

VW103Z 镁合金舱体铸件铸造工艺研究

王迎新, 付彭怀, 彭立明

(上海交通大学 轻合金精密成型国家工程研究中心, 上海 200240)

摘要: 针对VW103Z镁合金舱体铸件的结构特点, 设计了缝隙式浇注系统, 利用Anycasting软件对舱体铸件低压铸造工艺进行了数值模拟, 并进行了试验验证。结果表明: 对于VW103Z镁合金舱体铸件, 应将缝隙浇道延伸超出铸件下端面, 使合金液以底注方式进入, 可以保证合金液以层流方式平稳充型。缝隙浇道数量采用 $N = (\pi D_{\text{上端面}} + \pi D_{\text{下端面}}) / 320$ 进行计算获得。对于本研究中VW103Z镁合金舱体铸件, 采用8根缝隙浇道, 缝隙浇道厚度为铸件壁厚的0.75~1倍, 宽度为35 mm, 直径为铸件壁厚的4倍, 充型速度 ≤ 42 mm/s时, 可以获得合格的铸件。

关键词: VW103Z镁合金; 缝隙式浇注系统; 低压铸造工艺

近年来, 随着技术发展, 新一代国防装备要“飞得快, 打得远”, 对装备的飞行速度和最大射程均提出了更高的要求, 装备已经从“斤斤计较”发展为“克克计较”, 装备部件的轻量化需求越来越急迫。装备飞行速度的提高, 导致装备对部件的耐热性能要求越来越高, 常规铝合金材料要满足使用要求, 需要增加额外的防护层, 这与部件的轻量化相违背。因此, 耐热、高强的新一代轻合金材料及部件的开发尤为重要。

VW103Z (Mg-10Gd-3Y-0.5Zr) 合金是近年来开发的高强耐热铸造镁合金的典型代表牌号, 其具有优异的室温和高温力学性能以及良好的铸造性能, 在砂型铸造条件下室温力学性能 $R_m \geq 340$ MPa, $R_{p0.2} \geq 240$ MPa, $A \geq 2.5\%$, 300 °C高温力学性能 $R_m \geq 250$ MPa, $A \geq 10\%$ ^[1~4], 已经在某型号电子舱体铸件^[5]和大型复杂结构框架类铸件^[6]得到了应用, 减重和耐热效果明显。

本研究以某型VW103Z高强耐热铸造镁合金舱体铸件为研究对象, 采用数值模拟技术和实际舱体铸件铸造对铸件低压铸造工艺进行优化和验证, 为镁合金舱体类铸件的低压铸造工艺设计提供参考。

1 铸造工艺方案设计

舱体铸件外形呈锥形结构, 简化结构图见图1, 上端面外圆直径为300 mm, 内圆直径为200 mm, 上端安装面厚度为40 mm, 下端面外圆直径为500 mm, 内圆直径为365 mm, 下端安装面厚度为30 mm, 铸件整体壁厚为16 mm, 高度为700 mm, 铸件壁厚差大。

对于此类型铸件, 一般采用缝隙式浇注系统进行铸件的铸造生产^[5, 7-11], 缝隙浇注系统截面示意图如图2所示^[12]。通常情况下, 缝隙式浇注系统设计工艺参数按以下公式^[12]进行计算:

$$N = (0.016 \sim 0.028) S / \delta \quad (1)$$

$$\delta = (0.8 \sim 1.5) \delta_{\text{casting}} \quad (2)$$

$$b = 15 \sim 35 \text{ mm} \quad (3)$$

$$d = (4 \sim 6) \delta \quad (4)$$

作者简介:

王迎新 (1977-), 男, 副研究员, 博士, 研究方向为镁合金铸造工艺设计。
E-mail: wyx119@sjtu.edu.cn

中图分类号: TG292

文献标识码: A

文章编号: 1001-4977(2023)08-0969-11

基金项目:

国家重点研发计划 (2021YFB3701000)、国家自然科学基金 (U21A2048、51821001)、广东省重点领域研发计划 (2020B010186001)。

收稿日期:

2022-12-28 收到初稿,
2023-02-15 收到修订稿。

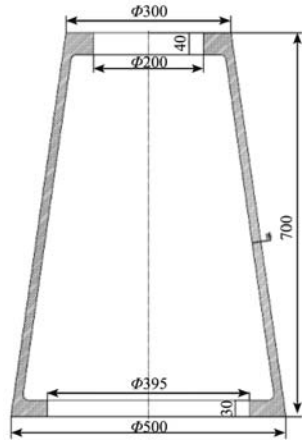


图1 舱体铸件简化结构图

Fig. 1 Simplified structure diagram of the cabin casting

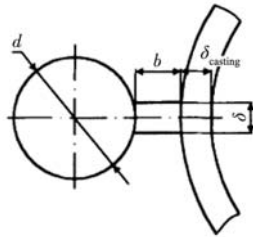


图2 缝隙浇注系统截面示意图

Fig. 2 Schematic diagram of the section for the slot gating system

式中： N 为缝隙浇道数量， S 为铸件外形周长， δ 为缝隙浇道厚度， δ_{casting} 为与缝隙浇道相连处的铸件壁厚， b 为缝隙浇道宽度， d 为缝隙浇道直径。

以往的研究^[8-12]已经确定了公式(2-4)的正确性，但并未按公式(1)的计算结果选择合适的缝隙浇道数量，因此，本研究采用公式(2-4)对舱体铸件缝隙浇注系统工艺参数进行设计，根据模拟和试验结果对公式(1)进行修正，并且对公式(2)进行再验证，同时，研究充型速度对舱体铸件质量的影响。

本研究低压铸造工艺方案设计(方案一)如图3所示，舱体铸件采用砂型低压铸造。浇注系统由均布的缝隙浇道，与缝隙浇道数量相等的冒口、内浇道和横浇道以及一个直浇道组成，冷铁位于铸件上端面和下端面内圆内侧，上端面冷铁均分为4块，下端面冷铁均分为8块。

1.1 缝隙浇道厚度设计

根据公式(2)和参考文献[8-12]，缝隙浇道厚度 δ 设计为与 δ_{casting} 厚度相等，为16 mm。同时，为了验证此结果是否满足镁合金铸件的铸造质量，缝隙浇道厚度 δ 设计为12、16、20和24 mm，分别为铸件壁厚的0.75倍、1倍、1.25倍和1.5倍。

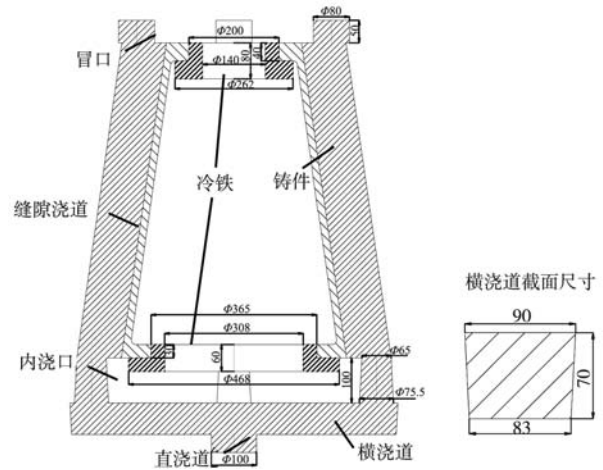


图3 舱体铸件低压浇注系统设计图(方案一)

Fig. 3 Design diagram of the low pressure casting for the cabin casting (Case one)

1.2 缝隙浇道宽度设计

根据公式(3)和参考文献[8-12]，缝隙浇道厚度 b 设计为35 mm。

1.3 缝隙浇道直径设计

根据公式(4)和参考文献[8-12]，缝隙浇道厚度 d 设计为 $(4\sim 6)\delta$ ，取下限为65 mm。

1.4 缝隙浇道数量设计

根据公式(1)，缝隙浇道数量计算如下：以上端面外径周长进行计算： $N = (0.016\sim 0.028)S/\delta \approx 1\sim 2$ ；以下端面外径周长进行计算： $N = (0.016\sim 0.028)S/\delta \approx 2\sim 3$ 。

