

大型环状钛合金铸件立式离心铸造螺旋形横浇道设计

冉 兴

(中航重机股份有限公司, 贵州 贵阳 550005)

摘 要: 为提升立式离心铸造大型钛合金铸件冶金质量, 采用模流分析方法探讨了直线形和螺旋形横浇道浇注系统对熔体充型流态的影响。结果表明, 传统直线形横浇道中存在熔体贴壁分布的现象, 且缩小浇道截面尺寸无法避免横浇道空腔吸气区的形成, 此外横浇道内出现熔体堆积和反流, 充型铸件型腔的熔体呈射流态。基于达朗贝尔原理分析了熔体质点在横浇道二维平面内的运动行为, 揭示了质点运动轨迹与直线形横浇道结构不匹配是上述问题的主要原因。进一步探讨了离心转速和质点初速度对轨迹线形状特征的影响, 提出了适用于大型环状钛合金铸件的螺旋形横浇道浇注系统设计方法, 模流分析结果验证了螺旋形横浇道可有效地减少吸气和湍流倾向, 平衡铸件充型流场并形成自下而上的充型次序。

关键词: 离心铸造; 浇注系统; 达朗贝尔原理; 数值模拟; 模流分析

中图分类号: TG146.23; TG249.4

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2024)07-2049-10

钛合金有良好的比强度、比刚度和耐蚀性, 对于减轻质量、强化功效、改善可靠性等方面具有显著优势, 在航空航天领域得到广泛应用^[1-3]。但钛合金的反应活性强、熔点高、粘度大, 导致其铸造质量较差^[4-5]。离心力场能够有效地强化充型与补缩能力, 改善冶金质量^[6]。结合真空技术和熔模工艺, 立式离心精铸成为具有环形特征和复杂结构钛合金铸件成形的重要工艺策略^[7]。

然而, 离心力场下熔体质点受力与转速和半径的平方成正比^[8]。金属液浇入铸型后迅速被加速, 故离心铸造中熔体的运动行为复杂, 极易发生紊流、断流和卷气, 所以钛合金铸件常出现夹杂、欠铸和气孔等缺陷^[9-10]。Zhao 等人^[11]对离心铸造 TiAl 合金涡轮增压器研究中发现合金流动性差和气体滞留是造成凝固缺陷的主要原因。相似地, Prayoga 等人^[12]指出离心精铸件中的孔洞缺陷与气体有关, 应尽量避免金属液和型腔气体的交互作用。由于熔体速度较大, 当金属液与铸型分离出现空腔区域, 根据伯努利定律可知该区域将成为“低压区”。铸型及炉膛内的残余气体会大量地卷入铸件中。

浇注系统的分布、形状和截面积决定了铸件充型的流场、压力场及温度场, 对于铸件的成形至关重要。

Fu 等^[13]利用 ProCAST 软件对钛合金排气阀离心铸造过程进行模拟, 研究表明扩大内浇道能够减少相邻浇道的热辐射效应、打开补缩路径, 有利于顺序凝固并降低铸件孔隙率。刘铁军^[14]在对 TC4 合金叶轮离心精铸模拟中发现, 叶片中上部分表现出温度起伏强、液流紊乱大、凝固时间慢的特性, 采用半封闭浇注系统设计, 将内浇道设计为小长径比圆柱并增加过度圆角和浇注末端, 可显著改善铸件质量。由此可见, 优化浇注系统结构是提升冶金质量的有效措施。但是, 现有立式离心铸造浇注系统结构及优化方法与传统重力铸造并无明显差异, 大型铸件的质量难以控制。朱春雷等人^[15]将横浇道设计为弧形水力曲线等结构, 可有效发挥离心力场作用下熔体流动特性。然而, 曲线形结构会增加金属液的运输距离、充型时间和流程损失, 正交设计方法在实际中难以快速地建立较为理想的浇注系统。因此, 亟待确立离心力场下熔体的运动轨迹特性, 进而指导横浇道设计。

本工作以大型环状钛合金铸件为研究对象, 采用 ProCAST 软件进行模流分析。分别研究传统直线形横浇道中熔体的运动行为, 基于达朗贝尔原理建立离心力场下熔体质点运动轨迹方程, 据此设计螺旋形横浇道, 并揭示其对钛合金金属液充型的影响

收稿日期: 2023-11-20

基金项目: 两机重大专项基础研究 (J2019-VII-0002)

作者简介: 冉 兴, 男, 1968 年生, 博士, 研究员级高级工程师, 中航重机股份有限公司, 贵州 贵阳 550005, 电话: 0851-32208022, E-mail: ranx@avic.com

机制,提出了螺旋形横浇道的设计方法,为具有环形结构的大型钛合金机匣铸件的离心精铸形提供理论参考。

1 研究方法

1.1 模型结构分析

对于具有不完全对称结构的铸件,就旋转关系而言,离心铸造中任意形状的结构在空间上仍视为定轴的回转体,故环状结构是具有最代表性的结构。因此,本研究构建的大型环状 ZTC4 钛合金铸件模型,对其他大型铸件的成形研究具有一定代表性。如图 1a 所示,该环形铸件直径约 720 mm。探讨熔体充型特征,进而为大型复杂钛合金机匣铸件的浇注系统设计提供理论指导。

Li 等人^[16]基于水力学模拟的结果表明,离心作用下底部充填优于顶部充填,能实现稳定充填,避免液体在型腔内碰撞,形成夹杂缺陷。故本研究采用底注式浇注系统。横浇道起到分配并运输熔体的作用,熔体在直线形横浇道中运输距离最短,可以较快地进入型腔。减少流体沿程损失和金属液的温降,有利于增加局部压力提升补缩的效果,传统浇注系统的横浇道一般采用直线形。盛文斌等人^[17-18]研究表明,金属液表面在离心力场下呈抛物面形状,随着角速度的升高熔体截面液面升高,熔体截面面积随其与旋转轴距离增加而减小。

