● 工艺技术 Technology ●

DOI:10.16410/j.issn1000-8365.2024.3071

半自磨机筒体衬板铸造工艺改进研究

周 旭[1],鲁 昱[1],李向明[1],李祖来[1],高炳臣[2],赵跃林[2]

(1. 昆明理工大学 材料科学与工程学院,云南 昆明 650093; 2. 云南昆钢耐磨材料科技股份有限公司,云南 玉溪 653400)

摘 要:半自磨机筒体衬板的抗冲击及耐摩擦磨损性能,一直受到各大选矿厂和磨机生产企业关注。而衬板的服役寿命,与其铸造质量密切相关。只有从其生产的源头即铸造环节严格把控质量,才能为其服役寿命提供保障。为了消除某V法铸造厂生产的大型半自磨机筒体衬板提升条内部的缩松、缩孔等缺陷,采用ProCAST软件对该厂衬板的原铸造工艺进行了数值模拟,据此分析其铸件内部产生缩孔、缩松缺陷的成因;之后使用独立开发的《铸造工艺智能设计(铸钢)》软件对衬板的铸造工艺进行了全新设计,经模拟、生产验证,新的铸造工艺有效消除了衬板铸件内部的缩松、缩孔缺陷,提高了铸件质量并将工艺出品率由65%提升至85%以上,经济效益显著。

关键词:磨机衬板;V法铸造;数值模拟;铸造工艺智能设计;缩松缩孔

中图分类号:TG24 **文献标识码**:A **文章编号**:1000-8365(2024)04-0376-12

Research on the Improvement of the Casting Process of Semi-autogenous Mill Cylinder Liners

ZHOU Xu[1], LU Yu[1], LI Xiangming[1], LI Zulai[1], GAO Bingchen[2], ZHAO Yuelin[2]

(1. Faculty of Materials Science and Engineering, Kunming University of Science and Technology, Kunming 650093, China; 2. Yunnan Kungang Wear Resistant Material Science Co., Ltd, Yuxi 653400, China)

Abstract: The impact resistance, friction resistance and wear resistance of semi-autogenous mill liners have long been a concern of major concentrators and mill manufacturers. The service life of the liner is closely related to its casting quality. Only by strictly controlling the quality from the source of its production, that is, the casting process, can its service life be guaranteed. To eliminate defects such as shrinkage hole and shrinkage porosity in the lining strips of large-scale semi-autogenous mill cylinders produced by a V-process foundry, ProCAST software was used to simulate the macroscopic casting process of the original foundry method, and the causes of shrinkage hole and shrinkage porosity defects were analysed. Then, the casting process of the lining plate was newly designed by using the independently developed "intelligent design of casting process (cast steel)" software. After simulation and production verification, the new casting process effectively eliminates the shrinkage hole and shrinkage porosity defects inside the lining plate, improving the casting quality and increasing the process yield from 65% to above 85%, with remarkable economic benefits.

Key words: mill liner; vacuum process casting; numerical simulation; intelligent design of casting process; shrinkage defects

磨机是一种对各种矿石和其他可磨性物料进行破碎和研磨的设备,自1880年问世迄今的一百四十多年里,在黑色、有色金属矿山及非金属磨矿领域均得到了广泛应用[1-2],如图1a所示。半自磨机运行时依靠筒体的旋转使被处理物料本身和磨矿介质(钢球)在筒体内相互冲击、磨削来达到粉碎物料的目的[3-4]。使用高强螺栓安装在筒体内壁的衬板,一方面可保护磨机筒体不受矿浆侵蚀和钢球的直接冲击;另一方面衬板上凸起的提升条可使磨矿介质及物料连续提升,使之抛落、泻落实现对物料的破碎和研磨[5],如图1b所示。

衬板在工况下将直接受到来自矿块和磨矿介质

收稿日期:2023-03-22

基金项目:国家自然科学基金(51961018)

作者简介:周 旭,1995年生,硕士生.研究方向为V法铸造工艺设计、凝固理论等.Email:1909442804@qq.com

通讯作者:李向明,1980年生,博士,教授,博士生导师.研究方向为有色金属凝固成形技术、金属凝固过程模拟仿真、共晶生长理论等.Email:lixm@kust.edu.cn

引用格式:周旭,鲁昱,李向明,等.半自磨机筒体衬板铸造工艺改进研究[J].铸造技术,2024,45(4):376-387.

ZHOU X, LU Y, LI X M, et al. Research on the improvement of the casting process of semi-autogenous mill cylinder liners[J]. Foundry Technology, 2024, 45(4): 376-387.