本研究中缝隙浇道数量设计为4、5、6和8根。

1.5 各浇道尺寸设计

内浇道上口直径与缝隙浇道直径相等，下口直径为75.5 mm，高度为100 mm；横浇道上宽为90 mm，下宽为83 mm，高度为70 mm；直浇道直径为100 mm；冒口直径为80 mm，高度为50 mm。

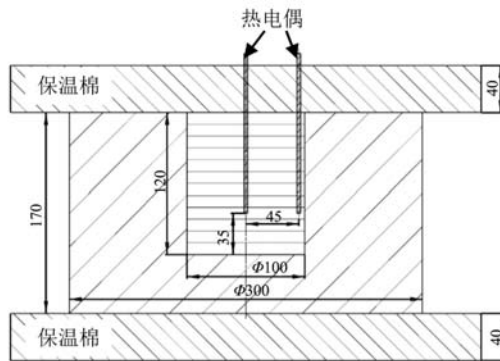
1.6 充型速度设计

根据低压铸造特性，充型速度不易过快，本研究中VW103Z合金舱体铸件的充型速度设计为34 mm/s、42 mm/s、50 mm/s。

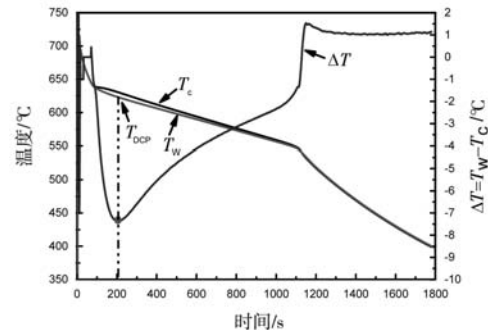
2 枝晶相干点测试

枝晶相干点(dendrite coherency point, DCP)是合金铸造凝固过程中的一个关键点，其定义为凝固过程中液体中凝固形成的晶粒逐渐长大，并向枝晶发

展,当枝晶长大到一定程度,整个铸件中所有相邻枝晶的一次枝晶臂彼此搭接,形成连续的网状结构所对应的点^[11]。此时,合金补缩行为由浆状补缩(mass feeding)过渡为枝晶间补缩(inter-dendritic feeding),补缩难度急剧增加,合金开始建立强度。当铸件凝固达到枝晶相干点后,铸造缺陷比如偏析、显微缩松、缩孔和热裂等都开始形成,同时,枝晶彼此接触,此时对应的枝晶长度即为凝固后的最终晶粒大小。枝晶相干点的确定主要使用双热电偶热分析法和连续扭矩法^[13-14]。本研究中以枝晶相干点温度作为舱体铸件凝固补缩完全的判据,即铸件温度在枝晶相干点温度以上,铸件可以完全补缩;铸件温度在枝晶相干点温度以下,铸件补缩不完全,开始出现疏松缺陷。



(a) 双热电偶热分析法实验装置图



(b) VW103Z合金枝晶相干点温度

图4 双热电偶热分析法实验装置图和VW103Z合金枝晶相干点温度

Fig. 4 Experimental equipment diagram of two-thermocouple thermal analysis system (unit: mm) and dendritic coherency point temperature of the VW103Z alloy

3 舱体铸件铸造工艺方案数值模拟分析

本研究中采用Anycasting软件对舱体铸件低压铸造工艺方案进行数值模拟分析,VW103Z合金舱体铸件的浇注温度设定为750℃。

3.1 缝隙浇道数量数值模拟分析

VW103Z合金舱体铸件的充型速度设定为定值34 mm/s,缝隙浇道厚度 δ 设定为定值16 mm,缝隙浇道数量设计为4、5、6和8根,以VW103Z合金枝晶相干点温度(623℃)为充型温度场下限温度,铸件充型过程中温度低于枝晶相干点温度,则易出现缩孔和疏松缺陷。

图5为8根缝隙浇道VW103Z合金舱体铸件的充型过程温度场和速度场。舱体铸件采用低压铸造方式进行,合金液从直浇道进入横浇道、内浇道,整个底浇道部分充型平稳,如图5a、b所示。当合金液从缝隙浇道进入铸件下端面时,由于缝隙浇道厚度处的“阻流”和合金液在铸件下端面的铺开充型,导致下端面

本研究采用双热电偶热分析法^[13-14]确定VW103Z合金的枝晶相干点温度,如图4a所示。本研究中砂型型腔尺寸为 $\Phi 100\text{ mm} \times 120\text{ mm}$,砂型外模尺寸为 $\Phi 300\text{ mm}$,砂型为树脂砂,骨料为硅砂。砂型上下面均放置石棉保温(厚度为40 mm),以使铸件沿径向传热。直径为1.5 mm的2根K型铠装热电偶分别固定在砂型型腔的中心和边缘位置,热电偶测温头位于同一高度,均距型腔底部35 mm。通过计算机温度采集系统采集VW103Z合金浇注至凝固阶段的温度变化曲线,数据采集频率为10 Hz。当边缘热电偶的温度与中心热电偶的温度差值首次达到最小值时,此时对应的边缘热电偶温度即为枝晶相干点温度,本研究中VW103Z合金的枝晶相干点温度为 $T_{DCP}=623\text{ }^{\circ}\text{C}$,如图4b所示。

处合金液的充型处于紊流状态(充型速度高于临界紊流形成速度50 cm/s^[15]),而非正常的层流充型^[16],如图5c、d所示。铸件下端面充型完成后,合金液以层流状态对铸件其余部位进行充型,如图5e-j所示。从图5a、c、e、g、i可以看出,铸件中的温度场随着充型过程的进行而改变,整体来看,缝隙浇道温度高于铸件温度,缝隙浇道底部温度高于顶部温度,此种温度场可以保证铸件在凝固过程中补缩通道的畅通,同时,使舱体铸件按照顺序凝固的方式进行凝固,降低疏松缺陷的形成倾向,从而保证舱体铸件的内部质量符合要求。

图6为4种缝隙浇道数量VW103Z合金舱体铸件充型至下端面时的速度场。从所有缝隙浇道数量铸件下端面的充型结果来看,均呈现合金液在进入铸件下端面后,缝隙浇道内合金液面的高度高于铸件下端面,此时,铸件下端面的合金液处于紊流状态。这是由于缝隙浇道宽度处的“阻流”现象,导致缝隙浇道充型初期并非理想的逐层充填模式,合金液以类似顶注的方式浇注入铸件内,充型中后期才进入逐层充填模式^[16],如图5f、h、j所示。