因此,基于生产经验和上述设计理念构建了如图 1b、1c 所示的等截面和变截面横浇道浇注系统。图 1b 等截面横浇道为 12 根宽度 43 mm、高度 40 mm 的长方体,以及宽度 23 mm、高度 40 mm 的圆环组成的等截面横浇道。图 1c 中变截面横浇道近直浇道底端尺寸为宽 43 mm,远端为宽 23 mm、高 40 mm。其中,直浇道上端直径 163 mm,下端直径 102 mm,高度 500 mm。内浇道截面尺寸为 40 mm×20 mm、高度

30 mm,共 12 个粘接于 2 组横浇道相交部位。

1.2 铸造工艺数值模拟

选用 Siemens 公司的 UG 作为铸件及其浇注系统的 3D 建模软件,打开铸件数模后绘制直浇道、横浇道、内浇道等结构,并将各个块体组合为整体存为零件。绘制大于整体及浇注系统的实心块体,布尔运算减去铸造实体后得到铸型,存为另一零件。将铸件和铸型零件新建装配体并导出为 .stp 文件,再将该文件导入 Visual-Mesh。根据 ZTC4 合金物化参数,选择材料类型、起始温度、力学计算模型。选取换热系数为 $400 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$,设置离心转速为 200 r/min,铸型预热温度设定为 300°C 。模拟过程先计算充型,待充型达到预定比例,所有充型模拟设置为 98%时,停止浇注进入自然冷却的计算^[19]。边界条件热物性参数如图 2 所示。

2 结果与分析

2.1 离心铸造直线形横浇道浇注系统内熔体充型特征

2.1.1 不同截面尺寸直线形横浇道内的模流分析

表 1 分别为钛合金金属液在如图 1b 和 1c 中等截面和变截面直线形横浇道中的充型截面熔体运动速度分布图。如表 1 所示,直线形横浇道内熔体的流动贴着型腔的一侧进行,随着离心半径的增大,熔体运动速度增加。在 $63 \text{ mm} \times 40 \text{ mm}$ 的横浇道中,熔体和型面接触时存在一定的摩擦损失,导致了速度的衰减,速度呈中间向型面递减趋势。大尺寸横浇道允许金属液平铺,横浇道截面熔体自由面呈抛物线形态,随着离心半径的增加熔体截面面积逐渐减小,与文献报道一致。一般地,横浇道内熔体在任意时刻的截面面积可由式 (1) 表示^[20]:

$$S_i(t) = \frac{2\pi v_0 a^2}{(v_0 + \omega L_0)e^{\omega t} + (v_0 - \omega L_0)e^{-\omega t}} \quad (1)$$

式中, $S_i(t)$ 为熔体截面面积, v_0 为横浇道入口初速度, a 为横浇道尺寸, L_0 为质点距旋转中心距离, ω 为

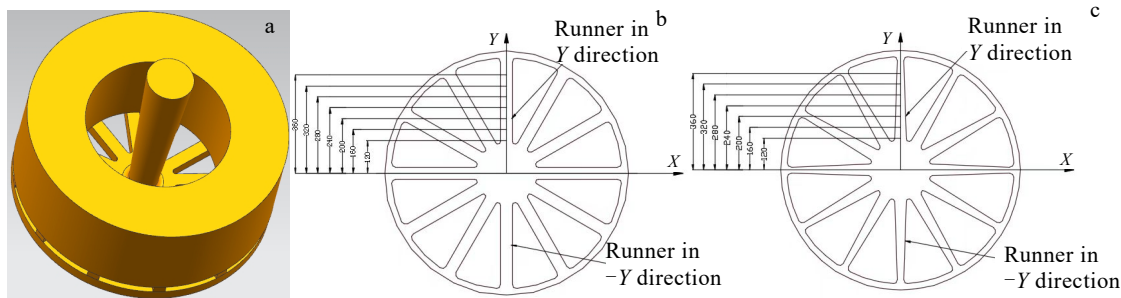


图 1 大型环状钛合金铸件数模及其横浇道二维图

Fig.1 Numerical model of large circular titanium alloy castings (a) and two-dimensional views of their transverse runners: (b) equal cross-section runner and (c) variable cross-section runner

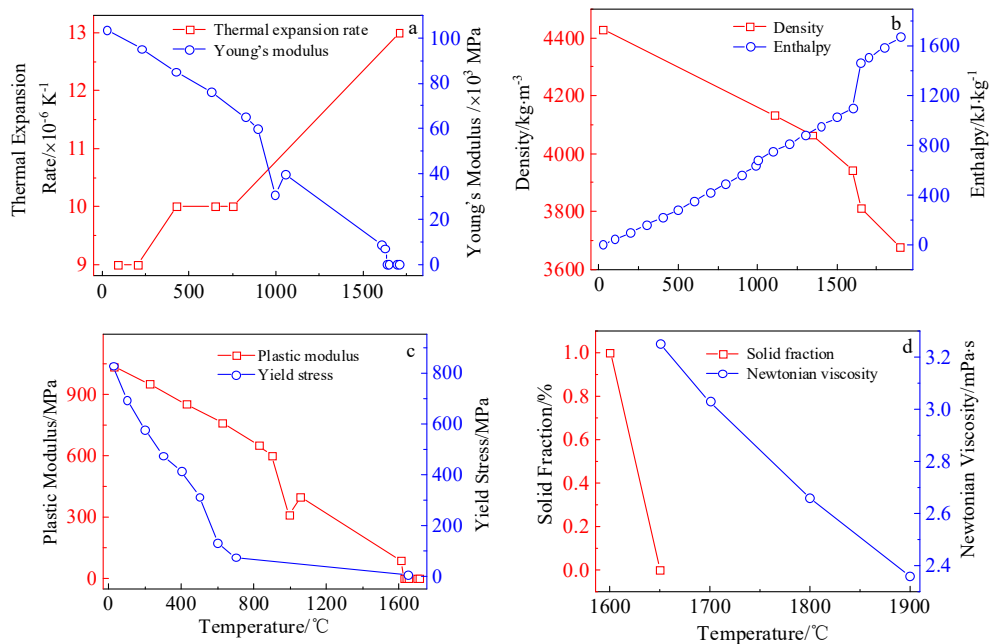


图 2 不同温度下 ZTC4 合金精铸边界条件物性参数

Fig.2 Physical properties of ZTC4 alloy precision casting boundary conditions at different temperatures: (a) thermal expansion rate and Young's modulus; (b) density and enthalpy; (c) plastic modulus and yield stress; (d) solid fraction and Newtonian viscosity

