 2(f) 所示。

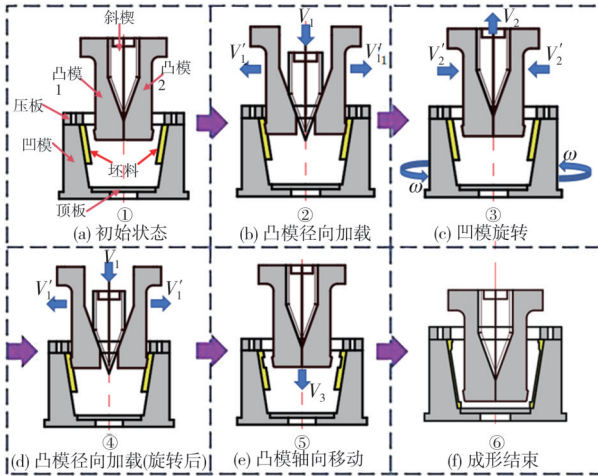


图2 旋转挤压成形过程

Fig. 2 Forming process of rotary extrusion

1.2 主应力法解析

对于一般的塑性变形问题,要获得变形力的数学精确计算是非常困难的。为了解决变形力求解的实际问题,在工程实践中经常引入各种假设来适当简化问题。主应力法是一种常用的近似求解方法。

众所周知,坯料壁厚与径向载荷之间存在负相关关系,类似于镦粗成形工艺。由于在舱段成形过程中,除上下两部位端框的壁厚较大外,舱段壁部厚度是均匀一致的,故以舱段壁部成形时的壁厚来计算径向加载时的载荷上限,用于指导物理实验的设计。由此,将坯料近似为等壁厚的空心环柱体来简化计算过程。经过简化后的坯料在轴向截面上的受力分析示意图如3所示。

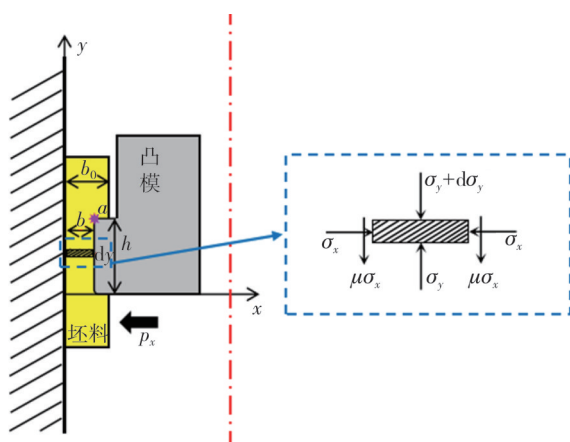


图3 径向加载过程中坯料受力分析

Fig. 3 Force analysis of material during radial loading

假设坯料的初始厚度为  $b_0$ , 凸模工作带的高度为  $h$ , 坯料被径向挤压后的厚度为  $b$ 。具体计算过程是首先通过计算得到凸模在图3所示截面上的单位压应力  $p_x$ , 然后通过积分得到整个凸模所

受的径向力  $F_x$ 。

在旋转挤压成形过程中,由于凸模弧顶与坯料接触,在圆周方向挤压部分受到两侧金属对称的支撑作用,故圆周方向的变形被忽略。因此,图3截面上的变形过程可以近似看作是一个平面变形问题。当壁厚  $b$  小于凸模工作带高度  $h$  时,可以忽略接触区外端附加剪切变形的影响<sup>[15]</sup>。假设坯料内外壁的摩擦系数都为  $\mu$ 。

根据  $y$  方向的静态平衡,可以得到表达式

$$b(\sigma_y + d\sigma_y) + 2\mu\sigma_x dy - b\sigma_y = 0, \quad (1)$$

式中:  $b$  为径向挤压后坯料厚度;  $\sigma_y$  为坯料轴向应力;  $d\sigma_y$  为坯料轴向瞬时应力增量;  $\sigma_x$  为坯料径向应力;  $\mu$  为坯料内外壁的摩擦系数。

简化的屈服准则可以表示为

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 = \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_s\right)^2, \quad (2)$$

式中:  $\sigma_s$  为坯料的屈服极限。

对式(2)两边进行微分和简化,可得

$$d\sigma_y = d\sigma_x, \quad (3)$$

式中:  $d\sigma_x$  为坯料的径向瞬时应力增量。

将式(3)代入式(1),并简化可得

$$\frac{d\sigma_x}{\sigma_x} = -\frac{2\mu}{b} dy. \quad (4)$$

对式(4)进行积分并简化得

$$\sigma_x = Ce^{-\frac{2\mu}{b}y}, \quad (5)$$

式中:  $C$  为积分常数,由边界条件决定。

在边界点  $a$  处,  $y = h$ ,  $\sigma_y = 0$ , 将  $y$  代入式(5),

将  $\sigma_y$  代入式(2)可以得到  $\sigma_x = -\frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_s$ , 即  $C$  的计算

公式为

$$C = -\frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_s e^{\frac{2\mu}{b}h}, \quad (6)$$

式中:  $h$  为凸模的工作带高度。

因此,可以推导出

$$\sigma_x = -\frac{2}{\sqrt{3}}e^{\frac{2\mu}{b}(h-y)}\sigma_s. \quad (7)$$

从式(7)可以发现,截面上的  $\sigma_x$  随着  $y$  的变化而变化,截面上的总压力  $p_x$  可以通过积分得到。

$$p_x = \int_0^h (-\sigma_x) dy = \frac{b}{\sqrt{3}\mu} \left( e^{\frac{2\mu}{b}h} - 1 \right) \sigma_s. \quad (8)$$

图4为坯料与模具接触区域的横截面示意图。式(8)所计算的  $p_x$  是通过该图中A点的截面

上的压力。在圆弧截面BAC上通过其点的压力需要计算其在x方向的分量。同时,由于凸模的加载进给量 $\Delta r$ 远小于其半径,所以在弧形BAC的任何一点的坯料壁厚**b**可以认为是相同的。

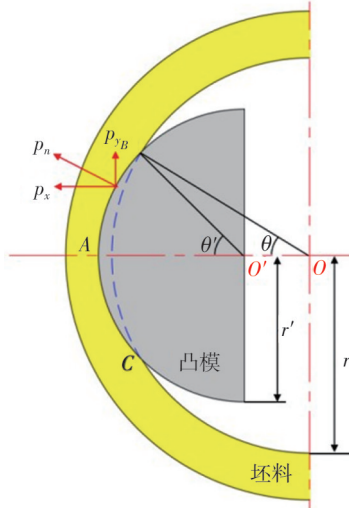


图 4 成形过程中凸模与坯料的几何关系图

Fig. 4 Geometric relationship between the convex mold and the material during the forming process

通过弧形截面BAC上任意一点的压力可以由式(9)得到。

$$p_x = \frac{b}{\sqrt{3} \mu} \left( e^{\frac{2\mu}{b} h} - 1 \right) \sigma_s \cos \theta', \quad (9)$$

式中:  $\theta'$ 为凸模工作带的半中心角。

整个接触面BAC上的压力可通过积分得到:

$$F_x = 2 \int_0^{\theta'} p_x r' d\theta' = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{br'}{\mu} \left( e^{\frac{2\mu}{b} h} - 1 \right) \sigma_s \sin \theta', \quad (10)$$

式中:  $r'$ 为凸模的最大半径。

$\theta'$ 的值可以根据图 3和图 4的几何关系得到。

$$\theta' = \cos^{-1} \frac{r^2 - (r + \Delta b - r')^2 - r'^2}{2r'(r + \Delta b - r')}, \quad (11)$$

式中:  $\Delta b$ 为凸模径向进给距离;  $r$ 为坯料内径。

## 2 模具结构设计及柔性制造原理

### 2.1 模具结构设计

图 1 所示装配图中的模具在设计过程中需要确定一些基本的结构尺寸,本文给出了旋转挤压模具结构的设计方法。

1) 凹模基本轮廓尺寸设计。根据最终成形舱段构件形状设计挤压凹模结构。由图 5(b)所示舱段构件来设计如图 5(c)所示的凹模结构,凹模外部整体为圆柱体,凹模内壁与舱段构件内壁的

角度都为  $99^\circ$ ,其高度在考虑构件总高度以及顶板和盖板厚度后进行设计;凹模内壁上部分布着八条工艺槽,这些工艺槽在后续旋转挤压过程中起到固定坯料并使其随凹模旋转的作用。此外,凹模的厚度必须满足强度要求。