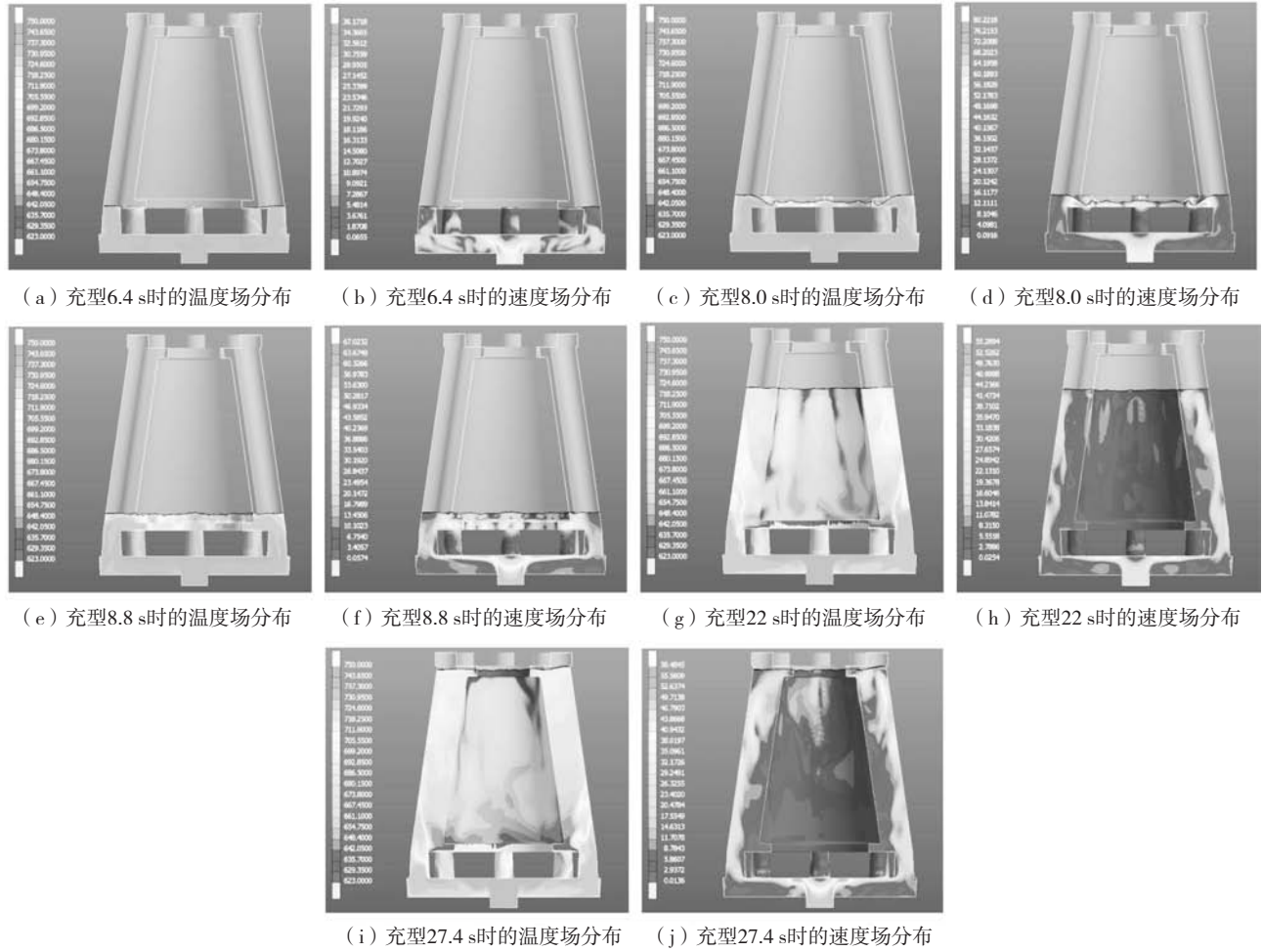


图5 充型过程中温度场和速度场分布(8根缝隙浇道)

Fig. 5 Distributions of the temperature field and velocity field during filling process with 8 slot runners

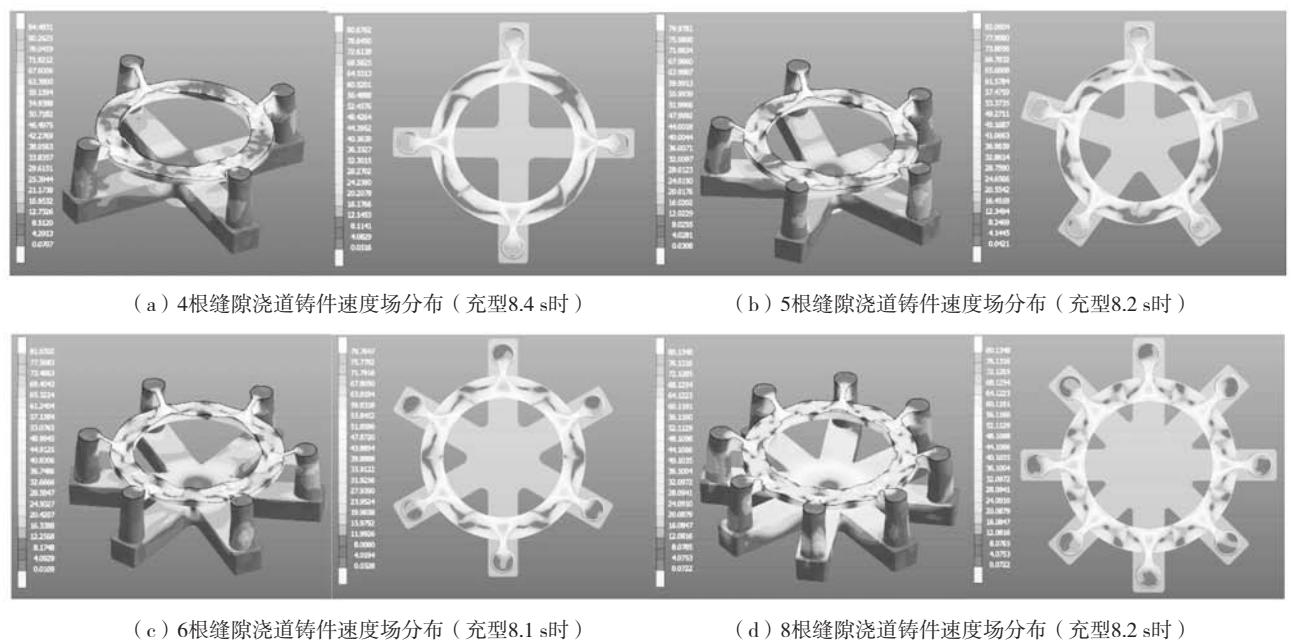


图6 不同缝隙浇道数量铸件至下端面的速度场分布

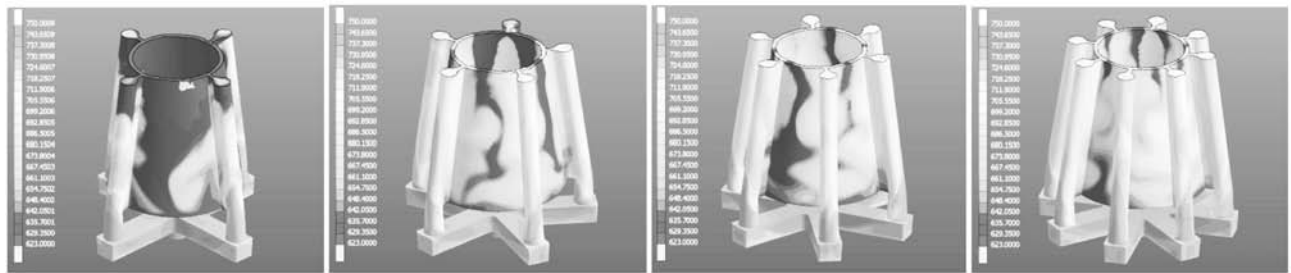
Fig. 6 Distributions of the velocity field when filling to the bottom face of the cabin casting with different slot runner numbers

图7为4种缝隙浇道数量VW103Z合金舱体铸件充型80%时的温度场。从整体温度场分布来看,铸件中两缝隙浇道间部分的温度相对缝隙浇道处部位较低,并且在时刻变化。对于采用4根缝隙浇道的舱体铸件,当铸件充型不足80%时,铸件局部区域的温度已低于枝晶相干点温度(623 ℃),并且铸件大部分区域的温度在液相线温度(638 ℃)^[4]附近,如图7a所示,这就导致铸件是在近液相线充型。图8为充型至铸件上端面时铸件温度场分布,从图8a可以看出,对应4浇道的两缝隙浇道中间部位铸件上端面温度(623~637 ℃,相差14 ℃)均已低于液相线温度,铸件已呈含固态充型,因此,即使铸件能充型完整,疏松缺陷必定出现。随着缝隙浇道数量的增加,铸件两缝隙浇道间部分近液相线温度的区域逐渐减小,同时,这些区域的温度充型时存在着动态变化,如图7b-d所示,动态变化也可以从图8中看出。对应5浇道的两缝隙浇道中间部位铸件上端面温度变化范围为634~677 ℃,相差33 ℃(图8b);对应6浇道的两缝隙浇道中间部位铸件上端面温度变化范围为630~646 ℃,相差16 ℃(图8c);对应8浇道的两缝隙浇道中间部位铸件上端面温度变化范围为630~684 ℃,相差54 ℃(图8d),温度差异主要是由于充型过程中铸件各部位温度场的不同而引起的对流产生的。充型完成时,4根缝隙浇道铸件凝固分数占4.1%,5根缝隙浇道铸件凝固分数占1.4%,6根缝隙浇