离心角速度, t 为运动时间。离旋转中心越远的区域, 熔体截面越小, 横浇道中的空腔区域越大, 熔体速度也越大。形成大范围的低压区, 不断吸气并卷进熔体。

当横浇道宽度缩小至 43 mm 时, 在中心距离为 160~360 mm 区域内的熔体截面面积逐渐增加并保持稳定, 并不符合抛物线形。当熔体抵达铸件型腔后, 横浇道内的熔体充型不能再视为在无限长管道中的运动。前端熔体受阻时, 部分熔体受迫回流对横浇道内的空腔进行反向充填, 导致熔体截面面积的增加。此外回流熔体与充型熔体对流, 引起局部紊流, 在损失熔体动能的同时也容易出现夹杂。值得注意的是, 此时横浇道型腔仍存在垂直与离心力方向的空腔。进一步减小横浇道尺寸, 在尺寸为 23 mm×40 mm 横浇道截面内也未观察到随着中心距离增加, 熔体填充面积减小的现象。

在 3 种浇注系统中, 直浇道的尺寸和高度以及离心转速是相等的, 在不考虑压力损失的情况下, 各个尺寸浇道中熔体的流量应当相等。所以, 在表 1 和表 2 中可见, 随着等截面横浇道宽度减小, 熔体高度逐渐增加。相似地, 在中心距离为 360 mm 时, 空腔面积超过横浇道截面的 20%, 势必也会有较大的吸气倾向。

上述模流分析结果表明, 简单地将等截面横浇道的尺寸缩减, 无法规避空腔低压区的形成, 反而容易

导致横浇道和内浇道连接区的熔体对流。参考传统的铸造浇注系统工艺设计理论, 并基于离心力场下熔体运动截面面积随着离心半径的增加而减小的运动规律^[17-18]。将横浇道设计为收缩式的变截面形状, 有望适应熔体流态从而减少缺陷。

变截面浇注系统模流分析结果可见于表 1 和表 2。尽管随着中心距离增加横浇道截面逐渐缩小, 熔体仍无法充满型腔。由连续性方程和伯努利原理可知, 流量不变的情况下浇道截面缩小会导致熔体运动速度增加。横浇道截面缩小会引起熔体流速增加, 贴壁现象加剧。相较于 23 mm×40 mm 等截面横浇道其内部出现的空腔区域更大。

2.1.2 不同截面尺寸直线形横浇道内的模流分析

为进一步说明传统直线形横浇道应用于立式离心铸造中的问题。图 3 中给出了转速为 200 r/min 时, 大型环状钛合金铸件不同旋向下的模流分析结果。如图 3a₁ 所示, 当铸型逆时针旋转时, 浇注金属液先紧贴右侧运动, 并通过直线形横浇道进入铸件。图 3a₂ 为 $t=0.39 \text{ s}$ 的流体状态, 熔体保留右倾形态, 在环形横浇道以顺时针方向充填。浇道-型腔的转接部位出现堵塞区, 速度场分布紊流。如图 3a₃ 所示, 熔体在重力反方向的速度分量较大, 型腔熔体呈“射流态”迅速喷射至铸型顶部, 在型腔顶端顺时针旋转运动。随后在重力和离心力耦合作用下, “自上而下, 由外向内”地充填型腔。

表 1 正 Y 方向横浇道截面的金属液充型速度场对比



















































Section/mm ²	Distance/mm						Velocity/m·s ⁻¹
	160	200	240	280	320	360	
Equal cross-section runner 63×40							
Equal cross-section runner 43×40							
Equal cross-section runner 23×40							
Variable cross-section runner							

表 2 负 Y 方向横浇道截面的金属液充型速度场对比

Section/mm ²	Distance/mm						Velocity/m·s ⁻¹
	160	200	240	280	320	360	
Equal cross-section runner 63×40							
Equal cross-section runner 43×40							
Equal cross-section runner 23×40							
Variable cross-section runner							

在离心力场的影响下，尽管采用了底注式浇注系统，充型过程却类似“顶注雨淋式”。钛合金金属液的反应活泼性强，该充型模式会在铸件表面留下大量缺陷。此外，在急剧的热量耗散和断流的影响下，铸件冷隔和欠铸概率较大。这种熔体流态与所生产的铸件情况吻合。

图 3a₄ 为型腔充满后的速度分布图。此时，金属

液趋于逆时针运动，型腔内形成自下而上、由外向内的梯度分布的速度场。在充型过程随着温度下降，固相分数上升，熔体黏度增大，熔体质点内摩擦效应增加。铸件内型面和横浇道中熔体减速趋势显著，熔体流动近乎停滞。