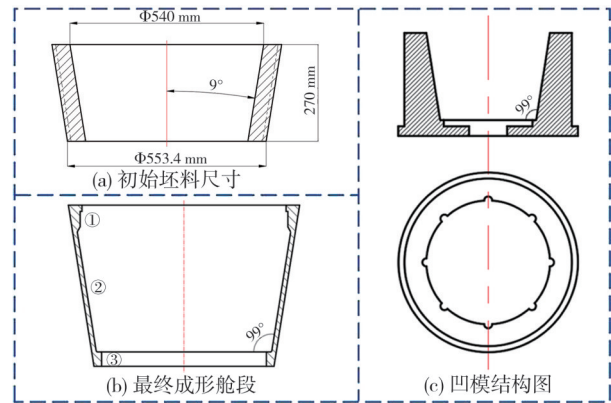


图 5 舱段变形前后及凹模结构图

Fig. 5 Cabin component before and after deformation and die structure diagram

2) 分体式旋转挤压凸模基本轮廓尺寸设计。凸模结构的设计应综合考虑舱段构件尺寸、初始坯料尺寸以及后续成形过程中的各种要求,如最大成形载荷不应超过设备最大吨位;其次,凸模的轴向高度应大于凹模底部顶板与上部盖板之间的距离。针对如图 5(a)所示的坯料尺寸,首先以成形效率为目标,尽可能大地设计凸模结构中工作带的高度;然后,凸模工作带的外径最大取值应小于舱段构件上部端框的内径,以保证凸模在成形完成后的顺利脱模;此外,为了确保舱段构件的良好成形,凸模工作带底部外径应小于舱段构件下部端框的内径,且凸模工作带应与舱段构件内壁倾斜角度一致( $99^\circ$ )。

3) 凸模斜楔结构设计。在分体式旋转挤压凸模结构中,斜楔结构在整体加工过程中起到至关重要的作用。在加工过程中,上顶出缸带动斜楔轴向运动使得凸模径向分离挤压坯料完成成形,因此,斜楔结构的设计至关重要。首先考虑斜楔总宽度,其决定了凸模能够分开的最大距离,以本文中所要加工的舱段构件为例,由于整体构件带有一定的角度,所以应以坯料尺寸的最大内径(540 mm)及凸模工作带的最大外径(413 mm)初步确定斜楔宽度为 127 mm,在此基础上加上凸模径向加载距离并保留一定余量,最终确定斜楔结构的总宽度为 220 mm。其次考虑斜楔底部斜面夹角,其决定了上顶出缸提供的轴向作用力转化为凸模径向作用力的比率,在径向成形力不变的

情况下,增加斜面夹角会使得上顶出缸所提供的轴向作用力更大。因此,在本产品成形过程中,通过综合考虑设备能力和径向成形力,确定斜楔底部斜面夹角为 $40^\circ$ 。

## 2.2 柔性制造原理

为了改变舱段构件传统成形方法所面临的一种产品一套工艺的局面,以适应航天“脉动性”制造要求,本文创新性地提出了可以满足舱段构件轴向、径向尺寸波动的柔性制造方法,其原理如图6所示。

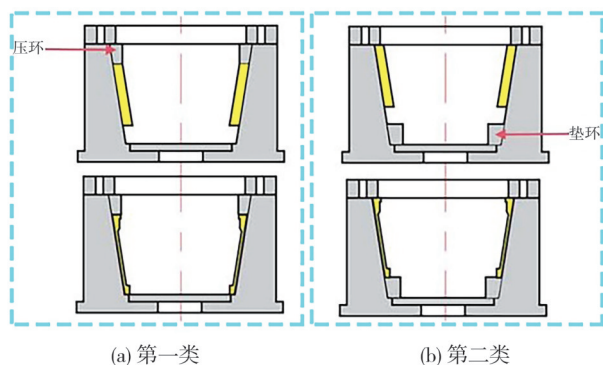


图6 尺寸舱段构件柔性制造示意图

Fig. 6 Schematic diagram of flexible manufacturing of sized cabin components

由于旋转挤压工艺中凸模为分体结构,因此可以通过对生产设备相关进给运动和旋转运动的参数进行控制和修改,以及通过更换部分模具结构实现对不同形状、不同尺寸的回转体构件的旋转挤压成形,同时可以降低成形过程中对模具和设备的要求。图6所示为不同尺寸舱段构件的柔性制造示意图。通过在凹模上部添加压环结构或在底部添加垫环结构,可以实现舱段构件径向和轴向的尺寸变化;通过改变凸模每道次径向进给量的大小,可以实现舱段构件的壁厚尺寸变化。总之,柔性制造是在不改变整体模具结构的前提下,仅需添加部分结构或修改参数设置即可实现不同尺寸舱段构件的整体成形,大大节约了生产成本,并提高了生产效率。

## 3 有限元仿真分析及工艺参数优化

### 3.1 旋转挤压成形过程分析

由于所要成形的舱段构件具有上下两个端框部位的成形要求,故将其分为三部分分别成形,如图5(b)所示,并且每部分以6个道次及道次间

坯料随凹模旋转 $30^\circ$ 完成周向挤压成形,在每一道次径向加载时均采用单次进给挤压成形,分析其成形过程中的载荷和金属变形行为。利用DEFORM-2D/3D软件进行仿真分析主要分为前处理、求解计算和后处理:1)前处理中主要对模具(定义为刚体)和坯料模型(VW93A合金)进行定义,建立材料的流变模型,设定工艺参数,对变形部件进行网格划分(数量为100 000),选取合适的求解器,设定模拟补偿和总模拟步数。由于本研究的变形过程较为复杂,在前处理设置中使用Deform 11.0软件工艺卡片参数设置功能,分别对每一道工序中每一道次的变形参数进行设置,并将多张工艺卡片前后相连进而完成模拟成形。2)求解计算过程由软件自行完成。3)后处理中通过利用软件的载荷分析、应力应变分布云图、速度场以及点追踪等功能对变形过程中坯料的速度场、应力场、应变场等关键物理量的变化进行追踪。首先以成形效率为目标设计了工作带高度 $h$ 为210 mm的凸模进行舱段构件有限元模拟仿真成形,并根据以往的实际生产经验,初步确定挤压温度为 $450^\circ\text{C}$ ,挤压速度1 mm/s,剪切摩擦系数为0.3。图7为旋转挤压有限元模拟分析图。在凸模工作带高度为210 mm时,该舱段构件仅需三道工序即可成形,由图7(b)载荷分布图可以看到仅有三处明显的峰值载荷集中,虽然整体成形时间短但最终成形效果差。由图7(a)最终成形的舱段构件截面图可以看到,由于径向加载使坯料除在径向(RD)受压流动外,在挤压过程中也会使坯料沿轴向(AD)或周向(CD)流动,其中上部端框由于舱段壁部成形时金属的轴向流动使得该部位的金属填充过多(如图中红色虚线圆圈所示);此外,由于凸模工作带具有与舱段内壁一致的角度且高度过大,导致凸模工作带顶部宽度远大于所要成形的上端框尺寸,使其无法限制端框部位金属流动,导致了较差的端框部位成形效果。

由图7(b)所示的舱段成形有限元模拟载荷分布图可以看到,在整个成形过程中主要有三处明显的峰值载荷集中,分别对应三道成形工序,其中在第二个峰值载荷集中处载荷达到了最大的1 950 t,远远超过了生产设备的最大载荷极限(1 250 t),因此,工作带高度 $h$ 为210 mm的凸模虽然可以大幅减少成形工序并缩短成形时间,但极不适用于实际生产加工。同时,由图7(c)所示的舱段构件等效应变云图中也可以看到,在第二