(C)1994-2024 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

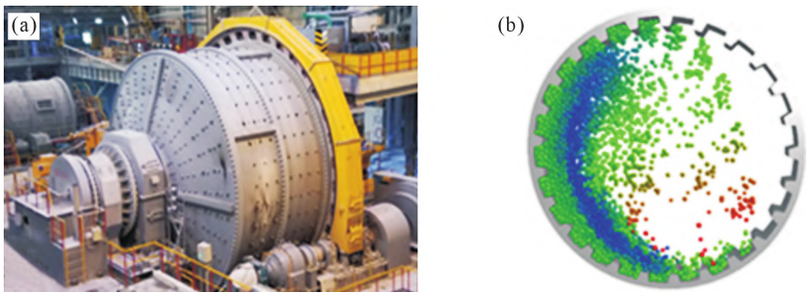


图 1 半自磨机及其磨矿过程:(a) 某大型半自磨机;(b) 磨矿过程

Fig.1 Semi-autogenous mill and its grinding process: (a) a large semi-autogenous mill; (b) grinding process

持续、剧烈的冲击,导致其磨损严重,经常出现严重的疲劳磨损及断裂损坏,服役寿命大幅缩短,需频繁拆卸维修及更换。衬板的力学性能对半磨机运行效率和效能起到至关重要的作用[6],而其力学性能来源于铸件材质,保障于制造工艺,改善于热处理工艺[7]。只有从其生产的源头即铸造环节严格把控质量,才能为其服役寿命提供有效保障。

半自磨机筒体衬板采用V法铸造生产工艺,型砂为镁橄榄石砂,芯砂为水玻璃砂。铸造生产时发现衬板铸件提升条处存在较大体积的缩孔、缩松缺陷,直接导致废品产生。本研究对该V法铸造厂生产的半自磨机筒体衬板内部缩孔、缩松缺陷的成因进行了深入分析,并使用独立开发的《铸造工艺智能设计(铸钢)》软件对衬板的铸造工艺进行了全新设计,采用ProCAST数值模拟软件对新铸造工艺进行模拟分析,经模拟、生产验证,新的铸造工艺成功消除了衬板铸件内部的铸造缺陷。

1　衬板原铸造工艺

1.1　衬板结构及材质

图2为某V法铸造厂生产的半自磨机筒体衬板,其轮廓尺寸为1 180 mm×470 mm×340 mm,质量属性如表1所示。提升条表面为衬板工作面,基板上表面(弧面)为衬板安装面,其内部设有3处安装通孔。

表1 衬板质量属性

Tab.1 Quality attributes of the liners

	Volume/cm^3	Surface area/cm^2	Density/(g·cm^{-3})	Mass/kg
Liners	9.27×10^4	2.03×10^4	7.82	7.25×10^2

衬板铸件为铬钼合金钢,其化学成分如表2所示。合金钢液相线温度为1 476 ℃,固相线温度为1 117 ℃,该合金其他热物性参数如图3所示。通过中频无芯感应电炉,将钢厂轧制的尺寸废品和废旧衬板熔炼成钢液,并添加增碳剂调节碳含量。出炉温度约为1 660 ℃,倾炉出钢前向浇包底部添加质量分数为0.010%~0.015%的稀土硅铁,使其在高温下熔入钢液中进行变质处理。

1.2　衬板原铸造工艺模拟分析

衬板原铸造工艺如图4所示,其工艺出品率为65.8%。金属液的引入位置在衬板铸件的端面,明冒口设置在铸件与内浇道之间,使金属液经冒口流入铸型型腔。衬板铸件的浇注温度为1 530 ℃,外界的环境温度为20 ℃。由于V法铸造中铸型为靠负压紧实的干砂,保温效果较好,因此设定金属液与铸型的传热系数为200 W/(m^2·K^{-1})。铸型与外界空冷的传热系数设定为20 W/(m^2·K^{-1})。采用倾斜浇注,砂箱浇注系统端向上抬高,使其与水平面呈3.22°夹角。本研究仅对3#衬板铸造工艺改进进行分析。

采用ProCAST数值模拟软件对衬板原铸造工艺

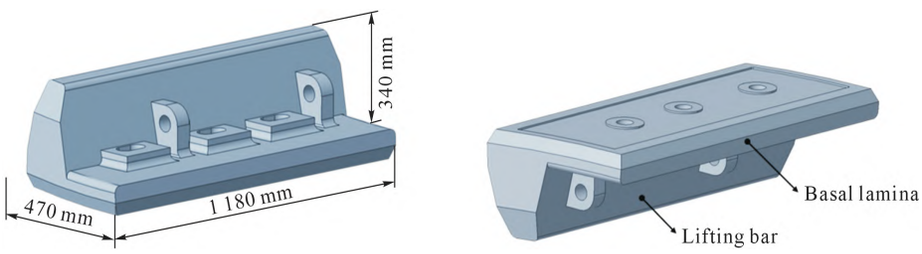


图 2 衬板三维模型

Fig.2 Three-dimensional liner model

表 2 铬钼合金钢化学成分/%

Tab.2 Chemical composition of chromium molybdenum alloy steel

(mass fraction/%)

Element	C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Mo	Fe
Content	0.4~0.6	0.3~0.5	0.4~0.6	≤0.02	≤0.02	2.5~3	0.5~0.8	0.4~0.6	Bal.