图 3b₁~3b₄ 为该厚壁环形铸件顺时针旋转下的充

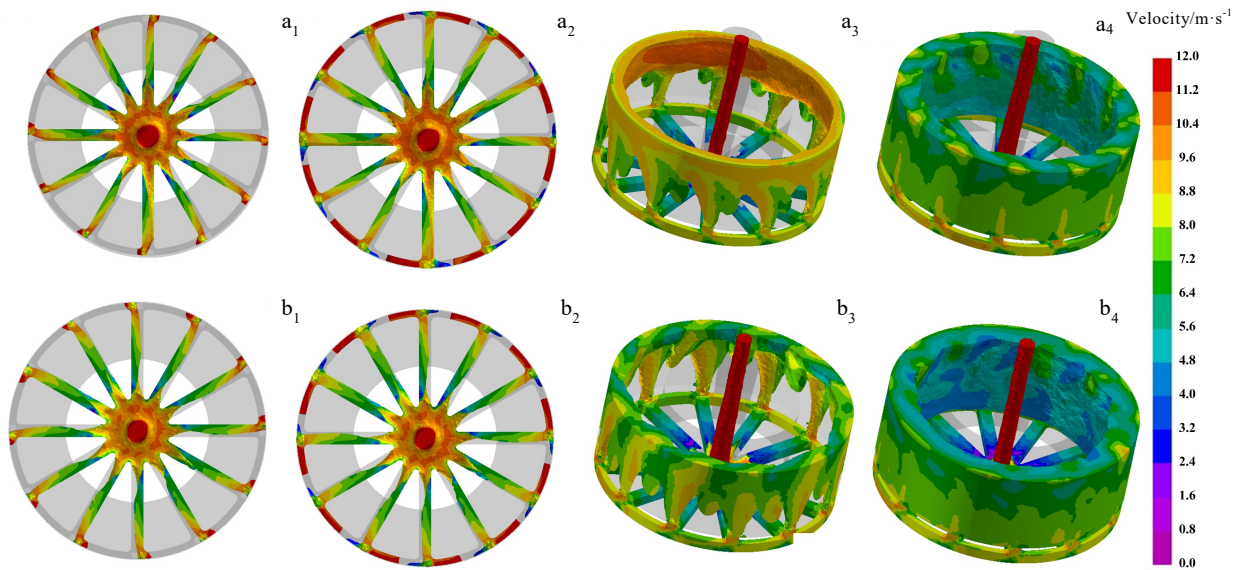


图3 直线形横浇道大型环状钛合金铸件不同旋向下充型流态

Fig.3 Filling flow patterns of large circular titanium alloy castings with linear transverse runners in different rotation directions: (a₁-a₄) counter-clockwise rotation and (b₁-b₄) clockwise rotation

型流态图。对比2种旋向的金属液运动趋势可知,熔体的运动方向相反,但充型过程速度场的分布特征一致。因此,与文献报道不同^[21],在几何空间结构上相似时,旋向的改变对充型行为影响较小。

图4为选择逆时针旋转模型并捕捉示踪粒子运动轨迹图。由图4可知,示踪粒子通过直浇道、横浇道后,沿顺时针运动向右侧相邻的横浇道末端。由于该临近的横浇道也有熔体充型,故示踪粒子在旋转的铸型型壁推动下发生受迫流动,直接充型至铸件顶端。然而,在铸件熔体充型末期,示踪粒子在完成顺时针运动轨迹后开始跟随铸型转动方向运动,并且在重力作用下呈逆时针螺旋向下的运动行为。离心力场驱动熔体依赖于金属液-铸型的相互作用,初始的熔体质点保持惯性运动,在铸型的相对坐标系下,充型初期熔体质点呈现出逆旋转方向的运动趋势。随着型壳对金属液持续推动,熔体质点速度方向逐渐与转动方向一致。

图4的结果表明在非惯性坐标系下离心力难以有效直接作用于熔体,对熔体充型过程的运动轨迹分析需要以铸型为相对坐标系。此外,设计时应整体考虑,通过合理的横浇道设计来进行熔体运动的调配。

2.2 离心力场下横浇道中熔体运动行为分析

2.2.1 横浇道二维平面内的熔体质点运动轨迹方程

对于离心铸造,铸型及浇注进入铸型中的金属液绕旋转轴做定轴转动,在前文分析基础上,做如下假设:假设旋转轴与重力方向平行,且以垂直于旋转轴的二维平面内的熔体质点为研究对象,二维情况下可

忽略重力的影响;假设金属液为理想流体,即不考虑金属液黏度对流动的影响。在相对于地面静止的绝对坐标系中,根据质量守恒可得流体连续性方程:

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (2)$$

其中, u 、 v 、 w 分别为 x 、 y 、 z 轴方向上的速度。根据 Navier-Stokes 方程^[22]有:

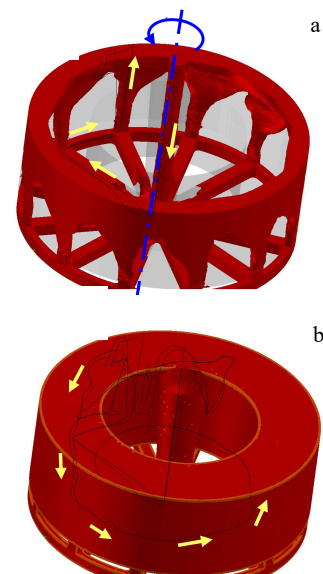


图4 直线形横浇道浇注系统中熔体示踪粒子运动轨迹

Fig.4 Trajectory of melt tracer particles in the linear transverse runner gating system: (a) early filling stage and (b) late filling stage

$$\begin{aligned}
\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + w \frac{\partial u}{\partial z} &= X - \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu \frac{\partial u}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu \frac{\partial u}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu \frac{\partial u}{\partial z} \right) \\
\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} + w \frac{\partial v}{\partial z} &= Y - \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu \frac{\partial v}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu \frac{\partial v}{\partial z} \right) \\
\frac{\partial w}{\partial t} + u \frac{\partial w}{\partial x} + v \frac{\partial w}{\partial y} + w \frac{\partial w}{\partial z} &= Z - \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu \frac{\partial w}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu \frac{\partial w}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu \frac{\partial w}{\partial z} \right)
\end{aligned} \quad (3)$$