道工序加工区域,该金属坯料具有最大的等效应变,且最大应变可以达到4左右;同时,在舱段上

端框下部附近存在明显的材料损失所造成的缺陷,进一步说明了该凸模结构的不合理。

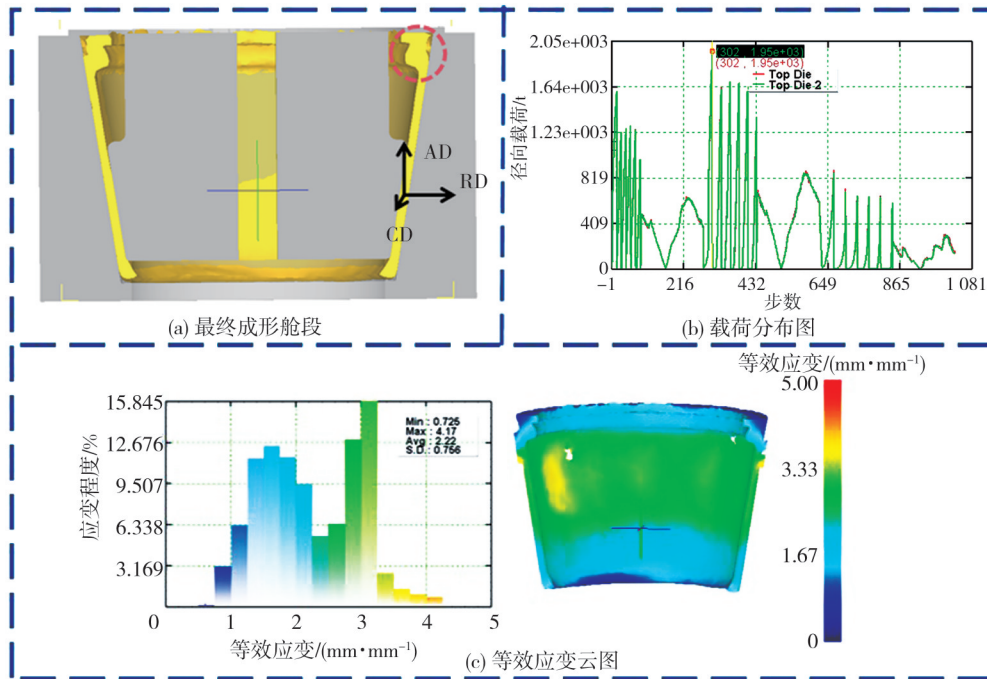


图 7 旋转挤压有限元模拟分析

Fig. 7 Finite element simulation and analysis of rotary extrusion

通过上述对舱段构件有限元模拟仿真的载荷分布和等效应变分析可知,在第二道工序成形时载荷和应变达到最大值,故针对第二道工序加工过程中的金属变形行为进行分析。图 8 所示为第二道工序第一次径向加载过程中凸模不同进给时间节点的金属变形情况。从图中可以直观地看到,随着凸模径向运动时间的增加,对坯料所施加的径向作用力使其沿径向受压变薄达到指定尺寸并沿凸模壁部轴向流动使坯料高度逐渐增加。由图 8(b) 所示的坯料等效应变随时间变化图可以看到,随着凸模径向运动时间的增加,坯料的等效应变逐渐增大,且应变主要集中在凸模与坯料的接触区域附近并向两端逐渐延伸,这是因为在凸模径向加载的过程中,与凸模接触区域的坯料径向首先受压发生变形,应变量大,在这个过程中坯料同时也在沿轴向发生流动,导致高于/低于凸模部分的坯料应变逐渐增大(如图中红色箭头所示)。

以凸模径向进给 20 s 时为例,分析成形过程中坯料在径向(RD)、轴向(AD)和周向(CD)的应力应变云图。由图 8(c) 可以看到,无论哪个方向,坯料在与凸模接触区域的变形均处于压应力状态,其中径向压应力的绝对值最大。在未与凸模直接接触的

高于/低于工作带高度的坯料受到与凸模接触部分坯料的轴向挤压,从而使得坯料的高度逐渐增大,以便于下一工序的成形。由此可见,若要使舱段构件顺利成形,需要在轴向为其提供足够的压应力,所以在设计模具结构时添加了如图 1 所示的凹模上部盖板以及凹模底部顶板来保证轴向压应力的大小,并限制最终的成形舱段尺寸。但是,由于在设计凸模结构时工作带高度为 210 mm,并且其具有与坯料一致的角度,导致工作带顶部宽度过大,在第二道工序成形时,凸模主体部分无法限制上部端框的径向流动,使该部位的成形效果较差。由图 8(d) 可以直观地看到,与凸模接触区域的坯料在成形过程中主要发生了径向的压应变和轴向拉应变,虽然周向也处于拉应变状态,但与轴向相比,其应变程度几乎趋近于 0,造成这种现象的原因是图中坯料的观察平面处于凸模工作带弧顶位置的切面,此处坯料受到两侧金属对称的支撑作用,从而没有发生明显的周向流动。

图 9 所示为第二道工序完整的径向加载逐次旋转挤压仿真过程中的坯料变化过程。图 9(a) 所示为第一道次至第六道次径向加载的全过程,由于对称的凸模结构,故将坯料沿轴向截开后展示坯料的变化情况。图 9(b) 为沿径向截面观察到的第二道工

序径向加载逐次旋转挤压完成后的坯料形状图,图中红色虚线为理论成形效果。由图中完整的成形过程可以看到,在一道次径向加载成形后,后续道次成形时几乎都存在如蓝色箭头所示的坯料凸起部分,

使得坯料内壁未达到平整的理论成形效果。造成这种现象的原因可能在于每道次凸模径向加载时,由于坯料随凹模旋转角度小,加工区域存在反复挤压,使得坯料壁部出现余料堆积。

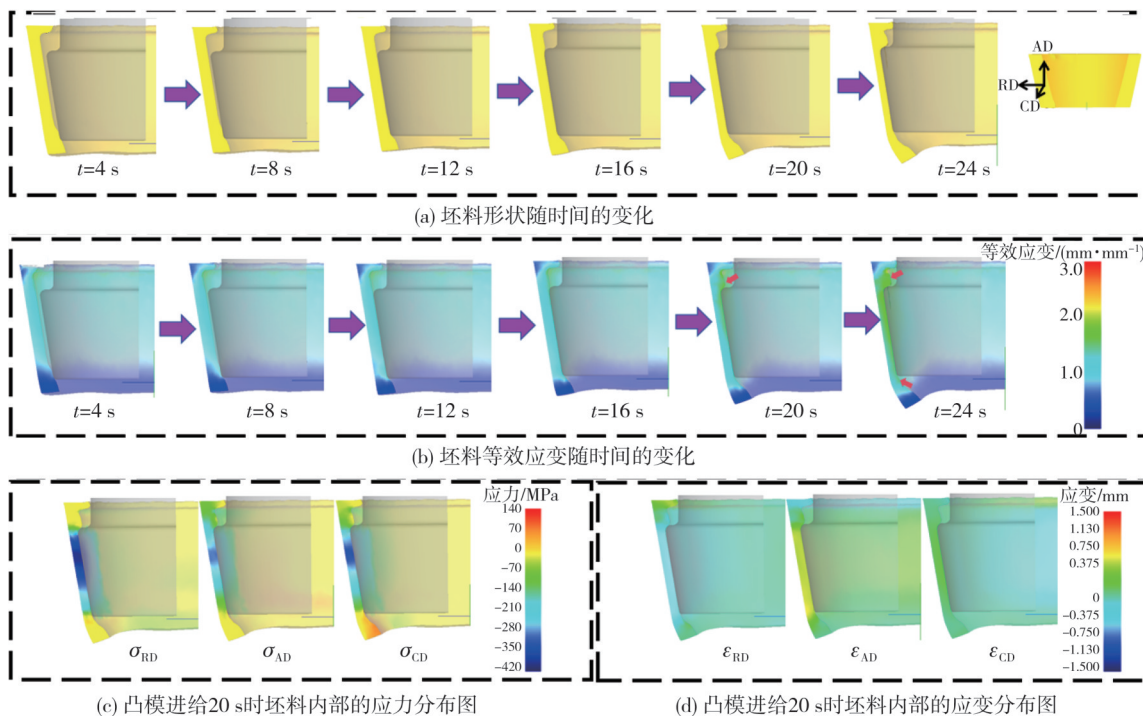


图8 第二道工序第一次径向加载过程中的金属变形行为

Fig. 8 Metal deformation behavior during the first radial loading of the second process

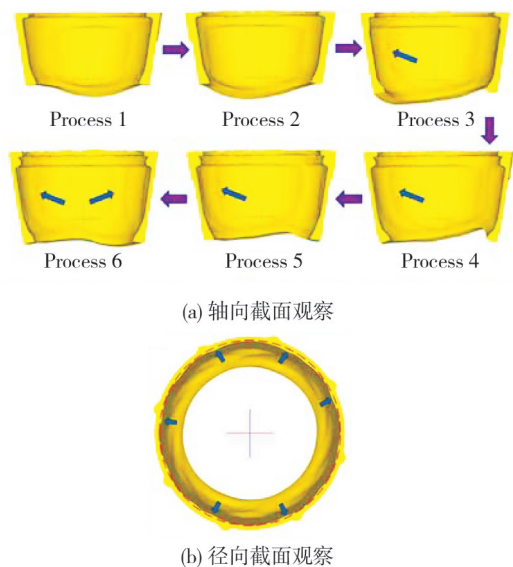


图9 第二道工序径向加载逐次旋转挤压成形时坯料的变形过程

Fig. 9 Deformation process of the material during the second process of radial loading by rotational extrusion forming

鉴于图9(b)中坯料壁部堆积与理论成型效果厚度相差不大,所以在每道工序的6次径向加载挤压后补充添加一道次的凸模旋转整形模拟,即在不改变第六道次径向加载挤压后凸模位置的

基础上,使坯料随凹模完整旋转一周以达到整形的目的。由图10所示的模拟结果可以看到,经过整形模拟后,坯料壁部堆积部分几乎完全消失,坯料内壁成形效果良好。故该舱段构件的成形工艺确定为每道工序中经过6个道次(每道次之间坯料随凹模旋转 $30^\circ$ )的径向加载挤压后,不改变凸模位置,使坯料随凹模旋转一周完成最终成形。