道铸件凝固分数占1.0%,8根浇道缝隙浇道铸件凝固分数占0.7%,除4根缝隙浇道铸件外,已凝固部位均在与冷铁交界处,对铸件充型过程影响不大。

图9为4种缝隙浇道数量VW103Z合金舱体铸件的凝固顺序。从整体凝固顺序来看,铸件均是从薄壁区域和与冷铁交界部位首先凝固,而后缝隙浇道部位凝固,符合顺序凝固的特征。对于采用4根缝隙浇道的舱体铸件,充型结束后,铸件上端面和两缝隙浇道间区域温度已低于液相线温度,因此,上端面和两缝隙浇道间区域属于同时凝固,铸件得不到充分补缩而形成疏松缺陷。在铸件大端面部位,由于补缩距离太长,铸件也得不到充分补缩而形成疏松缺陷,如图9a-b所示。对于采用5根缝隙浇道的舱体铸件,存在疏松缺陷的部位与4根缝隙浇道的相同,铸件质量未得到明显改善,如图9c-d所示。对于采用6根缝隙浇道的舱体铸件,铸件上端面疏松部位与前两种方式相同,铸件下端面部位还存在着局部疏松缺陷,如图9e所示。对于采用8根缝隙浇道的舱体铸件,铸件所有部位均符合顺序凝固,铸件无疏松缺陷,如图9f所示。

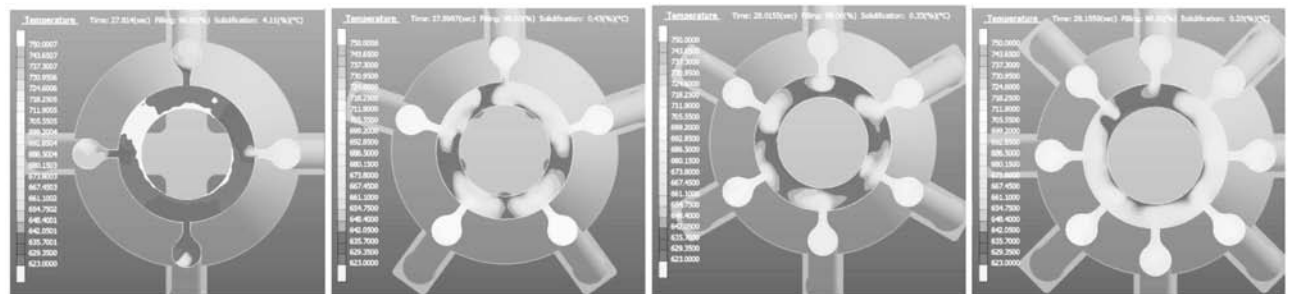
从VW103Z合金舱体铸件充型和凝固的数值模拟分析结果来看:对于本研究的舱体铸件而言,至少需要8根缝隙浇道才能保证铸件的内部质量。8根缝隙浇道舱体铸件上端面的温度范围大约为(638+50) ℃,VW103Z合金的补缩距离大约为($\pi D_{\text{上端面}}/8$)/2≈60 mm



(a) 4根缝隙浇道 (b) 5根缝隙浇道 (c) 6根缝隙浇道 (d) 8根缝隙浇道

图7 不同缝隙浇道数量铸件充型至80%时的温度场分布

Fig. 7 Distributions of the temperature field for 80% filling of the cabin casting with different slot runner numbers



(a) 4根缝隙浇道 (b) 5根缝隙浇道 (c) 6根缝隙浇道 (d) 8根缝隙浇道

图8 不同缝隙浇道数量铸件充型至上端面时的温度场分布

Fig. 8 Distributions of the temperature field when filling to the top face of the cabin casting with different slot runner numbers

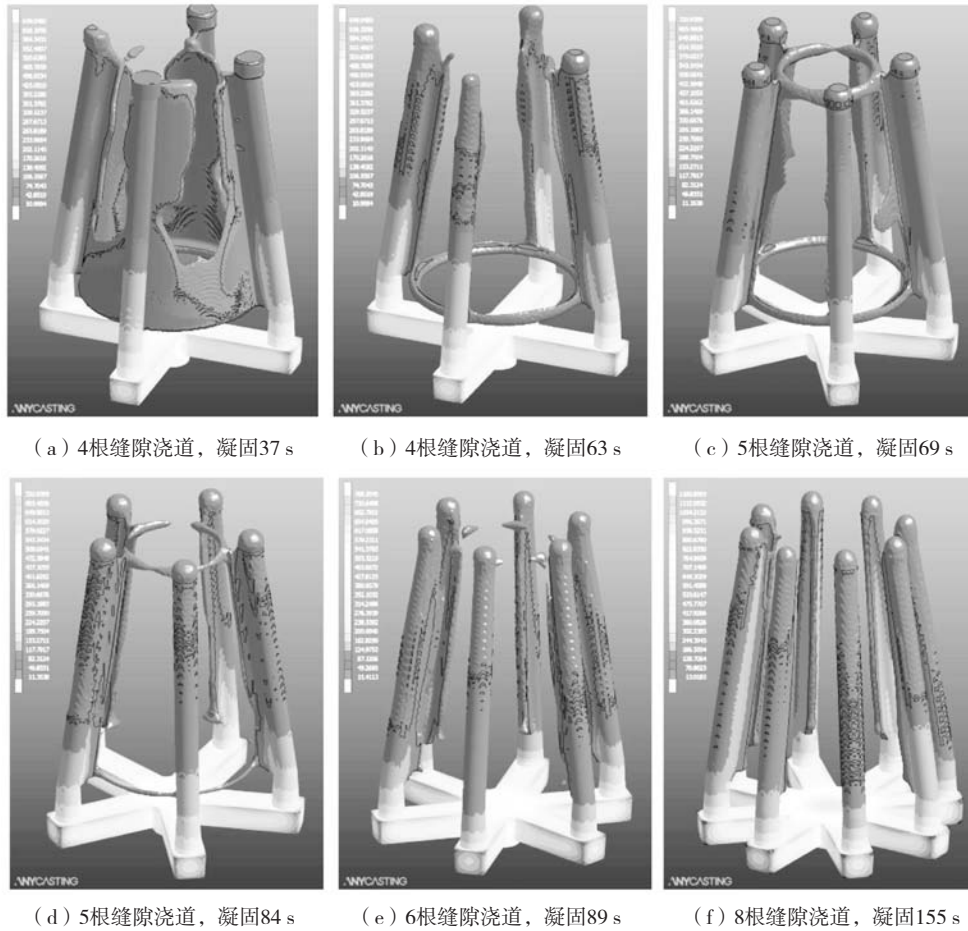


图9 不同缝隙浇道数量铸件的凝固过程

Fig. 9 Solidification processes of the cabin casting with different slot runner numbers

(低温补缩距离)；8根缝隙浇道舱体铸件下端面的温度范围大约为(638+100)℃，VW103Z合金的补缩距离大约为 $(\pi D_{\text{下端面}}/8)/2 \approx 100 \text{ mm}$ (高温补缩距离)。因此，本研究中舱体铸件缝隙浇道的数量可以采用下式进行计算：

$$N = \frac{(\pi D_{\text{上端面}} + \pi D_{\text{下端面}}) / 2}{(100 + 60)} = \frac{(\pi D_{\text{上端面}} + \pi D_{\text{下端面}}) / 320}{(5)}$$