(C)1994-2024 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

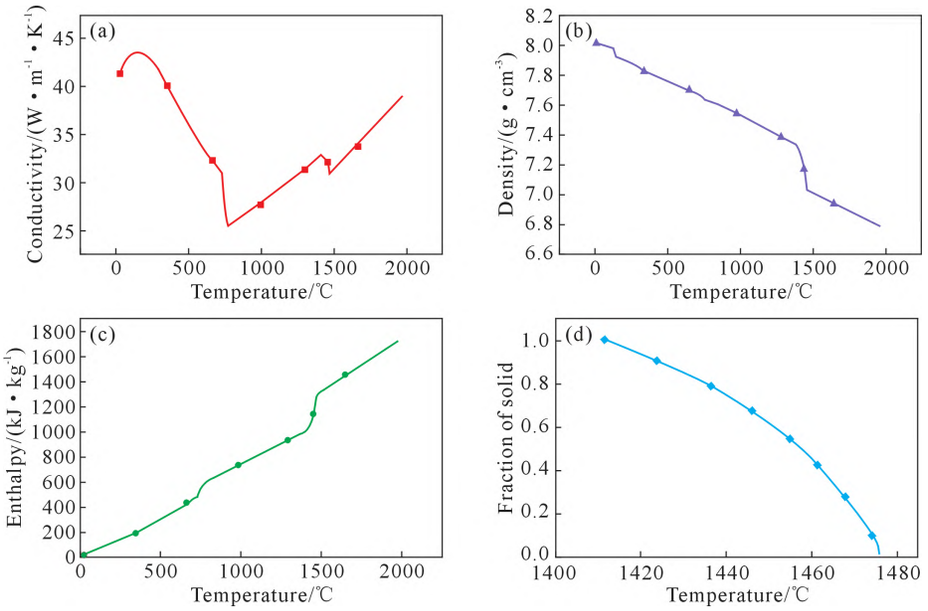


图 3 铬钼钢热物性参数:(a) 热导率;(b) 密度;(c) 焓变;(d) 固相分数

Fig.3 Thermophysical parameters of chromium molybdenum alloy steel: (a) thermal conductivity; (b) density; (c) enthalpy change; (d) solid fraction

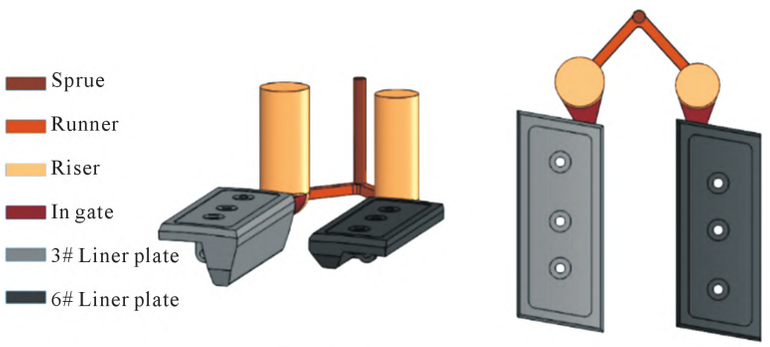


图 4 衬板原铸造工艺

Fig.4 Original casting process of the liner

进行了模拟分析,其流场、温度场、固相率及缩松缩孔分布情况如图5~8所示，图中只显示出内浇口与铸件。

图5a为金属液经由内浇口快速流入铸型型腔,当金属液接近铸型的端部时,此时金属液具有最小的势能和最大的动能。之后金属液与铸型端部接触发生碰撞,其速度矢量的大小、方向发生较大变化,如图5b所示。由于金属液与铸型端部壁面的强烈冲刷，易使该处负责维持铸型处于负压状态的EVA薄膜和涂料层发生脱落,进而使铸型的真空度降低,可能造成铸型塌箱。随后金属液回流产生湍流脉动,此时易发生裹气,如图5c所示。当回流的金属液接触到型腔的另一端时，型内金属液的自由液面与水平面平行,液面稳定上升直至充型结束,如图5d所示。

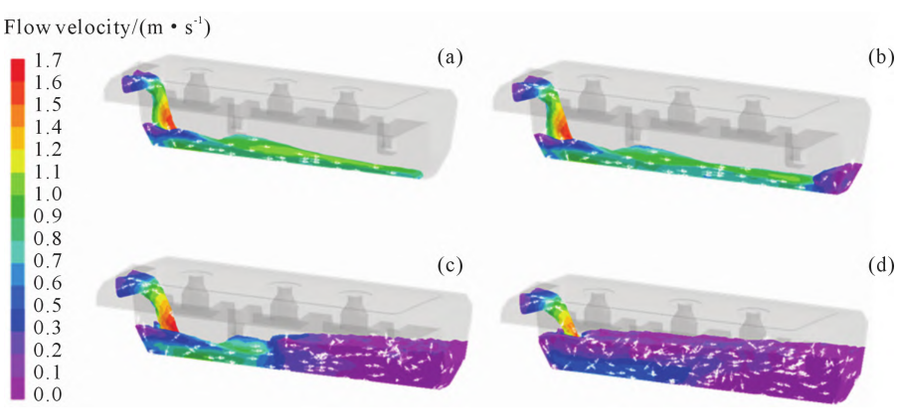


图 5 衬板充型过程液流速度云图:(a) 9 s; (b) 11 s; (c) 17 s; (d) 26 s

Fig.5 Flow velocity nephograms of the liner filling process: (a) 9 s; (b) 11 s; (c) 17 s; (d) 26 s