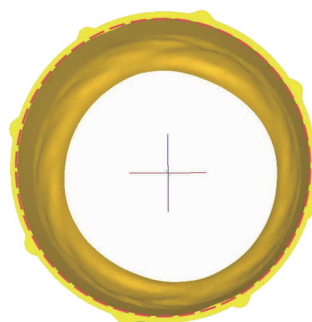


图10 整形模拟后坯料的成形效果

Fig. 10 Forming effect of material after shaping emulation

### 3.2 模具结构及工艺参数优化

在对工作带高度 $h=210$  mm凸模的旋转挤压模拟过程中金属的变形行为进行分析后,可以明

确该凸模结构成形时所需的成形载荷过大,并且在成形过程中,由于上端框部位缺乏尺寸限制导致成型效果差,以及在坯料壁部出现了明显的材料缺失。因此,必须对该凸模结构进行优化。优化部分主要是为了减小凸模工作带的高度,将其减小至  $h=135\text{ mm}$  和  $h=70\text{ mm}$  的两个凸模进行旋转挤压模拟成形,分析其成形载荷及成形过程中坯料的变形行为等。

图 11 所示为对凸模工作带高度进行优化后的旋转挤压载荷和等效应变折线图。由图 11 可以看到,随着凸模工作带高度的降低,成形载荷逐渐减小,在  $70\text{ mm}$  工作带高度时成形载荷最低,约为  $850\text{ t}$  左右,已经满足生产设备的实际加工要求;另外,平均等效应变在工作带高度为  $70\text{ mm}$  时达到了最大值  $2.45$ 。由此可见,工作带高度  $h=70\text{ mm}$  为最佳的旋转挤压成形模具结构参数。此外,由图 12 所示的工作带高度为  $135\text{ mm}$  和  $70\text{ mm}$  凸模旋转挤压有限元模拟成形图可以看到,无论哪个凸模均出现了在坯料壁部的周向凸起形成余料堆积的情况,如红色虚线圆框所示,并且在底部区域,如红色虚线方框所示,

存在未成形区域,表明该处没有金属流动的填充。同时,由图 12(b) 所示的  $h=70\text{ mm}$  凸模旋转挤压最终成形舱段可以看到,与  $h=210\text{ mm}$  和  $h=135\text{ mm}$  凸模不同,由于该凸模工作带高度小且顶部宽度窄,对上端框部位的金属流动起到了限制作用,使其没有出现上部端框的坯料过度流动的情况。

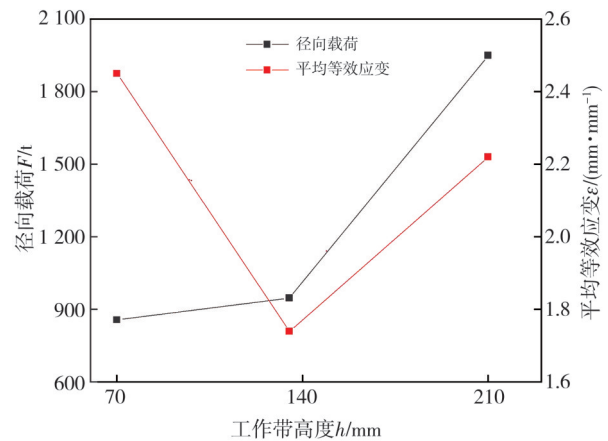


图 11 不同凸模工作带高度成形模拟载荷和平均等效应变折线图  
Fig. 11 Line graphs of simulated loads and average equivalent strain for forming at different heights of the working zone of the convex die

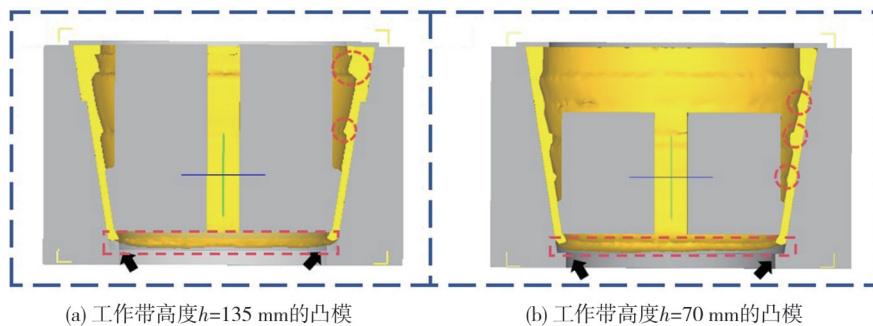


图 12 最终成形舱段不同工作带高度凸模旋转挤压有限元模拟分析

Fig. 12 Finite element simulation analysis of rotary extrusion with different working belt heights of convex mold

为了解决旋转挤压成形过程中壁部余料堆积和底部无法填充的问题,取  $h=135\text{ mm}$  凸模旋转挤压成形过程中某一道次的坯料变化行为进行分析。图 13 所示为工作带高度  $h=135\text{ mm}$  凸模第三道工序第一次径向加载挤压过程中的金属变形情况,其中,图 13(a) 清晰地展示了坯料壁部凸起部分的形成过程,并在图 13(b) 和 (c) 中,对第三道工序第一次径向加载区域进行了细致的点追踪分析。其中,在第二道工序加工完成后,凸模以工作带高度的距离向下移动进行第三道工序加工,在这个过程中,第二道工序和第三道工序之间没有重复加工区域。在图 13(b) 中,通过在凸模加工区域的坯料壁部均匀选取 13 个点来观察其

在变形过程中的流动行为。图 13(c) 显示了径向加载结束后壁部 13 个点的变化情况,通过耦合金属流速可以观察到,在加工过程中的 P1 至 P5 区域,金属的流动方向为轴向向上,且 P1 和 P3 两点的金属最终流向了凸起部分,形成了余料堆积;而 P7 至 P13 区域金属的流动方向与 P1 至 P5 区域相反,其向下流动使坯料轴向增长,为下一道工序成形做准备;P6 处金属的流动主要为径向受压。通过对金属流动的点追踪分析,可以明确上端框部位的过度成形与坯料壁部的周向堆积形成原因一致,并且其导致了向下的金属流动不足而难以填充底部端框。同理,在  $h=70\text{ mm}$  凸模成形过程中,由于壁部出现了多处余料堆积,使得向

下的金属流动不足而导致无法填充底部端框。

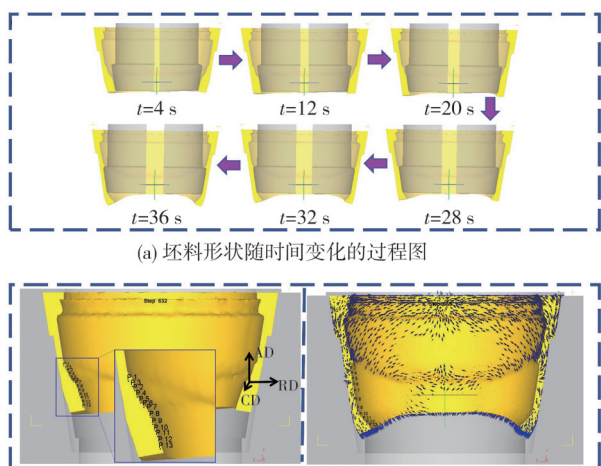


图 13 工作带高度  $h$  为 135 mm 的凸模第三道工序第一次径向加载挤压过程中坯料变形行为的分析图

Fig. 13 Analysis of material deformation behavior during the first radial loading extrusion process of the third process of the convex mold with working belt height  $h$  of 135 mm

为了解决成形过程中坯料壁部出现的余料堆积以及底部端框无法成形的问题,考虑继续优化成形工艺方案以限制坯料的轴向向上流动,达到完整成形舱段构件的目的。对此,首先对工序间凸模下行量及道次进给量进行优化,在每道工序之间使凸模下行量减小为工作带高度的一半左

右,使加工区域存在重叠部分以减少坯料的向上流动,并且对于最终的壁厚要求采用两次进给加载,即每道工序由之前的6次径向加载改为12次径向加载,以减少每次径向加载时的坯料轴向流动,进一步确保实现舱段的整体成形;同时,保留坯料随凹模旋转一周的整形模拟来进行舱段构件的成形模拟分析,后续成形模拟均使用工作带高度  $h=70$  mm 凸模。

图 14 所示为改变凸模下行量和工序进给道次后的有限元模拟过程分析。首先,由图 14(a) 可以明显看到,在对径向加载次数和凸模下行量进行优化后,舱段构件的整体成形效果良好,在之前的模拟中存在的上端框部位过度成形,下端框无金属填充等问题基本得到了解决,但壁部金属的周向堆积依然存在;图 14(b) 的载荷分布图显示,在成形工艺中进一步优化凸模下行量和径向加载次数后,成形过程中的最大载荷与未优化前相比增加了 34 t。除此之外,由图 14(c) 的等效应变分布图可以直观地看到,整个成形过程中该舱段构件的平均等效应变为 2.89,相比未优化前的平均等效应变增大了 0.44,但同时等效应变 S. D. (标准差)也增大了 0.191,表明虽然整体成形过程中应变程度增大,但变形不均匀性也在变大。