其中, ρ 、 μ 分别为流体的密度和运动黏度, p 为压力, X 、 Y 、 Z 分别为 x 、 y 、 z 轴方向上的单位质量力。式 (3) 表示熔体质点所受的合力为外部质量力、黏性力、压力的矢量和。假设动坐标系固定于铸型上, 铸型以恒定角速度 ω 旋转则 z 轴与旋转轴重合, 重力方向为负 z 轴方向。经坐标变化后, 式 (3) 中各坐标轴方向的单位质量力为:

$$\begin{aligned}
X &= \omega^2 x + 2\omega v \\
Y &= \omega^2 y - 2\omega u \\
Z &= -g
\end{aligned} \quad (4)$$

其中 $(\omega^2 x, \omega^2 y, 0)$ 为离心惯性加速度, $(2\omega v, -2\omega u, 0)$ 为柯氏加速度。图 5 为横浇道二维平面内自由运动的熔体质点的受力分析, 铸型做定转速定轴转动, 旋转方向为逆时针方向, 旋转角速度大小为 ω 。以固定于铸型、原点为旋转中心的动坐标轴为参考系, 熔体质点从旋转中心点处以 (v_0^x, v_0^y) 初速度进入到铸型中, 其运动轨迹为 $(x(t), y(t))$ 。

根据达朗贝尔原理^[23]以及非惯性系质点动力学关系, 熔体质点的运动加速度写为式 (5):

$$\mathbf{a} = \mathbf{a}_1 + \mathbf{a}_2 \quad (5)$$

其中, \mathbf{a} 为质点在动系中的加速度, \mathbf{a}_1 为离心加速度, \mathbf{a}_2 为柯氏加速度。当液态金属为理想流体时, 流体的黏度忽略不计, 同时忽略重力和流体内部压力的影响。可将式 (5) 写成标量形式, 即:

$$\begin{cases} \frac{d^2 x}{dt^2} = 2\omega \frac{dy}{dt} + \omega^2 x \\ \frac{d^2 y}{dt^2} = -2\omega \frac{dx}{dt} + \omega^2 y \end{cases} \quad (6)$$

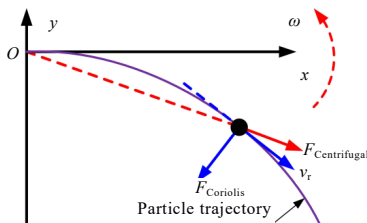


图 5 离心力场下横浇道二维平面内熔体质点受力分析

Fig.5 Analysis of the force acting on the melt particles in the two-dimensional plane of the transverse runner under centrifugal force field

式 (6) 为熔体质点在横浇道二维平面的运动轨迹方程。另式 (5) 为与式 (2) 和式 (3) 等价, 即与动坐标系下的 Navier-Stokes 方程等价。令 $d/dt=D$, 对式 (6) 变换得:

$$\begin{cases} D^4 x = -2\omega^2 D^2 x - \omega^4 x \\ D^4 y = -2\omega^2 D^2 y - \omega^4 y \end{cases} \quad (7)$$

其中, 式 (7) 的解与式 (3) 的解一致。式 (7) 为齐次线性常微分方程组, 最高阶数为 4, 故式 (6) 的通解为:

$$\begin{cases} x(t) = (C_1^x + C_2^x t) \cos \omega t + (C_3^x + C_4^x t) \sin \omega t \\ y(t) = (C_1^y + C_2^y t) \cos \omega t + (C_3^y + C_4^y t) \sin \omega t \end{cases} \quad (8)$$

其中, C_1^x 、 C_2^x 、 C_3^x 、 C_4^x 、 C_1^y 、 C_2^y 、 C_3^y 、 C_4^y 是与初始条件相关的常数。假设 $t=0$ 时刻, 质点在横浇道起点, 即原点, 有初速度 (v_0^x, v_0^y) , 则初始条件为:

$$\begin{cases} x(0) = 0 \\ y(0) = 0 \\ x'(0) = v_0^x \\ y'(0) = v_0^y \end{cases} \quad (9)$$

将式 (9) 代入式 (7) 可得各常数与初速度的关系, 回代至式 (8) 得:

$$\begin{cases} x(t) = v_0^x t \cdot \cos \omega t + v_0^y t \cdot \sin \omega t \\ y(t) = -v_0^y t \cdot \cos \omega t + \left(\frac{2v_0^y}{\omega} - v_0^x t \right) \sin \omega t \end{cases} \quad (10)$$

式 (10) 为离心力场中熔体质点在横浇道二维平面的运动轨迹方程。在实际的浇注系统设计中, 特别是横浇道的设计, 为顺应熔体流动, 可将横浇道的形状调整成熔体运动的轨迹。

2.2.2 横浇道二维平面内的熔体质点运动轨迹方程

由式 (10) 可知, 熔体质点在横浇道二维平面内的运动轨迹由离心转速和熔体初速度决定。熔体通过中心直浇道进入横浇道并不能视为自由落体运动, 即质点初速度大小不仅与浇注高度有关, 还受离心转速、浇口杯、熔体黏度、直浇道形状、浇注流量等复杂因素有关。因此, 初速度可通过模拟方法获取。图 6 给出了图 1a 模型浇注模拟中直浇道熔体速度变化曲线。

如图所示,随着下落距离的增加,熔体速度先增大后保持恒定。静压头作用下,单位时间的浇注流量大于充型流量,直浇道底部熔体无法及时流出,熔体速度可在一定范围上维持稳态。一般地,接近直浇道底部-横浇道起点的位置,因浇道结构改变,熔体速度方向突变,会产生较大的扰流,损失熔体动能。本研究通过在直浇道底部设计浇口窝可有效抑制扰流,由图6中可见,直浇道末端速度变化幅度较小,保证了熔体稳定地注入横浇道。据此可知,横浇道中的熔体初始速度约为8 m/s。