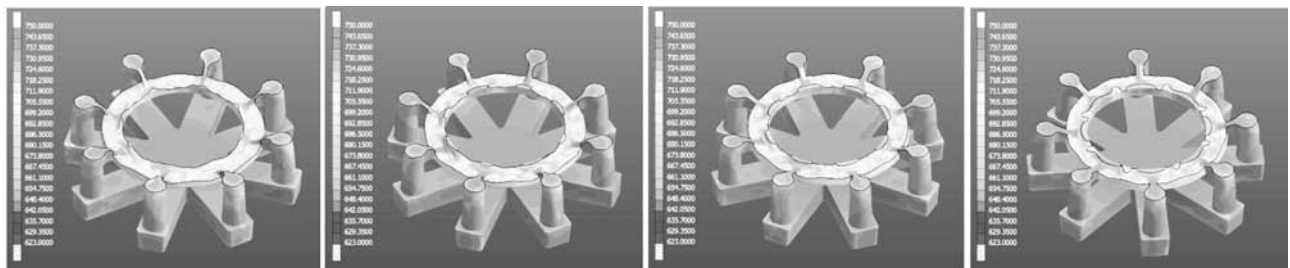
对于其他镁合金舱体类铸件，缝隙浇道数量可以采用公式(6)进行计算：

$$N = \pi D / (\text{低温补缩距离} + \text{高温补缩距离}) \quad (6)$$

3.2 缝隙浇道厚度数值模拟分析

VW103Z合金舱体铸件的充型速度设定为34 mm/s，缝隙浇道数量设定为8根，缝隙浇道厚度 δ 分别设计为12 mm、16 mm、20 mm和24 mm。

4种缝隙浇道厚度VW103Z合金舱体铸件的充型过程与图5相似，除合金液进入铸件下端面时存在紊流状态以外(图10)，其余部位均呈层流状态充型。充型



(a) 厚度12 mm, 充型8.1 s (b) 厚度16 mm, 充型8.2 s (c) 厚度20 mm, 充型8.2 s (d) 厚度24 mm, 充型8.2 s

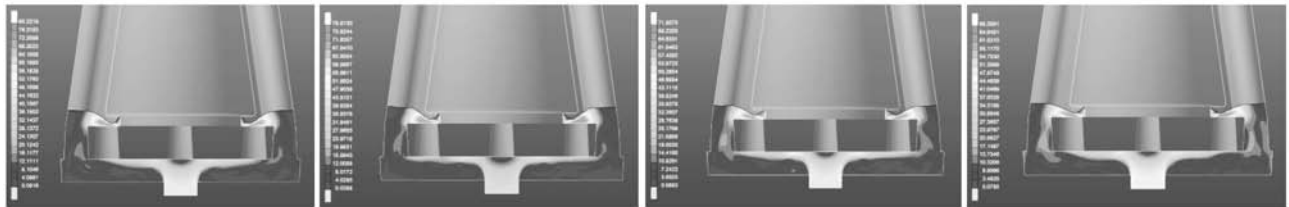
图10 不同缝隙浇道厚度铸件充型至下端面的温度场分布

Fig. 10 Distributions of the temperature field when filling to the bottom face of the cabin casting with different slot runner thicknesses

完成时，缝隙浇道厚度为12 mm、16 mm、20 mm、24 mm时，铸件凝固分数分别为0.83%、0.71%、0.63%、0.58%，已凝固部位均位于与冷铁交界处，对铸件充型过程影响不大。

图11为铸件充型至下端面时紊流状态的速度场分布。从整体的合金液流速度场分布来看，直浇道、横浇道和内浇道的速度均低于50 cm/s，而在合金液由缝

隙浇道进入铸件下端面后的速度超过50 cm/s，此时，铸件充型处于紊流状态，充型过程呈现较大幅度的波动。从铸件最大液流速度和最大液面高度差与缝隙浇道厚度的数值模拟结果（图12）来看，随着缝隙浇道厚度的增加，铸件最大液流速度和最大液面高度差逐渐减小，铸件最大液流速度和最大液面高度差与缝隙浇道厚度均呈线性关系。



(a) 厚度12 mm，充型8.0 s (b) 厚度16 mm，充型8.1 s (c) 厚度20 mm，充型8.0 s (d) 厚度24 mm，充型8.0 s

图11 不同缝隙浇道厚度铸件充型至下端面时的速度场分布

Fig. 11 Distributions of the velocity field when filling to the bottom face of the cabin casting with different slot runner thicknesses

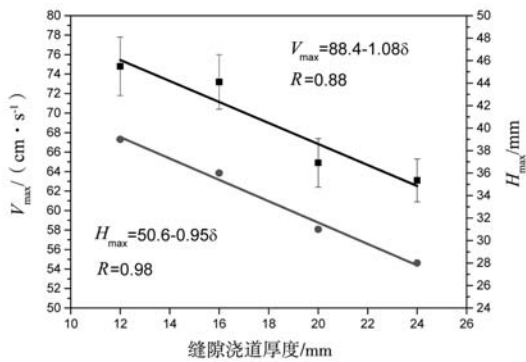
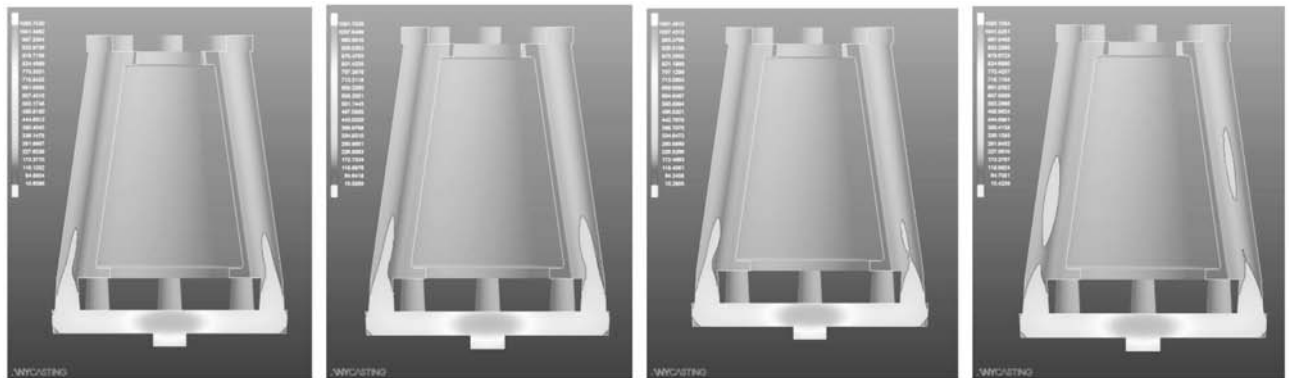


图12 铸件最大液流速度和最大液面高度差与缝隙浇道厚度的关系
Fig. 12 Relationship between V_{max} of melting vs. slot runner thickness and H_{max} of liquid face vs. slot runner thickness

图13为4种缝隙浇道厚度VW103Z合金舱体铸件缝隙浇道的凝固顺序。从整体凝固顺序来看，铸件均是从薄壁区域和与冷铁交界部位首先凝固，而后缝隙浇

道部位再凝固，铸件至缝隙浇道部分符合顺序凝固特征。但4种厚度缝隙浇道的凝固顺序则不尽相同，厚度为12 mm和16 mm的缝隙浇道凝固顺序符合顺序凝固特征，而厚度为20 mm和24 mm的缝隙浇道凝固顺序不符合顺序凝固特征，为缝隙浇道中下部区域最后凝固，浇道内有热节出现。

图14为不同高度缝隙浇道中心部位的温度随凝固时间（200~500 s）的变化情况，图14b-e只给出了5~8号热电偶（8、7、6、5号热电偶距铸件底部高度分别为15、100、200、300 mm）的数据，图中450 s对应横浇道温度为623 ℃时的凝固时间，此时横浇道已无法通过内浇道对缝隙浇道进行补缩，缝隙浇道进入自由凝固状态。对于厚度为12 mm和16 mm的缝隙浇道，凝固时间达450 s时，缝隙浇道底部至中部的温度呈逐渐降低的态势，仍属于顺序凝固。对于厚度为20 mm的缝隙浇道，凝固时间达450 s时，8号部位温度已经低于7



(a) 厚度12 mm，凝固293 s (b) 厚度16 mm，凝固292 s (c) 厚度20mm，凝固313 s (d) 厚度24mm，凝固293 s

图13 不同缝隙浇道厚度铸件凝固过程

Fig. 13 Solidification processes of the cabin casting with different slot runner thicknesses