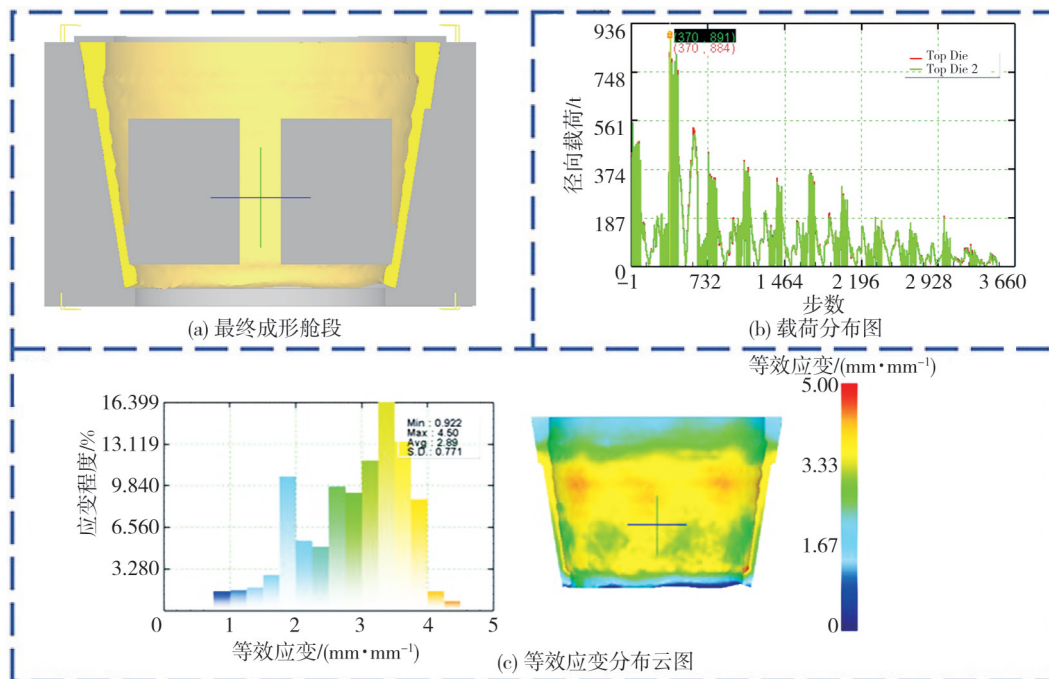


图 14 改变凸模下行量和工序进给道次后的有限元模拟过程分析

Fig. 14 Analysis of the finite element simulation process after changing the amount of convex mold downward travel and the number of process feed passes

考虑到之前的成形模拟中各种成形缺陷在本次优化后的模拟成形中得到了极大的改善,故最大成形载荷与变形不均匀性虽有所增加,但整体符合实际生产要求,最终确定采用该优化后的成形工艺方案进行下一步的工艺参数优化,即最终确定的成形工艺方案为采用径向加载多工序逐次旋转挤压,每道工序之间凸模下行 40 mm 且每道工序中共进行 12 个道次(每道次之间坯料随凹模旋转 30°)的径向加载挤压后,不改变凸模位置,使坯料随凹模旋转一周完成最终成形。

由于不同变形工艺参数对最终成形效果同样存在较大的影响,故本文通过设计不同的变形温度、变形速度和摩擦系数,在正交实验中进行系统全面的对比统计分析,表明三个因素对成形载荷、 $C_i$ (应变均匀性系数)的逐次影响顺序,最终得出各个工艺参数的最佳取值。表 2 所示为该正交模拟实验因素水平表,表中各因素均设定三个水平数。

表 2 因素水平表

Tab. 2 Table of Factor Levels

水平	因素		
	变形温度/°C	变形速度/(mm·s <sup>-1</sup> )	摩擦系数
1	420	0.5	0.1
2	450	0.8	0.3
3	480	1	0.5

将三个因素设定三个水平后进行正交实验所得出的模拟结果见表 3。将载荷和  $C_i$  作为正交试验的评价指标,用于衡量变形过程中坯料的应变均匀化程度,  $C_i$  值越大,对应的应变均匀性越差;相反,  $C_i$  值越小,应变均匀性就越好。

$$C_i = (\bar{\epsilon}_{p,max} - \bar{\epsilon}_{p,min}) / (\bar{\epsilon}_{p,ave}), \quad (12)$$

式中:  $\bar{\epsilon}_{p,max}$ 、 $\bar{\epsilon}_{p,min}$  分别为变形过程中最大、最小等效应变值;  $\bar{\epsilon}_{p,ave}$  为平均等效应变值。

正交实验后不同因素对评判指标的影响计算分析数据见表 4。其中,各因素对评判指标的主次影响顺序通过极差  $R$  值的大小进行判定。

针对评判指标载荷而言,经过计算得到的极差  $R$  值分别为 3 640, 5 192 和 2 269,表明三个因素对载荷影响的主次顺序为变形速度、变形温度、摩擦系数。同样地,对于评判指标  $C_i$  而言,经过计算得到的极差  $R$  值分别为 1. 595, 2. 234 和 4. 573,表明三个因素对  $C_i$  影响的主次顺序为摩擦系数、变形速度、变形温度。在各类成形工艺中,成形载荷作为直接作用于生产过程的关键参数,其大小对实际生产效果具有显著影响。载荷值越低,越能促进模具使用

寿命的有效提升,有助于节能减排,并且是评判及选用适宜成形设备的不可或缺的重要依据。因此,在考虑载荷这个评判指标时,应首先考虑变形速度对其的影响。为了进一步观察各因素的不同水平对评判指标的影响规律,直观绘制了因素指标关系趋势图,如图 15 所示。

表 3 正交试验结果

Tab. 3 Orthogonal test results

变形温度/°C	变形速度/(mm·s <sup>-1</sup> )	摩擦系数	载荷/t	$C_i$
A <sub>1</sub> (420)	B <sub>1</sub> (0.5)	C <sub>1</sub> (0.1)	407	5.134
		C <sub>2</sub> (0.3)	449	5.004
		C <sub>3</sub> (0.5)	490	4.055
	B <sub>2</sub> (0.8)	C <sub>1</sub> (0.1)	711	4.864
		C <sub>2</sub> (0.3)	871	4.809
		C <sub>3</sub> (0.5)	1030	5.031
		C <sub>1</sub> (0.1)	951	4.698
		C <sub>2</sub> (0.3)	1220	4.504
		C <sub>3</sub> (0.5)	1440	4.631
A <sub>2</sub> (450)	B <sub>3</sub> (1)	C <sub>1</sub> (0.1)	291	5.134
		C <sub>2</sub> (0.3)	325	5.004
		C <sub>3</sub> (0.5)	353	3.997
	B <sub>1</sub> (0.5)	C <sub>1</sub> (0.1)	680	5.011
		C <sub>2</sub> (0.3)	596	4.697
		C <sub>3</sub> (0.5)	1050	4.219
		C <sub>1</sub> (0.1)	693	4.909
		C <sub>2</sub> (0.3)	891	4.600
		C <sub>3</sub> (0.5)	1090	4.384
A <sub>3</sub> (480)	B <sub>2</sub> (0.8)	C <sub>1</sub> (0.1)	207	5.133
		C <sub>2</sub> (0.3)	231	5.004
		C <sub>3</sub> (0.5)	249	4.947
	B <sub>3</sub> (1)	C <sub>1</sub> (0.1)	365	4.646
		C <sub>2</sub> (0.3)	427	3.993
		C <sub>3</sub> (0.5)	577	3.908
		C <sub>1</sub> (0.1)	498	4.652
		C <sub>2</sub> (0.3)	618	4.416
		C <sub>3</sub> (0.5)	793	4.437

表 4 不同因素对评判指标的影响

Tab. 4 Impact of different factors on judging indicators

评判指标	变形温度/°C	变形速度/(mm·s <sup>-1</sup> )	摩擦系数		
载荷/t	$K_1$	7 569	3 002	4 803	
	$K_2$	5 969	6 307	5 628	
	$K_3$	3 965	8 194	7 072	
	$\bar{K}_1$	841	333.56	533.67	
	$\bar{K}_2$	663.22	700.78	625.33	
	$\bar{K}_3$	440.56	910.44	785.78	
	$R$	3 604	5 192	2 269	
	应变均匀性 $C_i$	$K_1$	42.731	43.412	44.182
		$K_2$	41.955	41.178	42.031
$K_3$		41.136	41.232	39.609	
$\bar{K}_1$		4.748	4.824	4.909	
$\bar{K}_2$		4.662	4.575	4.670	
$\bar{K}_3$		4.571	4.581	4.401	
$R$		1.595	2.234	4.573	