(C)1994-2024 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

铸件凝固过程的温度变化情况如图6所示，在75 s充型结束时，衬板各处的温度均高于液相线温度，铸件内未产生冷隔、浇不足(图6a)。随着冷却时间的增加，衬板铸件逐渐由外部边缘向中心厚大处凝固，固相率随之增加(图6b)。当凝固至2 960 s时，衬板铸件的补缩通道收缩变窄，该处金属液的固相率提高至0.7%，如图7b所示，冒口对铸件的补缩效果变差。当冷却至7 460 s时，补缩通道将被已凝固的金属堵塞，明冒口失去了对铸件的补缩作用，衬板铸件内部形成孤立液相区，如图6d所示。由此预测，随凝固过程进行，铸件内部有产生缩松、缩孔的倾向。衬板铸件中心处为温度最高部位，同时也是最后凝固的位置。据此判断，冒口的安放位置不合理，由于补缩通道的堵塞，使冒口过早失去了对铸件的补缩作用。当负压砂箱冷却至1.67×10^4 s时，衬板铸件各部分温度均低于1 107 ℃。

图8a黄色高亮区域为衬板铸件内部孔隙率大于1%的缩松、缩孔，其体积约为1 155 cm^3。缩松、缩孔中约有455 cm^3的孔隙，其加权平均孔隙率约为28%。由图8b可知，衬板铸件提升条中心处的孔隙率严重，由边缘的分散性缩松逐渐演变为芯部的集中性缩孔。衬板原铸造工艺模拟获得的缩松、缩孔分布情况

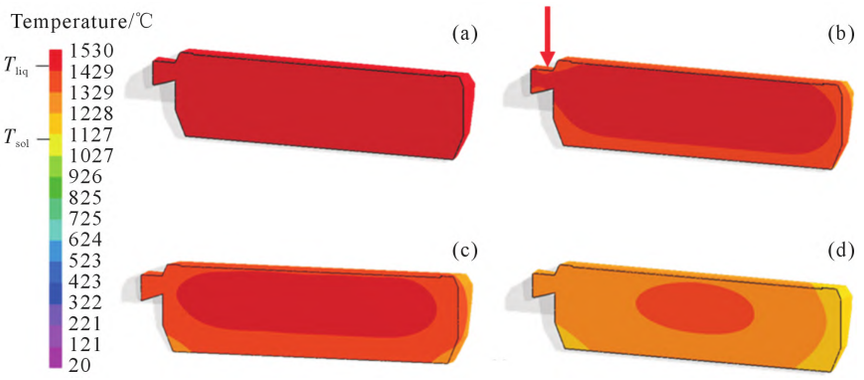


图 6　衬板凝固过程温度云图(局部剖视)：(a) 75 s; (b) 2 160 s; (c) 2 960 s; (d) 7 460 s

Fig.6　Temperature nephogram of the liner solidification process (local section): (a) 75 s; (b) 2 160 s; (c) 2 960 s; (d) 7 460 s

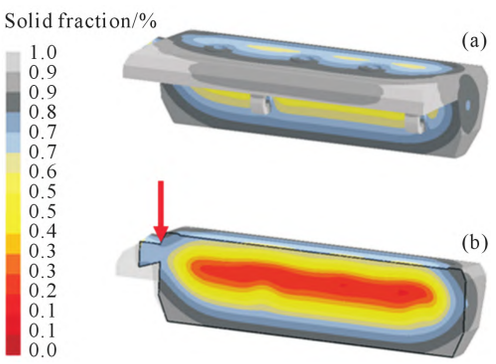


图 7　衬板铸件凝固至 2 960 s 时固相率分布：(a) 固相率；(b) 截面固相率

Fig.7　The solid fraction distribution of the liner cast solidified for 2 960 s: (a) solid fraction; (b) sectional solid fraction

与该V法铸造厂生产的衬板铸件内部缩松、缩孔分布情况(图8c)大致相符。铸件提升条处的缩孔缩松缺陷将减小该处的有效承载面积，并产生应力集中，使铸件的力学性能降低、服役寿命缩短。

2　衬板新铸造工艺智能设计

基于该V法铸造厂的生产条件，针对铸钢件衬板铸造工艺设计，采用Basic语言独立开发了《铸造工艺智能设计(铸钢)》软件，为衬板铸件浇注系统设计、冒口设计、冷铁设计提供了一站式服务。该软件为衬板铸件提供了圆柱形、圆台型、圆台腰型等多种形状类型的明冒口、发热冒口尺寸的设计。本研究使用该铸造工艺CAE软件对衬板的浇注系统、冒口