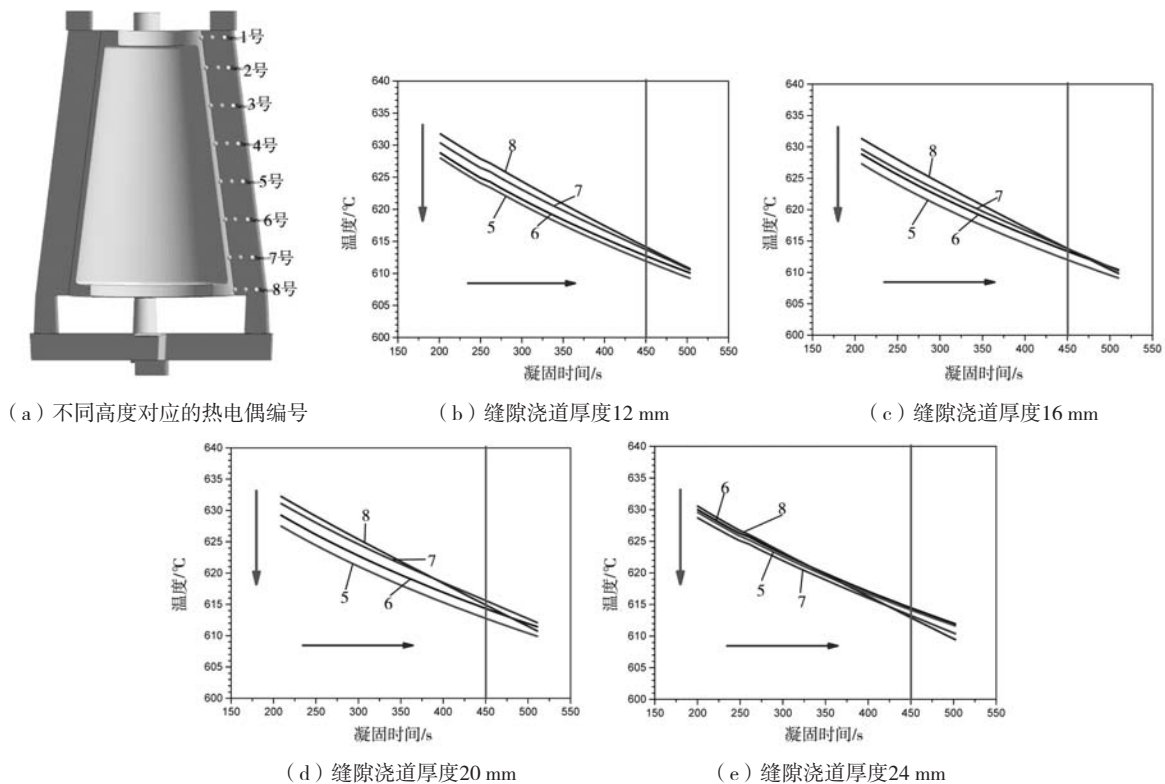


图14 不同高度缝隙浇道中心部位的温度与凝固时间(200~500 s)的关系

Fig. 14 Relationship between the temperature of the slot runner center part with different heights and solidification times (200~500 s)

号部位, 此时, 会造成缝隙浇道靠低部位置出现热节(图13c), 易在缝隙浇道热节处出现偏析和疏松、缩孔缺陷^[12]。对于厚度为24 mm的缝隙浇道, 凝固时间达450 s时, 5号部位温度高于6、7号部位, 此时, 缝隙浇道热节出现在靠中间部位(如图13d所示), 更易在缝隙浇道热节处出现偏析、裂纹及疏松、缩孔缺陷^[8, 12]。

从不同缝隙浇道厚度VW103Z合金舱体铸件速度场、温度场和凝固顺序的数值模拟分析结果来看: 对于本研究而言, 为保证缝隙浇道顺序凝固, 缝隙浇道厚度应 ≤ 16 mm, 即铸件壁厚的0.75~1倍。为保证铸件紊流倾向越小, 缝隙浇道厚度为铸件壁厚1倍为最优。

3.3 充型速度数值模拟分析

VW103Z合金舱体铸件的缝隙浇道数量设定为8根, 缝隙浇道厚度 δ 设计为12 mm、16 mm、20 mm和24 mm, 充型速度设定为定值34 mm/s、42 mm/s、50 mm/s。

图15为4种缝隙浇道厚度和3种充型速度的VW103Z合金舱体铸件下端面部位的合金液流速度场。从整体合金液流的速度场分布来看, 铸件下端面部位的速度场分布极不均匀, 最大速度出现在与缝隙浇道相接处, 合金液面交汇处速度下降, 交汇后液流速度进一步下降, 速度场呈明显的涡流状分布。图16为4种缝隙

浇道厚度舱体铸件下端面部位8根缝隙浇道最大合金液流平均速度与3种充型速度的关系。同一充型速度条件下, 缝隙浇道厚度越大, 合金液流速度越低; 同一缝隙浇道厚度条件下, 充型速度越大, 合金液流速度越大。对于所有缝隙浇道厚度, 合金液流速度与充型速度呈线性关系。从线性关系的外推可以看出, 缝隙浇道厚度 ≤ 20 mm, 铸件下端面合金液流最大平均速度均大于50 cm/s, 均处于紊流状态。缝隙浇道厚度为24 mm时, 当充型速度小于10 mm/s时, 铸件下端面合金液流最大平均速度小于50 cm/s。但从模拟结果来看, 充型速度为10 mm/s时, 铸件充型不完整。因此, 对于本研究中铸造工艺方案一来讲, 铸件下端面合金液流在充型过程中均处于紊流状态。

3.4 铸造工艺方案优化

针对铸造工艺方案一中铸件下端面在充型过程中出现紊流的问题, 采用将缝隙浇道向下延伸(图17a), 合金液以底注方式进入铸件下端面, 优化后的铸造工艺方案如图17所示, 下端面冷铁形状根据延伸缝隙浇道进行了修改(图17b), 缝隙浇道厚度为16 mm, 其余浇注系统参数与方案一相同。

图18为采用方案二在充型速度为34 mm/s时的VW103Z合金舱体铸件的充型过程。合金液从直浇道进入横浇道、内浇道, 整个底浇道部分充型平稳, 然

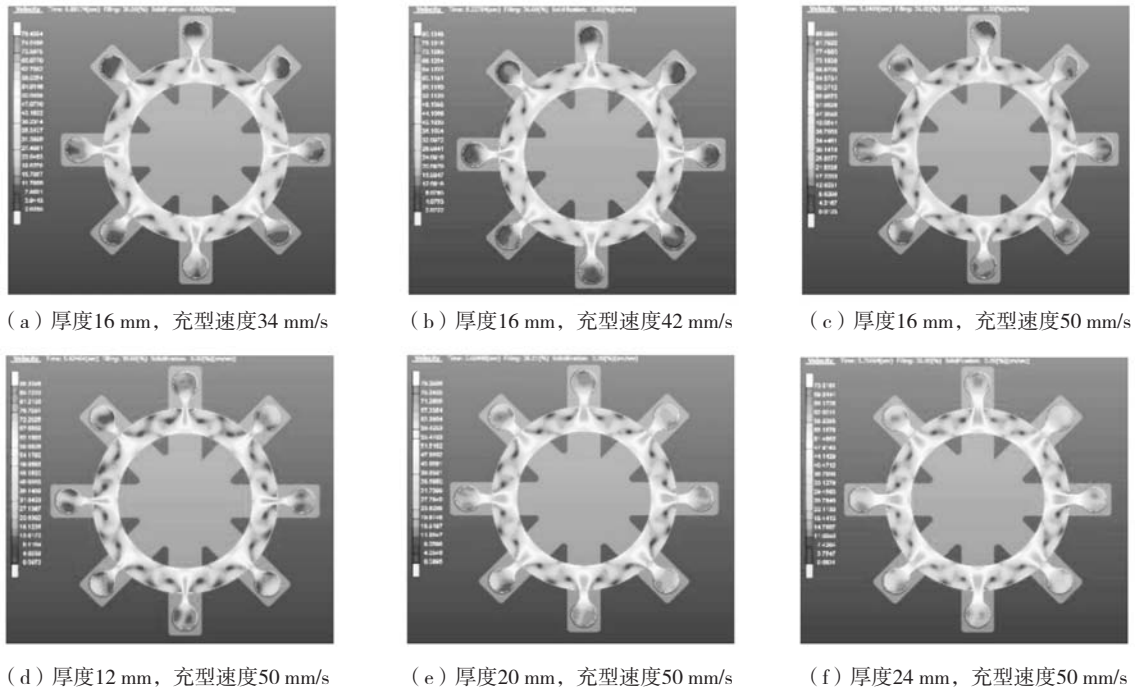


图15 不同缝隙浇道厚度和充型速度铸件下端面速度场分布

Fig. 15 Distributions of the velocity field of the bottom face with different slot runner thicknesses and filling velocities