根据图6中的结果,取 $v_0^x = 8$ m/s。图7给出了转速为200 r/min,不同 v_0^y 值时的熔体质点运动轨迹。 $v_0^y = 0$ m/s时,质点的运动轨迹呈螺旋形,随着速度的增大轨迹线不断压缩。横浇道的随形设计可减小与铸型壁面的摩擦损失,顺应熔体流态,抑制紊流。但是,相较于直线形横浇道会增加金属液的流程,从而增加熔体液流的沿程损失。另一方面,这种多层螺旋结构也会极大地增加工艺的复杂程度。因此,熔体质点运动轨迹在初始阶段的形状对横浇道设计更具参考价值。

图7b为熔体质点运动轨迹在初始阶段的局部放大图。可见,当 v_0^y 增大时,在正 x 方向上质点所能到达的距离增加,在负 y 方向上质点到达的距离减小,运动轨迹的最大曲率增加。而 v_0^y 物理意义为熔体质点初速度相对其流入的横浇道的法向速度分量。因此,当横浇道均匀地沿着中心浇道周向分布时熔体可直接进入横浇道,尽可能使 v_0^y 接近于0。如图7b所示,当 $v_0^y = 0$ m/s时轨迹呈渐开线式的螺旋形状,能在有限流程下将熔体运输更远的区域。

图8为 $v_0^y = 0$ m/s时,离心转速 ω 和切向速度 v_0^x 对熔体质点运动轨迹的影响,其中图8a为 $v_0^x = 0$ m/s时不同离心转速下质点的理论轨迹,图8b为 $\omega = 200$ r/min

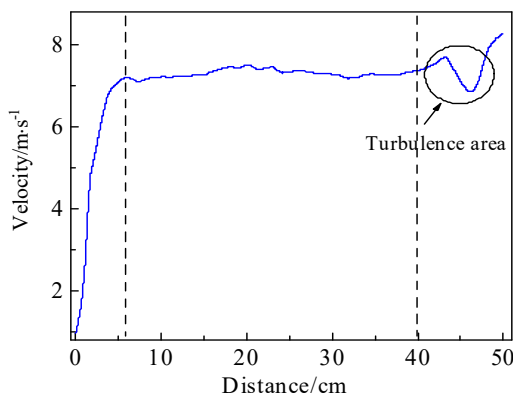


图6 熔体在中心直浇道的速度

Fig.6 Velocity of the melt in the center of linear transverse runner

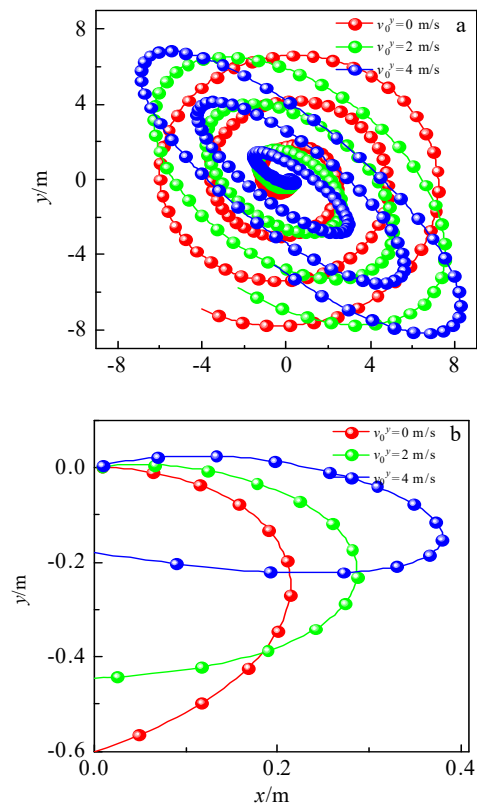


图7 熔体质点法向分速度对运动轨迹的影响

Fig.7 Influence of the normal velocity of the melt particle on the motion trajectory (a) and partial magnification (b)

时不同切向速度的理论轨迹。如图8a所示,随着离心速度的增加,质点在正 x 方向和负 y 方向的距离减小,轨迹曲线曲率增加。由此可知,离心转速过高时,运动轨迹的轮廓不断压缩,依据轨迹设计横浇道并将熔体运输至铸件的有效距离减小。例如在 $\omega = 800$ r/min时,轨迹曲线与原点的最远距离约为0.14 m,在不考虑沿程损失的情况下,据此设计横浇道所能成形铸件最大轮廓尺寸仅为0.28 m。另一方面,由图8b可见,随着切向速度增加,轨迹曲线曲率减小,轨迹轮廓不断扩张。同理可知,增大切向速度可在一定离心转速下使熔体在初始象限中抵达更远的区域,便于横浇道的设计。

横浇道的设计应平衡充型速度和平稳性,直线形横浇道虽能够较快地引导熔体充型铸件型腔,但其内部易形成吸气区。其本质上是直线形横浇道与离心力场下熔体运动轨迹的不匹配。设计螺旋形横浇道可以顺应熔体运动,基于式(10)的离心力场熔体质点二维平面运动轨迹方程,确定螺旋形浇道弧度和尺寸等形状要素。

2.3 离心铸造螺旋形横浇道设计及熔体流动特征

针对如图 1a 所示的大型环状钛合金铸件, 设计螺旋形横浇道。据图 8b 可知, 在 $\omega = 200 \text{ r/min}$, $v_0^x = 8 \text{ m/s}$ 时, 熔体质点在横浇道二维平面运动轨迹能够有效地平衡该大型环状铸件的熔体流程和运输距离。