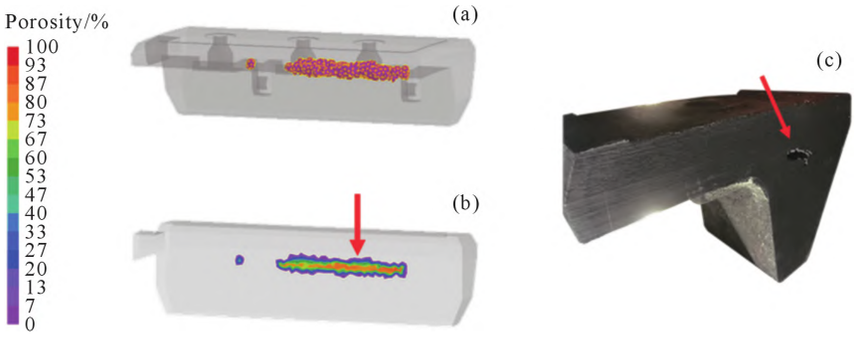


图 8　衬板孔隙率分布：(a) 数值模拟获得的缩松、缩孔云图；(b) 缩松、缩孔云图截面；(c) 该铸造厂生产的衬板铸件截面

Fig.8　Porosity distribution of the liner: (a) shrinkage porosity nephogram obtained by numerical simulation; (b) cross section of the shrinkage porosity nephogram; (c) cross section of the liner castings produced by the foundry

(C)1994-2024 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

进行了全新设计，该软件的运行界面及其进行相应铸造工艺设计的理论依据将在下文详述。

2.1 浇注系统智能设计

砂型铸造的浇注系统主要包括浇口杯、直浇道、浇口窝、横浇道、内浇道这5个部分[8]，作为漏包中的高温金属液流入铸型型腔的通道，铸件浇注系统的设计对铸造缺陷的控制起到了至关重要的作用。衬板的材质为铬钼合金钢，单件质量725 kg，属于中型铸钢件。在V法铸造的浇注过程中，为避免因金属液流速过快冲刷型腔导致涂料脱落，需保证充型过程平稳，因此采用底注包浇注和开放式浇注系统[9]。使用浇注速度计算法计算各单元尺寸，首先根据铸件质量及其结构特点计算出铸件的浇注时间和浇注速度，再根据浇注速度选出与之相适应的包孔，最后根据包孔尺寸确定浇注系统各单元的断面尺寸。图9为《铸造工艺智能设计(铸钢)》软件浇注系统尺寸的计算界面，该界面将浇注系统的设计依次分为了浇注时间t的确定、包孔断面积的计算、浇注系统各单元断面积的计算这3个步骤。

2.1.1 浇注时间计算

V法铸造浇注系统的设计需遵循“稳中求快”的原则，“稳”指的是型内金属液流动平稳，“快”指的是型内金属液自由液面上升得快。为了减小V法铸造浇注过程中型腔上表面EVA薄膜的烘烤时间，避免铸型内负压降低导致塌箱，需加快金属液的上升速度，尽量缩短浇注时间[9]，浇注时间t可由下式计算获得：

$$t=S_1\sqrt[3]{\delta G_L} \tag{1}$$

式中，t为浇注时间，s；G_L为型内金属液的总质量(包括浇注系统、冒口、铸件质量在内)，kg；δ为铸件平均壁厚，mm；S_1为计算系数。

在该铸件质量、厚度范围内的铸钢件工艺出品率一般在61%~67%左右，因此将型内金属液的总质量G_L初步确定为2 150 kg(一箱两件)。铸件平均壁厚δ取衬板提升条中部的厚度150 mm。根据G_L和δ的取值情况，查表3可知，S_1取值为1.1。

因此，t值计算结果为：

$$t=S_1\sqrt[3]{\delta G_L}=1.1\sqrt[3]{15\ 0\times 2\ 150}=75.43\ \text{s}\approx 75\ \text{s} \tag{2}$$

表3 系数S_1的选择[10]

Tab.3 Selection of coefficient S_1[10]

Liquid steel weight G_L/t	Average all hickness of castings δ/mm			
	<25	⩾25~40	>40~60	>60
1.0~6.0	1.3	1.2	1.1	1.0
>6.0~10.0	1.4	1.3	1.2	1.1

Note: For castings with low technical requirements and simple shape, S_1 is increased by 0.1~0.2; for high technical requirements or large thin-walled castings, S_1 is reduced by 0.1.