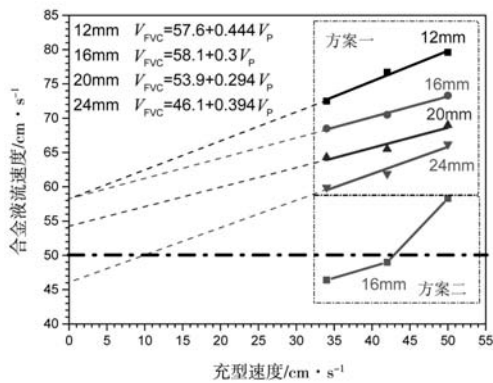
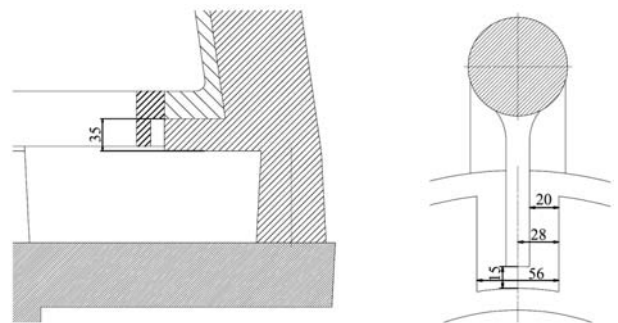


图16 不同缝隙浇道厚度铸件最大合金液流速与充型速度的关系

Fig. 16 Relationship between V_{max} with different slot runner thicknesses and filling velocities

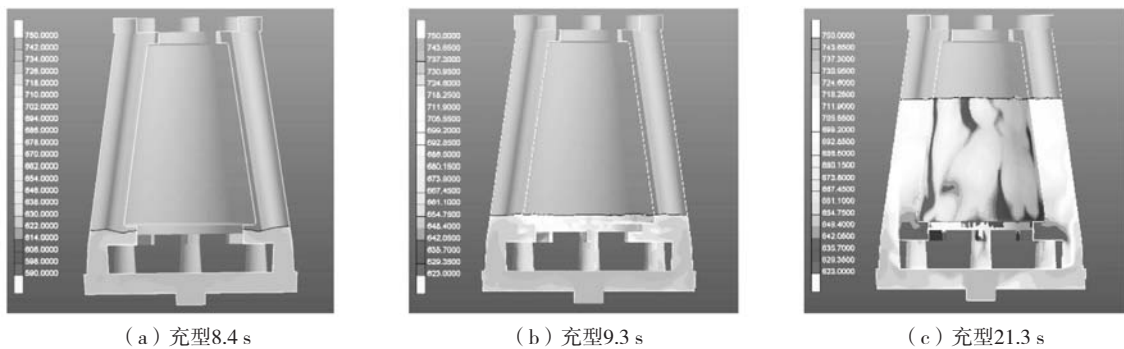


(a) 延伸缝隙浇道

(b) 冷铁修改方案

图17 优化后的舱体铸件低压浇注系统设计图(方案二)

Fig. 17 Design diagram of the optimized low pressure casting for the cabin casting (Case two)



(a) 充型8.4 s

(b) 充型9.3 s

(c) 充型21.3 s

图18 方案二充型过程温度场分布

Fig. 18 Distributions of the temperature field of the filling process for case two

后再平稳进入铸件下端面, 未出现紊流状态, 如图18a所示。铸件下端面充型完成后, 合金液以层流状态对

铸件其余部位进行充型, 直到充型结束, 如图18b-c所示。温度场分布与图5相似。

图19为方案二在不同充型速度条件下充型至VW103Z合金舱体铸件下端面时的合金液形态。充型速度为34 mm/s和42 mm/s时,合金液充型呈现层流状态平稳进入铸件下端面,充型速度为50 mm/s时,合金液充型呈现紊流状态,与图16方案二中的最大合金液流速

度相一致。充型速度为34 mm/s和42 mm/s时,最大合金液流速低于50 cm/s,而充型速度为50 mm/s时,最大合金液流速高于50 cm/s。采用低压浇注系统设计方案二,充型速度 ≤ 42 mm/s, VW103Z合金舱体铸件可以获得层流平稳充型。

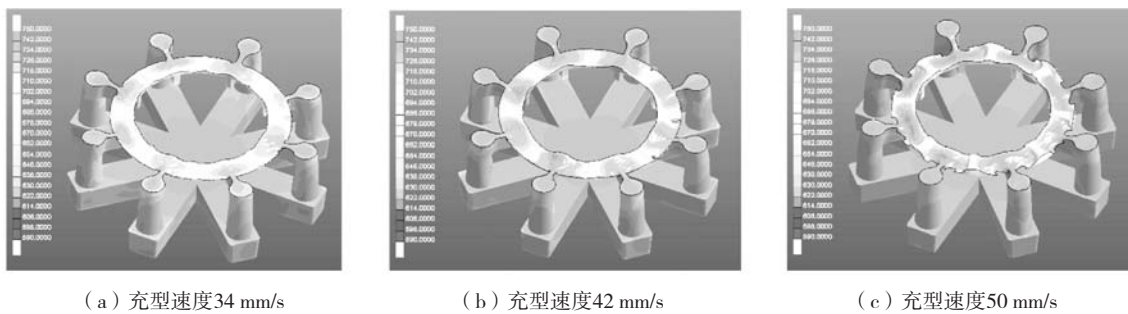


图19 不同充型速度条件下充型至铸件下端面合金液形态
Fig. 19 Liquid patterns when filling to the bottom face of the cabin casting with different filling velocities

由于各类铸造镁合金的密度不同,充型速度换算成以kPa/s为单位才可以统一对照参考。对于本研究的VW103Z合金舱体铸件,充型速度34 mm/s约为0.6 kPa/s,充型速度42 mm/s约为0.7 kPa/s,充型速度50 mm/s约为0.8 kPa/s,也就是充型速度 ≤ 0.7 kPa/s时, VW103Z合金舱体铸件可以获得层流平稳充型。对于其他镁合金舱体类铸件,充型速度 ≤ 0.7 kPa/s时,可以获得层流平稳充型。

4 舱体铸件低压铸造实验验证

采用低压浇注系统设计方案二,充型速度为34 mm/s, 8根缝隙浇道,缝隙浇道厚度分别为16、20、24 mm进行实验验证。VW103Z合金舱体铸件采用

树脂砂低压铸造工艺铸造,熔炼工艺参见文献[6],浇注温度为750 °C。

缝隙浇道厚度分别为16、20、24 mm的VW103Z合金舱体铸件铸造结果如图20所示。缝隙浇道厚度为16 mm的舱体铸件缝隙浇道和铸件均未发现超标缺陷(图20a)。缝隙浇道厚度为20 mm的舱体铸件缝隙浇道存在明显的疏松缺陷(图20b),与图13c的模拟结果一致,并且与缝隙浇道相接的铸件存在明显的疏松缺陷(图20c),疏松缺陷等级为5级,铸件不合格。缝隙浇道厚度为24 mm的舱体铸件缝隙浇道存在明显的缩孔缺陷(图20d),与图13d的模拟结果一致,缝隙浇道在铸件开箱后发现横裂纹,裂纹一直延伸至铸件内部,与缝隙浇道相邻的铸件存在明显的偏析缺陷(图20e),铸件不合格。以上实验结果,验证了舱体