图 9 为螺旋形浇注系统结构及熔体流态图。如图 9a 所示, 熔体抵达横浇道末端的次序不同, 这是由于浇注金属液进入横浇道有时间差。但整体而言, 随着流量增加该差异逐渐减小, 见图 9b。螺旋形横浇道顺应熔体的运动轨迹, 使充型熔体在重力的法向上具有一定分速度。对比图 4 中直线形横浇道浇注系统的熔体流态, 螺旋形横浇道浇注系统对铸件型腔的充填相对平稳, 未发生射流现象, 形成了自下而上的充型次序, 且对铸件型腔的充填接近全壁厚充型, 有利于减少吸气。另一方面, 抑制了横浇道-内浇道交接位置熔体湍流。如图 9c 所示, 在充型末期, 大型环状钛合金铸件环面上形成均匀的速度场。

图 9d 给出了横浇道内熔体流态, 右侧为横浇道不同位置处的截面放大图。相较于表 1 和表 2 中直线型横浇道截面熔体速度分布存在显著差异。采用螺旋形横浇道后, 液态金属更倾向于分布在横浇道底部而不

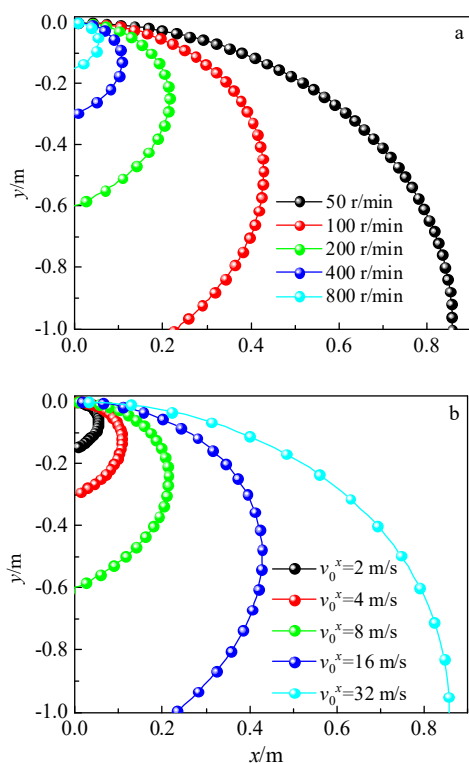


图 8 离心转速和切向速度对熔体质点运动轨迹的影响

Fig.8 Influence of centrifugal speed (a) and tangential speed (b) on the motion trajectory of melt particle

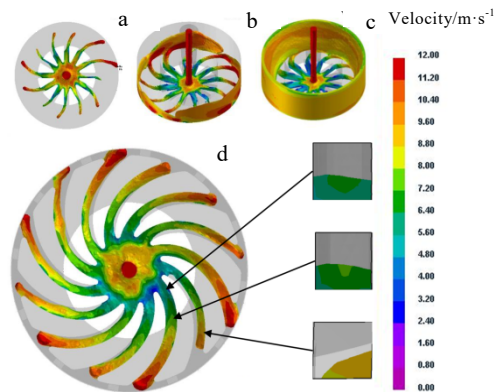


图 9 螺旋形浇注系统结构及熔体流态图

Fig.9 Spiral gating system structure: (a) early filling stage, (b) mid filling stage, and (c) late filling stage; (d) melt flow patterns on the bottom surface and cross-section of the spiral runner

是在横浇道的一侧, 说明螺旋形横浇道对熔体惯性运动的阻碍更小。对比图 3a₁、3a₂、图 3b₁、3b₂, 图 9d 中熔体在横浇道底面的充型面积逾 90%, 速度分布也更为均匀。值得注意的是, 从横浇道截面来看型腔仍未充满, 但金属液液面平稳, 意味着可以通过调整横浇道的高度从而减小空腔体积。此外, 横浇道末端也呈现出熔体贴壁分布特征, 这是由于末端熔体运动速度较大, 熔体液面截面积降低, 同时此处螺旋形横浇道曲率不足导致熔体堆积, 可以通过微调末端曲率进行优化。

由此可知, 横浇道设计为渐开螺旋形的熔体运动轨迹形状, 围绕旋转轴均匀分布, 能够有效调整立式离心铸造过程熔体的充型流态, 减少吸气和湍流倾向。基准轨迹线的选择取决于离心转速、熔体初速度和型腔尺寸。因为直浇道-横浇道熔体流动的冲击和速度变向以及局部流量难以预测, 根据轨迹方程确定初步的横浇道结构后, 还需对局部高度和曲率进行优化调整。

综上所述, 立式离心铸造大型环状钛合金螺旋形横浇道设计方法如下: ①根据铸件尺寸确定最低离心转速, 以型壳和设备承载能力确定最大离心转速; ②根据选用的离心转速通过模流分析得到横浇道熔体初速度, 建立熔体质点运动轨迹方程; ③调配离心转速、直浇道高度、横浇道高度及曲率, 模拟优化熔体充型流态。

3 结 论

1) 通过 Pro-Cast 软件对大型环状钛合金铸件进行

模流分析,研究了直线形横浇道浇注系统对熔体充型流态的影响,发现横浇道中存在缩小截面尺寸后也不可避免的空腔吸气区,此外横浇道内出现熔体堆积和反流,而充型型腔的熔体呈射流态。流场的不均匀是导致铸件欠铸、气孔的重要原因。

2) 基于达朗贝尔原理,分析了熔体质点在立式离心力场下横浇道二维平面的受力情况,结合 Navier-Stokes 方程建立了熔体质点运动轨迹方程,揭示了惯性运动行为是直线形横浇道中熔体贴壁分布的主要原因,进而明晰轨迹线形状特征和影响因素。