2.1.2 包孔断面积计算

(1)浇注速度v的计算，可由下式获得：

$$v=\frac{G_L}{t}=\frac{2\ 150\ \text{kg}}{75\ \text{s}}=28.66\ \text{kg/s}\approx 29\ \text{kg/s} \tag{3}$$

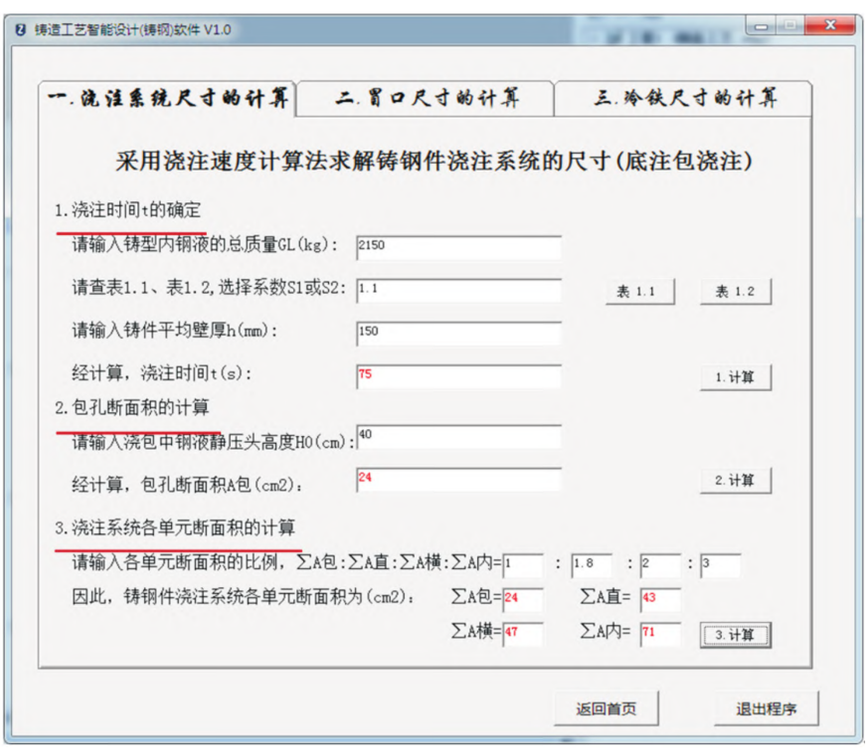


图 9 浇注系统尺寸计算界面

Fig.9 Dimension calculation interface of the gating system

(C)1994-2024 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

考虑到浇注钢液时浇包包孔塞头的开启程度，为保证浇注过程中达到铸件所要求的速度，包孔浇注速度$v_{包}$应为铸件所需浇注速度的1.3倍，即：

$$v_{包}=1.3v=1.3\times29\ \text{kg/s}=37.7\ \text{kg/s}\approx38\ \text{kg/s} \tag{4}$$

(2)包孔断面积$A_{包}$通过下式计算：

$$v_{包}=\mu A_{包}\rho_{L}\sqrt{2gH_0}=0.248A_{包}\sqrt{H_0}$$
$$=0.248A_{包}\sqrt{40}=38\ \text{kg/s} \tag{5}$$
$$A_{包}=24.22\ \text{cm}^2\approx24\ \text{cm}^2$$

式中，$v_{包}$为包孔的浇注速度，kg/s；μ为损耗系数，通常取0.8；$A_{包}$为包孔断面积，cm²；ρ_{L}为钢液密度，kg/cm³；g为重力加速度，通常取9.8 m/s²；H_0为浇包中钢液的静压头高度，取浇注过程的平均值40 cm。

因此，计算得出包孔直径d为：

$$\pi\left(\frac{d}{2}\right)^2=24\ \text{cm}^2 \tag{6}$$
$$d=5.53\ \text{cm}\approx55\ \text{mm}$$

2.1.3　各单元断面积计算

用底注包浇注时，采用开放式浇注系统，各单元断面积的比例一般如下[10]：

$$\Sigma A_{包}:\Sigma A_{直}:\Sigma A_{横}:\Sigma A_{内}$$
$$=1.0:(1.8\sim2.0):(1.8\sim2.0):(2.0\sim2.5) \tag{7}$$

式中，$\Sigma A_{包}$为包孔总断面积，cm²；$\Sigma A_{直}$为直浇道总断面积，cm²；$\Sigma A_{横}$为横浇道总断面积，cm²；$\Sigma A_{内}$为内浇道总断面积，cm²。

为缓解热量集中、降低熔体的流速，V法铸造浇注系统中内浇道的总断面积需比普通砂型铸造大30%左右[11]，$\Sigma A_{内}$可不受式(7)中比例的限制进行适当增加，据此浇注系统各单元断面积的比例采用$\Sigma A_{包}:\Sigma A_{直}:\Sigma A_{横}:\Sigma A_{内}=1.0:1.8:2.0:3.0$。因此，$\Sigma A_{直}=44\ \text{cm}^2$；$\Sigma A_{横}=48\ \text{cm}^2$；$\Sigma A_{内}=72\ \text{cm}^2$。

图10d为衬板浇注系统示意图(采用一箱两件)，将直浇道设计为沿流锥形，若直浇道设计为圆柱体，当一定流量的金属液从直浇道顶部流动到底部时，因液流速度增加，将在直浇道底部形成低压液流区域。该低压液流区将吸入空气，导致裹挟着气体的金属液流入型腔，进而形成铸造缺陷[12]。直浇道的设计尺寸如图10a所示。