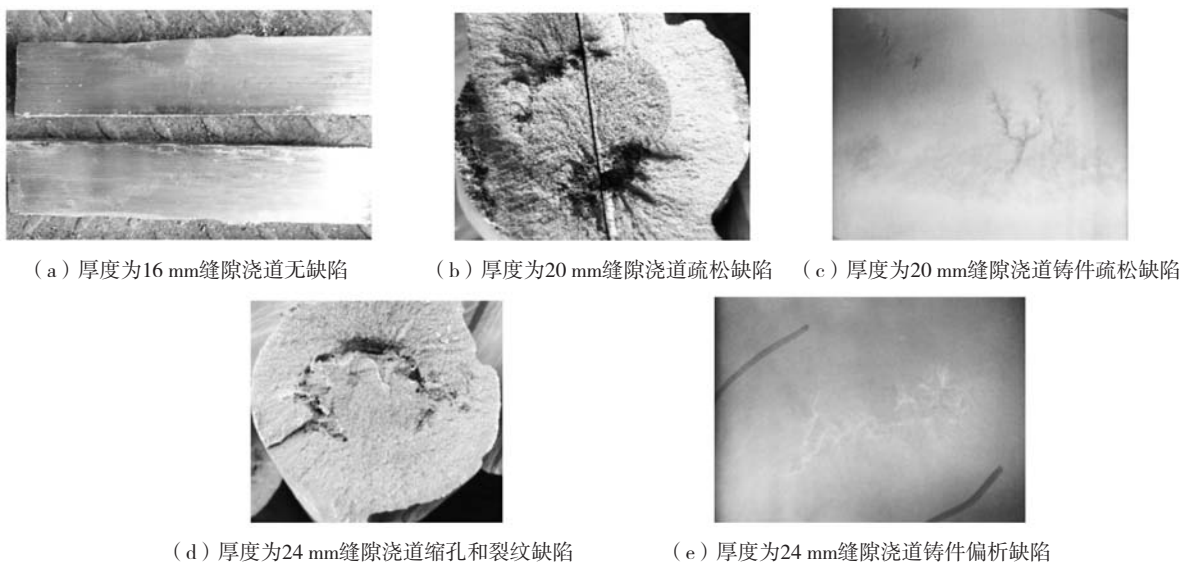


图20 实验验证结果
Fig. 20 Results of experimental verification

铸件数值模拟结果的正确性。

5 结论

(1) 对于镁合金舱体类铸件, 采用将缝隙浇道延伸超出铸件下端面使合金液以底注方式进入, 充型速度 ≤ 0.7 kPa/s时, 可以保证合金液以层流方式平稳充型。

(2) 对于VW103Z镁合金舱体铸件, 缝隙浇道

数量可以采用 $N = (\pi D_{\text{上端面}} + \pi D_{\text{下端面}}) / 320$ 进行计算; 对于其他镁合金舱体类铸件, 缝隙浇道数量可以采用 $N = \pi D / (\text{低温补缩距离} + \text{高温补缩距离})$ 进行计算。

(3) VW103Z镁合金舱体铸件, 采用8根缝隙浇道, 缝隙浇道厚度为铸件壁厚的0.75~1倍, 宽度为35 mm, 直径为铸件壁厚的4倍, 充型速度 ≤ 42 mm/s时, 可以获得合格的铸件。

参考文献:

- [1] WU Guohua, WANG Cunlong, SUN Ming, et al. Recent developments and applications on high-performance cast magnesium rare-earth alloys [J]. Journal of Magnesium and Alloys, 2021 (9): 1-20.
- [2] CAO Liang, LIU Wencai, LI Zhongquan, et al. Effect of heat treatment on microstructures and mechanical properties of sand-cast Mg-10Gd-3Y-0.5Zr magnesium alloy [J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2014, 24 (3): 611-618.
- [3] 王其龙. 砂型铸造 Mg-10Gd-3Y-Zr 合金的组织 and 性能研究 [D]. 上海: 上海交通大学, 2010.
- [4] 庞松. 砂型铸造 Mg-Gd-Y 合金凝固行为与晶粒细化机制研究 [D]. 上海: 上海交通大学, 2015.
- [5] 肖旅, 邹文兵, 刘颖卓, 等. 高强耐热镁合金舱体铸造技术 [J]. 制造技术研究, 2015 (1): 18-22.
- [6] LI Yanlei, WU Guohua, CHEN Antao, et al. Effects of Gd and Zr additions on the microstructures and high-temperature mechanical behavior of Mg-Gd-Y-Zr magnesium alloys in the product form of a large structural casting [J]. Journal of Materials Research, 2015, 30 (22): 3461-3473.
- [7] 崔恩强, 孙浩, 刘颖卓, 等. 差压铸造VW63Z稀土耐热镁合金舱体 [J]. 特种铸造及有色合金, 2019, 39 (11): 1223-1225.
- [8] 马福民, 曲银辉, 王涛, 等. ZL205A铝合金筒类铸件铸造工艺研究 [J]. 铸造, 2014, 63 (9): 938-941.
- [9] 樊振中, 王胜强, 王建国, 等. 缝隙浇道宽度对A357铝合金铸件质量的影响 [J]. 特种铸造及有色合金, 2017, 37 (5): 473-477.
- [10] 陈邦峰, 贾洋江. ZL205A铝合金大型锥体铸造工艺研究 [J]. 铸造, 2010, 59 (10): 1065-1068.
- [11] 王建军, 丁方政, 郑卫东, 等. ZL205A合金大型筒类铸件偏析缺陷控制技术研究 [J]. 铸造, 2020, 69 (4): 396-401.
- [12] 杜旭初, 洪润洲, 陈邦峰, 等. 铝合金铸件缝隙式浇注系统设计 [J]. 特种铸造及有色合金, 2014, 34 (7): 767-769.
- [13] 侯丹辉, 梁松茂, 陈荣石, 等. 砂型铸造Mg-6Al-xZn合金凝固行为及晶粒尺寸 [J]. 金属学报, 2014, 50 (5): 601-609.
- [14] VELDMAN Natalia L M, DAHLE Arek K, STJOHN David H, et al. Dendrite coherency of Al-Si-Cu alloys [J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 2001, 32A: 147-155.
- [15] CAMPBELL John. Castings [M]. UK: Butterworth-Heinemann, 2003.
- [16] 刘翔宇, 刘彦磊, 崔喜贺. 垂直缝隙式浇注系统充型特性的理论分析及模拟研究 [J]. 铸造技术, 2015, 36 (12): 2944-2946.

Study on Casting Process for VW103Z Magnesium Alloy Cabin Casting

WANG Ying-xin, FU Peng-huai, PENG Li-ming

(National Engineering Research Center of Light Alloy Net Forming, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

Abstract:

The slot gating system was designed according to the structural characteristic of VW103Z magnesium alloy cabin casting. The low pressure casting process was simulated using the AnyCasting software and validated by actual production. The results showed that, for the VW103Z magnesium alloy cabin casting, the smooth filling of the alloy melting by laminar flow way was achieved through the bottom pouring by extension of the slot gating that exceeding the casting bottom end surface. Number of the slot runners was calculated using the equation of $N = (\pi D_{\text{top end surface}} + \pi D_{\text{bottom end surface}}) / 320$. Good casting quality of the VW103Z magnesium alloy cabin casting in this investigation was obtained by the low pressure casting process, that including, 8 slot runners were used, thickness of the slot runner was 0.75 to 1 times of casting wall-thickness, width of the slot runner was 35 mm, diameter of the slot runner was 4 times of the casting wall-thickness, and filling velocity of the cabin casting was not greater than 42 mm/s.

Key words:

VW103Z magnesium alloy; slot gating system; low pressure casting process