注:  $K_x$  为每个因素下对应水平为  $x$  的实验结果的和;  $\bar{K}_x$  为每个因素下对应水平为  $x$  的实验结果的平均值;  $R$  (极差) 为每个因素下  $K$  的最大值减去最小值。

综合图 15 中不同因素对不同指标的影响趋势,可以明确在变形温度为 480 °C 时,成形过程中所需

要的载荷最小,且舱段构件的整体变形均匀;摩擦系数对载荷和 $C_i$ 的影响关系呈相反的趋势,即若使载荷最小,则变形越不均匀,为了使两者达到良好的耦合,选择摩擦系数为0.3进行成形;对于变形速度对不同指标的影响而言,在变形速度大于0.8时,舱段构件的整体变形均匀性相差不大,但载荷却逐渐增大,故进一步对正交模拟实验中变形温度为

480℃,摩擦系数为0.3的不同变形速度的成形模拟载荷进行分析,发现当变形速度为1时,最大的成形载荷仅需要618 t,并考虑到最终成形方案中,每道工序需要12道次的径向加载,已经大大增加了成形时间,故应采取较大的变形速度以尽可能减少实际生产时间,故选择变形速度为1 mm/s,变形温度为480℃,摩擦系数为0.3作为最佳成形工艺参数。

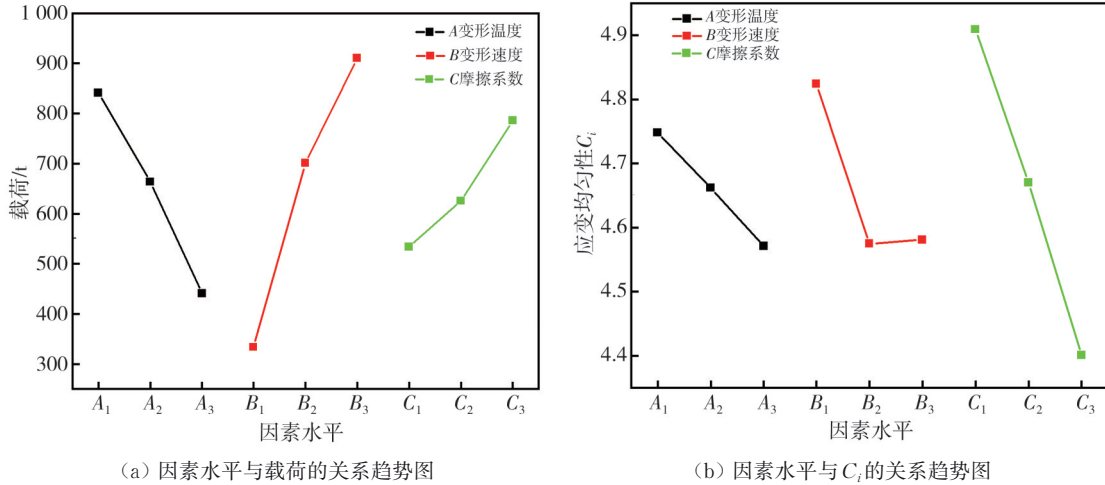


图 15 因素与指标的关系趋势图

Fig. 15 Trend charts of the relationship between factors and indicators

### 3.3 旋轮凸模整形

在3.2节中,通过正交模拟实验得到了旋转挤压工艺最佳的成形参数并进行了成形模拟,结果如图16所示。

至618 t,而平均等效应变与优化前的模拟相比基本一致。但由图16(a)可以看到,壁部的坯料周向堆积问题依然无法解决,为了直接成形良好的舱段构件,减少后续的机加工环节,对初成形的舱段构件进行壁部整形模拟,使舱段壁部达到平整效果。

由图16(b)和(c)可以看到,最大成形载荷减小

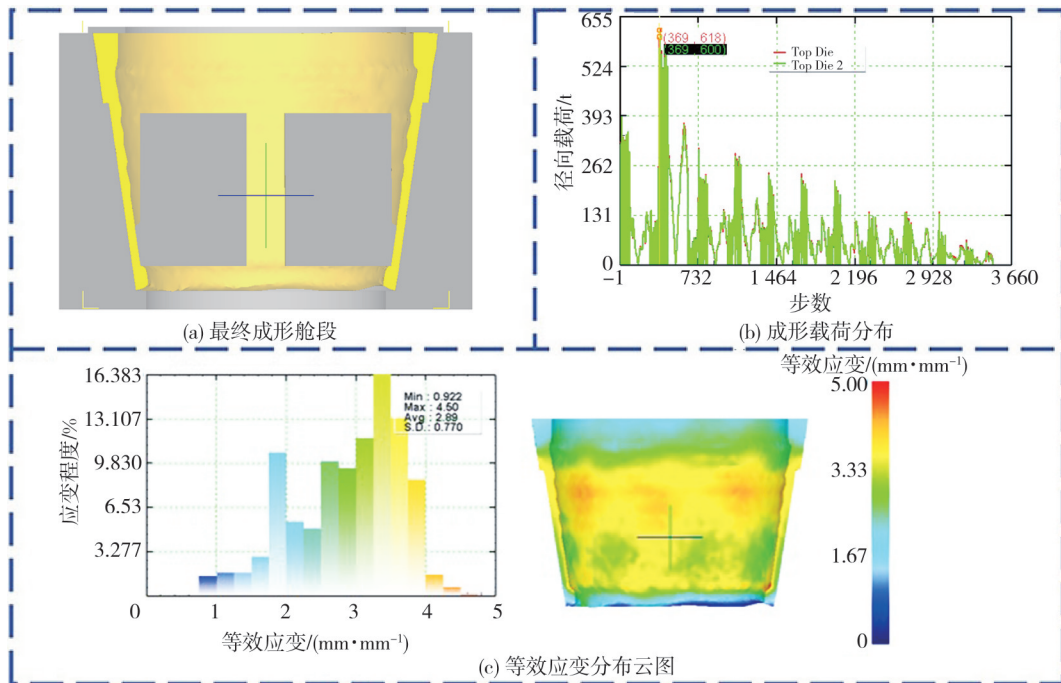


图 16 最佳成形参数下的旋转挤压模拟结果

Fig. 16 Simulation results of rotary extrusion under the optimal forming parameters

图 17 所示为整形模拟所用带旋轮的分体式凸模及其旋轮结构图,其中包括几个重要的结构参数,如成形角( $\alpha$ )、退出角( $\beta$ )和旋轮圆角半径( $R$ )。旋轮的成形角 $\alpha$ 影响着成形过程中旋压力的大小及其在不同方向上的分配,决定着旋压件的精度及表面质量,取值范围一般为 $20^\circ\sim 30^\circ$ <sup>[16]</sup>;退出角 $\beta$ 对旋压成形的影响较小,可根据结构尺寸的需要进行选择,但退出角过大,则圆角半径的强度降低,易导致受力部位局部断裂,因此,一般取值为 $20^\circ\sim 30^\circ$ <sup>[17]</sup>;旋轮圆角半径 $R$ 通常凭经验取值,一般来说旋轮圆角半径越大,则毛坯与旋轮前进方向的接触越平缓,有利于提高工件表面的光洁度,因此,可取 $R=(0.015\sim 0.03)D$ , $D$ 为旋轮直径<sup>[18]</sup>。

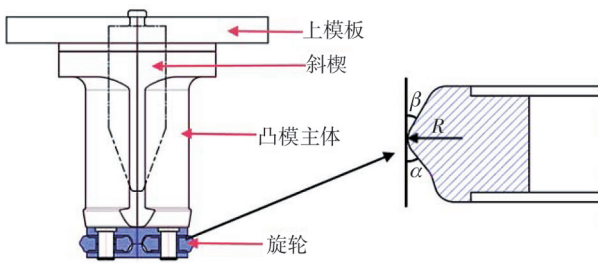


图 17 带旋轮的分体式凸模结构图

Fig. 17 Split convex mold structure with rotary wheel

本文中的旋轮凸模仅用于对径向加载后的舱段构件表面余料堆积进行整形,实际变形区域较小,理论旋压力不会太大,故对于成形角 $\alpha$ 而言,应在保证成形质量的前提下尽可能选取最大值以提高成形效率,即 $\alpha=30^\circ$ ,同时由于舱段构件壁部存在 $9^\circ$ 的倾斜角度,故最终成形角 $\alpha$ 取值确定为 $39^\circ$ ;其次,为了尽可能地节省资源,避免不必要的浪费,旋轮结构在原先分体式凸模的基础上进行设计,故旋轮直径 $D$ 取 200 mm,对于旋轮圆角

半径而言,取 $R=10$  mm 以保证成形质量;对于退出角 $\beta$ 而言,在确定了旋轮成形角 $\alpha$ 和圆角半径 $R$ 后,选择 $\beta=30^\circ$ 以保证旋轮结构的合理性。