当金属液以一定的流速流经直浇道与横浇道的交界处时，液流的流动方向将发生大角度偏转。为减缓液流对浇注系统的冲击，同时避免金属液出现紊流和搅动，在直浇道下端设计了一个蓄液池，即浇口窝。浇口窝的直径设计为直浇道底部直径的2倍，其高度设计为横浇道高度的1.5倍。

将横浇道截面设计为梯形，为收集横浇道内金属液液面上的熔渣，同时防止内浇道在浇注过程中凝固而使浇注通道堵塞，适当延长了横浇道的长度，使其大于两个内浇道之间的距离[13-14]。在浇注金属液的过程中，横浇道内熔体表面的熔渣将被输送、聚集到其尾部。横浇道的设计尺寸如图10b所示。

为了兼顾顶注式内浇口与底注式内浇口两者的优点，将内浇口的引入位置选在衬板铸件的分型面处，分型面为基板与提升条的交界所在平面。该分型面浇注系统，对下箱型腔而言，相当于顶注式；对上箱型腔而言，相当于底注式，此设计有效降低了金属液在型腔中的下落高度。将内浇道截面设计为半圆形，其设计尺寸如图10c所示。

此浇注系统造型简便、经济性好，铸件开箱后易于去除。将内浇道设置在衬板的端面，可有效预防由于金属液流入铸型时对型腔壁面的冲刷引起的夹杂。衬板铸件的基板位于上型，为减小浇注时高温金属液辐射热的投影面积，采用倾斜浇注工艺。将砂箱远离浇注系统的一端抬高，使砂箱底面与水平面呈3.22°的夹角，如图11所示。金属液将由型腔的低位引入，自由液面逐渐上升，铸型负压度得到了保证[11]。

2.2　**明发热冒口智能设计**

冒口是一种被设计用于补偿铸件凝固收缩的蓄

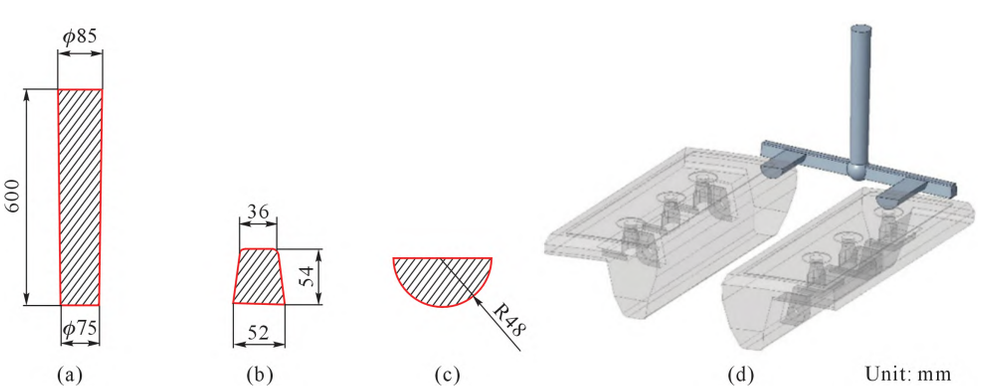


图 10 衬板浇注系统各单元尺寸：(a) 直浇道截面；(b) 横浇道截面；(c) 内浇道截面；(d) 衬板浇注系统示意图

Fig.10 Dimensions of each unit of the lining gating system: (a) straight runner section; (b) runner section; (c) ingate section; (d) liner pouring system diagram

(C)1994-2024 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

液池，采用解析法(三次方程)求解铸钢件冒口尺寸，是一种仅需使用简单的数学工具即可求解冒口当量直径d的方法。图12为《铸造工艺智能设计(铸钢)》软件的冒口尺寸计算界面，该界面将冒口尺寸的计算依次分为了钢液凝固时体收缩率ε的计算、铸钢件冒口尺寸的计算这两个步骤。

2.2.1 钢液凝固时体收缩率ε计算

浇入铸型后的金属液在从浇注温度冷却至常温的过程中将先后经历液态收缩、凝固收缩、固态收缩这3个相互关联的收缩阶段[12]。

在液态收缩阶段，型内金属液从浇注温度冷却至液相线温度，此阶段的金属液处于完全的液态。随着温度的降低，金属液的体积不断缩小，使得型腔内金属液的自由液面持续下降。通常用体收缩率来描述金属液的液态收缩，其计算见式(8)。

在凝固收缩阶段，型内金属液从液相线温度冷却至固相线温度，此阶段金属液的聚集状态将发生改变。随着温度的降低，金属液的聚集状态将由液态逐渐转变为固态，原子间距离减小，金属液发生凝固收缩。