3) 提出了根据熔体质点运动轨迹设计螺旋形横浇道的方法,模流分析结果验证了顺应熔体运动行为的横浇道可有效减小贴壁分布倾向,减小横浇道空腔吸气区面积,平衡立式离心铸造充型流场,形成自下而上的充型次序。为机匣类大型环状钛合金铸件离心铸造浇注系统优化提供方向。

参考文献 References

- [1] Zhang Meijuan(张美娟), Nan Hai(南海), Ju Zhongqiang(鞠忠强) et al. *Journal of Aeronautical Materials*(航空材料学报)[J], 2016, 36(3): 13
- [2] Yang Wanbo(杨万博), Huo Yuanming(霍元明), He Tao(何涛) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2022, 51(2): 386
- [3] Liu Zhiduo(刘知多), Zhang Haoyu(张浩宇), Zhou Ge(周舸) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2023, 52(2): 658
- [4] Liu Hongyu(刘鸿羽), Chai Hao(柴皓), Lou Yanchun(娄延春) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2020, 49(3): 890
- [5] Zhang Huifang(张慧芳), Zhang Zhiming(张治民). *Aeronautical Manufacturing Technology*(航空制造技术)[J], 2008(24): 47
- [6] Li Changyun(历长云), Cui Hongbao(崔红保), Wang Kuangfei(王狂飞). *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2009, 38(5): 803
- [7] Ran Xing(冉兴), Lv Zhigang(吕志刚), Cao Jian(曹建) et al. *Foundry*(铸造)[J], 2021, 70(2): 139
- [8] Li Changyun, Wang Haiyan, Wu Shiping et al. *Rare Metal Materials and Engineering*[J], 2010, 39(3): 388
- [9] Sun Bing(孙冰), Wang Yishan(王易山), Sun Hongzhe(孙宏喆) et al. *Special Casting & Nonferrous Alloys*(特种铸造及有色合金)[J], 2023, 43(1): 102
- [10] Ji Zhijun(纪志军), Wu Guoqing(吴国清), Sun Zhi(孙智) et al. *Foundry Engineering*(铸造工程)[J], 2022, 46(4): 18
- [11] Zhao Jun, Zhang Zhiyong, Liu Shibing et al. *China Foundry*[J], 2020, 17(1): 29
- [12] Prayoga Benidiktus Tulung, Dharmastiti Rini, Akbar Fahrurrozi et al. *Journal of Mechanical Science and Technology*[J], 2018, 32(1): 149
- [13] Fu P X, Kang X H, Ma Y C et al. *Intermetallics*[J], 2008, 16(2): 130
- [14] Liu Tiejun(刘铁军). *Research on the Centrifugal Casting Numerical Simulation of Titanium Impeller*(钛合金叶轮离心铸造数值模拟研究)[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2014
- [15] Zhu Chunlei(朱春雷), Wu Hailong(吴海龙), Zhu Xiaoping(朱小平) et al. *China Patent*(中国专利), CN113770323B [P], 2023
- [16] Li Changyun, Wu Shiping, Guo Jingjie et al. *Journal of Materials Processing Technology*[J], 2006, 176: 268
- [17] Sheng Wenbing(盛文斌), Guo Jingjie(郭景杰), Su Yanqing(苏彦庆) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 1999, 28(5): 285
- [18] Sheng Wenbing(盛文斌), Guo Jingjie(郭景杰), Su Yanqing(苏彦庆) et al. *Journal of Aeronautical Materials*(航空材料学报)[J], 1999, 19(3): 1
- [19] Liu Jian(刘剑), Yang Qi(杨屹), Lu Dong(卢东). *Foundry*(铸造)[J], 2008, 57(11): 1155
- [20] Sheng Wenbing(盛文斌). *Process of Metal Mold Centrifugal Casting of TiAl-Based Alloy Exhaust Valve*(TiAl基合金排气阀金属型离心铸造过程研究)[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2000
- [21] Wu Shiping(吴士平), Li Changyun(历长云), Guo Jinjie(郭景杰) et al. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*(中国有色金属学报)[J], 2006, 16(9): 1517
- [22] Biferale L, Calzavarini E, Toschi F. *Physics of Fluids*[J], 2011, 23(8): 085107
- [23] Николаи Е Л, Guo Qianrong(郭乾荣). *Chinese Quarterly of Mechanics*(力学季刊)[J], 1964(4): 116

Design of Spiral Runner for Vertical Centrifugal Casting Process of Large Annular Titanium Alloy Castings

Ran Xing

(AVIC Heavy Machinery Co., Ltd, Guiyang 550005, China)

Abstract: In order to improve the metallurgical quality of large titanium alloy castings by vertical centrifugal casting, the mold flow analysis method was used to explore the influence of linear and spiral runner systems on the melt filling flow state. The results indicate that there is a phenomenon of melt adhering to the wall distribution in traditional linear runners, and reducing the cross-sectional size of the runner cannot avoid the formation of the suction zone in the transverse runner cavity. In addition, the melt accumulation and backflow occur in the transverse runner, and the melt in the filled casting cavity is in a jet flow state. Based on the D'Alembert's principle, the motion behavior of melt particles in the two-dimensional plane of the runner was analyzed, which reveals that the main reason for the above problem is the mismatch between the particle motion trajectory and the linear runner structure. Further exploration was conducted on the effects of centrifugal speed and initial particle velocity on the shape characteristics of trajectory lines. A design method for a spiral runner gating system suitable for large annular titanium alloy castings was proposed. The mold flow analysis results verify that the spiral runner can effectively reduce suction and turbulence tendencies, balance the casting filling flow field, and form a bottom-up filling sequence.

Key words: centrifugal casting; gating system; D'Alembert's principle; numerical simulation; mold flow analysis

Corresponding author: Ran Xing, Ph. D., Professorate Senior Engineer, AVIC Heavy Machinery Co., Ltd, Guiyang 550005, P. R. China, Tel: 0086-851-32208022, E-mail: ranx@avic.com