在整形模拟中,考虑到分体式旋轮凸模在整形过程中复杂的变形控制<sup>[19]</sup>,如旋轮在凹模旋转过程中应随着凹模转速进行自转,且凸模应有规律地下行收缩,因此,将原本凹模带动坯料旋转的设置施加给旋轮结构,使其在绕模具中心公转的基础上,同时对旋轮结构施加一个力矩使其自转;其次将凸模的轴向下行速度设置转变为凹模的上行速度,而凸模的径向收缩设置不变。具体参数设置见表 5。

表 5 旋轮整形参数设置

Tab. 5 Rotary wheel shaping parameter setting

旋轮转速 $\omega$ / ( $\text{rad}\cdot\text{s}^{-1}$ )	旋轮力矩 / ( $\text{N}\cdot\text{mm}$ )	凸模径向速度 / ( $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ )	凹模上行速度 / ( $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ )
0.418 88	$1\times 10^{-5}$	-0.063 353 78	0.4

图 18 所示为旋轮凸模整形模拟过程中某一时刻的变形分析图。由图 18(a) 可以看到,旋轮结构在轴向运动的过程中,通过挤压坯料壁部带动金属向下流动(如图中红色虚线框所示),进而使坯料壁部周向堆积消失。如图 18(b) 等效应变分布图所示,整形过程中坯料的应变基本发生在坯料的内壁部分,表明其应变程度小。如图 18(c) 载荷分布图所示,整形模拟过程中,径向载荷最大值不超过 23 t,表明整形模拟中的参数设置仍有很大的优化空间。同时,由图 19 所示的旋轮凸模整形模拟结果可以看到,经过旋轮凸模整形后,舱段构件的整体成形效果良好,内壁部分的周向堆积基本完全消失,很大程度上减少了后续的机械加工,保证了舱段构件的结构完整度。

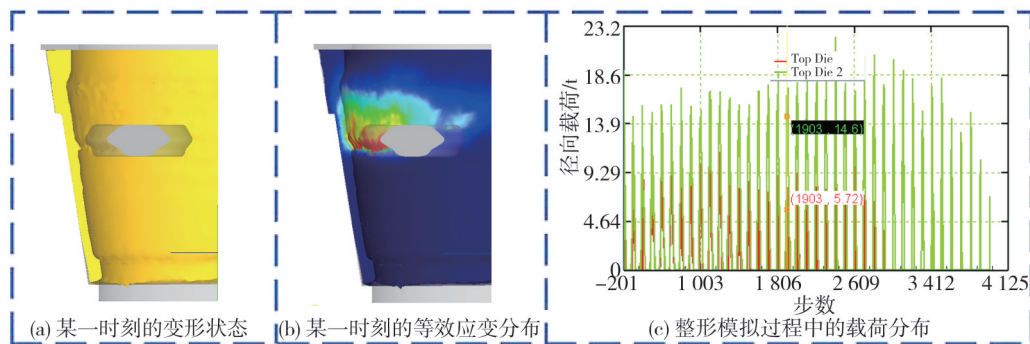


图 18 旋轮凸模整形模拟过程分析

Fig. 18 Analysis of shaping simulation process of rotary wheel convex mold

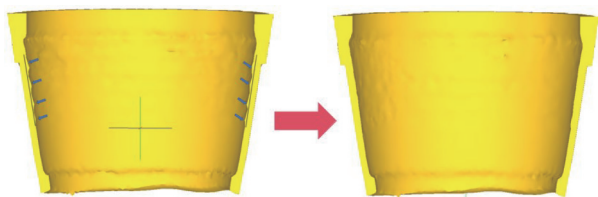


图 19 旋轮凸模整形模拟结果

Fig. 19 Simulation results of rotary wheel convex mold shaping

### 4 成形实验验证

前文在对旋转挤压成形工艺的模具结构、成形工艺方案及成形工艺参数进行优化后,最终使舱段构件达到了良好的模拟成形效果,故本节以最佳的成形方案进行物理成形实验对前述优化结果进行验证。

采用天锻 3 000 t 液压机和中北大学自主研制的多向加载旋转挤压机进行成形实验。润滑剂采用油基石墨,在实验开始前对坯料内外表面和凸、凹模表面进行均匀涂抹。

首先,将在锯床上切割成的  $\Phi 320\text{ mm} \times 305\text{ mm}$  的铸态 VW93A 棒料(成分见表 6)进行  $510\text{ }^\circ\text{C}$ 、20 h 的均匀化处理,以改善合金的塑性变形能力。之后,将模具和棒料分别在  $480\text{ }^\circ\text{C}$  下加热 8 h,在天锻 3 000 t 液压机上直接进行制坯实验,旋转挤压实验在旋转挤压机上进行。除模具温度外,实验参数与前文中有限元模拟的最佳参数相同。由于分体凸模安装较为复杂且耗时较长,故将模具温度加热至  $490\text{ }^\circ\text{C}$ ,以平衡模具安装过程中的热损失。

表 6 VW93A 合金各化学成分的质量分数

Tab. 6 Chemical composition mass fraction of VW93A alloy %

$\omega_{\text{Gd}}$	$\omega_{\text{Y}}$	$\omega_{\text{Zn}}$	$\omega_{\text{Zr}}$	$\omega_{\text{Mg}}$
9.02	3.44	1.85	0.80	84.89

图 20 所示为成形实验所用的两套分体式凸模。图 20(a) 为径向加载时的工作带高度 70 mm 的凸模,图 20(b) 为壁部旋轮整形凸模,图 20(c) 为旋转挤压模具装配照片。凸模通过分体模板固定于上滑块上,凹模固定于下部旋转工作台上,将制备的坯料放入凹模后开始成形实验。如图 21 所示为实验过程,在制坯实验完成后,对成形坯料进行车削加工至图 5(a) 所示的尺寸,以进行后续舱段构件成形实验。

图 22 所示为成形舱段构件及后续取样图,取样位置选择成形舱段构件金属流动程度最大的下部区域,如图 22 中红色虚线框所示,并沿构件周

向方向取拉伸棒试样<sup>[20]</sup>。图 22(a) 为微观组织观察试样块的尺寸,图 22(b) 为后续力学性能测试所用的拉伸棒取样尺寸。



(a) 径向加载凸模 (b) 旋轮整形凸模



(c) 模具装配照片

图 20 成形实验所用分体凸模

Fig. 20 Split convex molds used for forming experiments



(a) 安装模具 (b) 放入坯料



(c) 反挤压成形 (d) 最终成形坯料

图 21 制坯实验过程

Fig. 21 Experimental process of billet forming

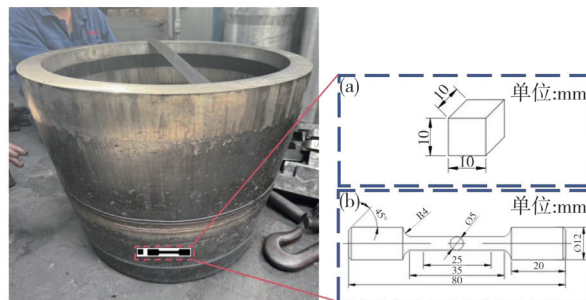


图 22 舱段构件实物及后续取样图

Fig. 22 Physical and subsequent sampling diagrams of cabin components

图 23 所示为成形舱段构件的 OM 显微组织和 SEM 图像。图 23(a)和(b)所示的挤压态微观组织是由粗大变形晶粒与细小再结晶晶粒组成的典型双峰组织,而且在 OM 和 SEM 图中均可观察到析出相主要以块状 LPSO 相及大变形晶粒内部的层片状 LPSO 相为主,在挤压变形后块状 LPSO 相呈条状分布在 Mg 基体中。此外,由图 23(b)可以明显观察到大量细小弥散的动态析出相围绕在晶界周围析出。通过 Image-Pro Plus 6.0 软件统计平均晶粒尺寸,挤压态试样平均晶粒尺寸为  $5.39 \mu\text{m}$ ,细小的晶粒尺寸可以认为是在大塑性变形过程中发生了动态再结晶以及弥散的动态析出相钉扎晶界阻碍再结晶晶粒长大所致。表 7 所示为成形舱段构件室温下的力学性能,由于不均匀的显微组织使得拉伸过程中在粗大变形晶粒及块状 LPSO 相附近产生了应力集中和应变局部化,导致材料强度难以提升;但应变局部化通过转移到附近的 DRX 区域而得到释放<sup>[21]</sup>,促进了合金在拉伸过程中的均匀塑性变形<sup>[22]</sup>,使得延伸率达到了 22.2%。

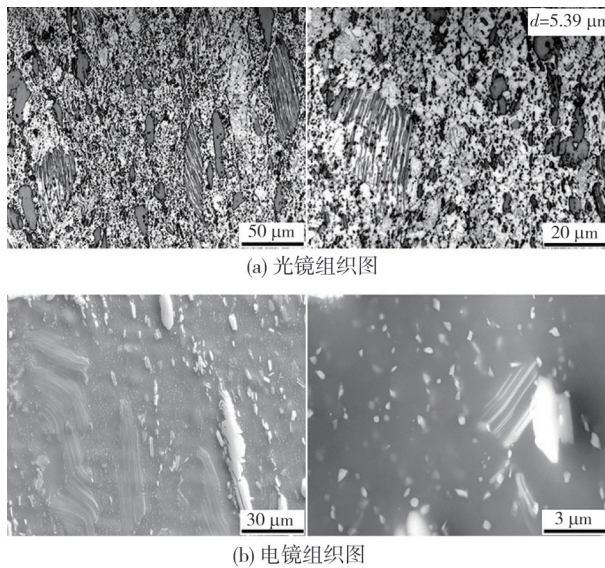


图 23 成形舱段构件光镜和电镜组织图

Fig. 23 OM and SEM microstructures of formed cabin components

表 7 成形舱段构件室温下的力学性能

Tab. 7 Room temperature mechanical properties of formed cabin components

样品状态	屈服强度/MPa	抗拉强度/MPa	延伸率/%
挤压态	242	341	22.2

## 5 结 论

本文面向航空航天领域对于轻质舱段构件

“脉动性”制造的迫切需求,以多规格高强耐热镁合金舱段柔性制造的共性关键技术为突破口,研究了舱段构件旋转挤压成形方法。通过有限元模拟仿真分析了不同凸模结构和成形工艺参数对金属流动行为的影响规律,得到了最佳的模具结构和成形工艺方案,并通过物理实验进行了验证。以上工作旨在对实际生产提供一定的指导和理论支撑,主要结论如下:

1) 通过主应力法对稀土镁合金舱段的旋转挤压进行了解析,建立了凸模挤压力计算公式。分析了成形过程中金属的应力场和应变场分布,揭示了金属流动的机理:轴向的拉应变和径向的压应变是该舱段构件挤压成形的关键所在。

2) 通过对不同工作带高度的凸模进行旋转挤压模拟,确定了凸模最佳工作带高度为 70 mm;进一步对影响成形效果的工艺参数进行正交实验,确定了最佳的成形工艺参数:变形速度为 1 mm/s,变形温度为 480 °C,摩擦系数为 0.3。

3) 经过最佳工艺方案的成形模拟后,针对坯料壁部始终存在的周向凸起问题,根据旋轮设计基准进行了旋轮结构凸模的设计,并通过旋轮凸模整形使舱段构件的成形质量得到了极大的改善,最终通过物理成形试验验证了该工艺的可行性。

## 参考文献:

[ 1 ] 许小忠, 刘强, 程军. 镁合金在工业及国防中的应用 [J]. 华北工学院学报, 2002, 23(3): 190-192.  
 XU Xiaozhong, LIU Qiang, CHENG Jun. Application of magnesium alloy in industry and national defence [J]. Journal of North China Institute of Technology, 2002, 23(3): 190-192. (in Chinese)  
 [ 2 ] 张海帆. 火箭典型舱段结构可靠性分析 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2022.  
 [ 3 ] 曾宇航. 导弹头壳体旋压成型数值模拟及实验分析 [D]. 西安: 长安大学, 2019.  
 [ 4 ] GREENWOOD H, THOMPSON F C. Wires drawn through rotating dies [J]. Nature, 1931, 128(3221): 152-152.  
 [ 5 ] 武海燕. AZ80 镁合金管形件锥形凹模稳态旋转正挤压成形研究 [D]. 太原: 中北大学, 2016.  
 [ 6 ] 李克智, 吕炎. 筒形件正旋变形机理的研究 [J]. 华北工学院学报, 1997, 18(2): 95-98.  
 LI Kezhi, LU Yan. A research on deformation mechanism of forward tube spinning [J]. Journal of North

- China Institute of Technology, 1997, 18(2): 95-98. (in Chinese)
- [7] 王晖宇, 何敏, 陈映锜, 等. 模具参数对旋转通道等径角平行挤压工艺的影响[J]. 锻压技术, 2017, 42(2): 160-166.
- WANG Huiyun, HE Min, CHEN Yingkun, et al. Influence of die parameters on rotated equal channel angular pressing-parallel channel process[J]. Forging & Stamping Technology, 2017, 42(2): 160-166. (in Chinese)
- [8] 李天宇, 王强, 张治民. 基于凸模结构的内筋壳体旋转挤压成形折叠缺陷研究[J]. 中北大学学报(自然科学版), 2017, 38(2): 237-242.
- LI Tianyu, WANG Qiang, ZHANG Zhimin. Research on folding defects of inner ribbed shell based on punch structure[J]. Journal of North University of China(Natural Science Edition), 2017, 38(2): 237-242. (in Chinese)
- [9] 何金龙, 吴耀金, 薛勇, 等. 凸模结构对镁合金内环筋壳体旋转挤压成形过程的影响研究[J]. 热加工工艺, 2018, 47(23): 105-108.
- HE Jinlong, WU Yaojin, XUE Yong, et al. Effect of punch structure on rotational extrusion process of magnesium alloy shell with inner ring ribs[J]. Hot Working Technology, 2018, 47(23): 105-108. (in Chinese)
- [10] 雷煜东, 王强, 张治民, 等. 旋转挤压裂纹萌生趋势的数值模拟[J]. 塑性工程学报, 2018, 25(2): 122-127.
- LEI Yudong, WANG Qiang, ZHANG Zhimin, et al. Numerical simulation of crack initiation trends during rotating extrusion[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2018, 25(2): 122-127. (in Chinese)
- [11] 房庆龄, 王强, 张治民, 等. AZ80镁合金开口凸模旋转挤压过程中的空洞演化研究[J]. 塑性工程学报, 2019, 26(2): 162-169.
- FANG Qingling, WANG Qiang, ZHANG Zhimin, et al. Study on void evolution in open punch rotary extrusion process of AZ80 magnesium alloy[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2019, 26(2): 162-169. (in Chinese)
- [12] 张治民, 李国俊, 王强, 等. 多向加载旋转挤压成形技术及装备[J]. 机械工程学报, 2023, 59(12): 264-271.
- ZHANG Zhimin, LI Guojun, WANG Qiang, et al. Multi-directional loading rotary extrusion forming technology and equipment[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2023, 59(12): 264-271. (in Chinese)
- [13] ZHANG Z M, CHEN Z, XUE Y, et al. Manufacture, Investigation on low hydrostatic stress extrusion technology for forming of large thin-walled components with high ribs[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2024, 198: 104149.
- [14] ZHANG Z M, XUE Y, ZHANG X, et al. New technology of multidirectional loading rotary extrusion[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2023, 36: 123.
- [15] DUGDALE D S. Indentation of strips with flat dies on a flat anvil[J]. The International Journal of Production Research, 1964, 3(2): 141-151.
- [16] 日本塑性加工学会. 旋压成形技术[M]. 陈敬之, 译. 北京: 机械工业出版社, 1988.
- [17] 田辉. 筒形件旋压成形有限元模拟及工艺分析[D]. 大连: 大连理工大学, 2010.
- [18] 徐洪烈. 强力旋压技术[M]. 北京: 国防工业出版社, 1984.
- [19] 王莲花, 柏朝辉. 热处理对强力旋压筒形件力学性能的影响[J]. 中北大学学报(自然科学版), 2018, 39(2): 236-240.
- WANG Lianhua, BAI Chaohui. Effect of heat treatment on mechanical properties of power cylindrical parts of power spinning[J]. Journal of North University of China(Natural Science Edition), 2018, 39(2): 236-240. (in Chinese)
- [20] 林金保, 王心怡, 任伟杰, 等. 挤压态AZ31镁合金室温拉伸力学各向异性研究[J]. 中北大学学报(自然科学版), 2018, 39(4): 479-482.
- LIN Jinbao, WANG Xinyi, REN Weijie, et al. Research on mechanical anisotropy of extruded AZ31 magnesium alloy in tensile condition at room temperature[J]. Journal of North University of China(Natural Science Edition), 2018, 39(4): 479-482. (in Chinese)
- [21] XU C, NAKATA T, QIAO X, et al. Effect of LPSO and SFs on microstructure evolution and mechanical properties of Mg-Gd-Y-Zn-Zr alloy[J]. Scientific Reports, 2017, 7(1): 40846.
- [22] 李少琪, 王强, 杨勇彪. AZ31镁合金轧制弱基面织构板材热变形行为研究[J]. 中北大学学报(自然科学版), 2023, 44(5): 575-582.
- LI Shaoqi, WANG Qiang, YANG Yongbiao. Hot deformation behavior of AZ31 magnesium alloy sheet with weakbasal texture during rolling[J]. Journal of North University of China(Natural Science Edition), 2023, 44(5): 575-582. (in Chinese)