在固态收缩阶段，型内金属从固相线温度冷却至常温，宏观表现为铸件各个方向上线尺寸的减小，通常用线收缩率来描述金属的固态收缩。对于在特定温度下结晶的纯金属和共晶成分的合金，其固态收缩发生在铸件完全凝固后。对于具有一定结晶温度间隔的偏离共晶成分的合金，其固态收缩在铸件内枝晶相互搭接形成连续的骨架时即可发生。

钢液液态收缩体收缩率ε的主要影响因素是合金成分与浇注温度，据此中国科学技术大学许云祥等[15]针对铸造结构钢液态收缩时体收缩率ε的计算，提出了如下公式[15]：

$$\varepsilon=1.994\ 3+7.459w_c-4.73w_c^2+\sum K_i w_i+K_T(T_P-T_L) \quad (8)$$

式中，w_c为钢液中碳的质量分数；w_i为钢液中合金元素i的质量分数；K_i为合金元素i对钢液体收缩率ε的影响系数(表4)；K_T为浇注温度对钢液体收缩率ε的

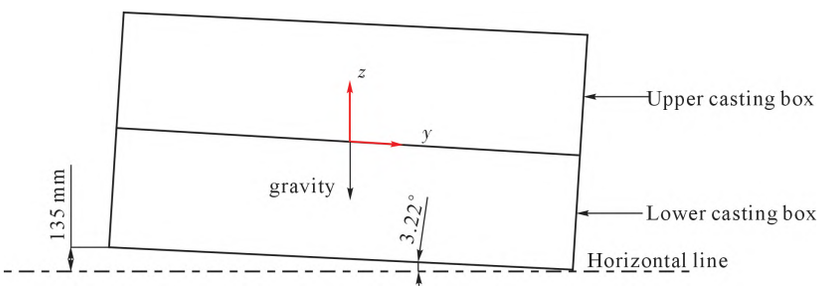


图 11 倾斜浇注示意图

Fig.11 Schematic diagram of the tilt pouring process

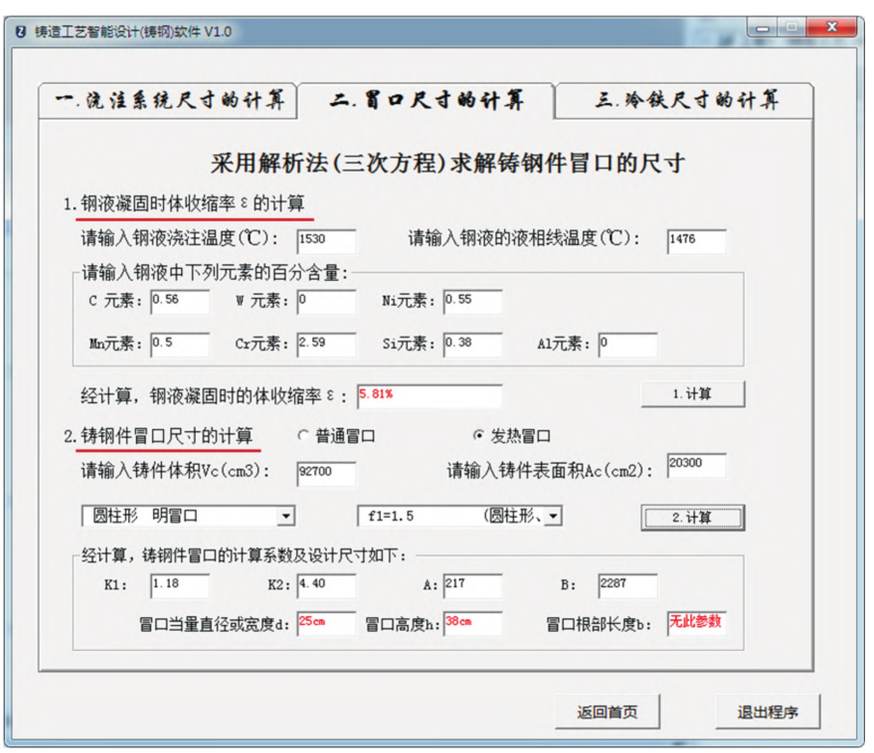


图 12 冒口尺寸计算界面

Fig.12 Calculation interface of the riser size

(C)1994-2024 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

表 4 常用合金元素对钢液液态收缩时体收缩率 ε 的影响系数[15]

Tab.4 Influence coefficient of common alloying elements on the volume shrinkage ε of liquid steel during liquid shrinkage[15]

Alloying element	W	Ni	Mn	Cr	Si	Al
Volume shrinkage coefficient K_i%	-0.53	-0.035 4	+0.058 5	+0.12	+0.13	+1.70

Note: 1. Volume shrinkage coefficient K_i refers to the change of volume shrinkage rate ε caused by alloy element i per unit content.

2. This table is only suitable for the calculation of liquid steel volume shrinkage ε when the pouring temperature is lower than 1 600 ℃.

影响系数，铸造结构钢通常取0.014%·℃$^{-1}$；T_P为钢液的浇注温度，℃；T_L为钢液的液相线温度，℃。

根据式(8)，参照衬板铸件铬钼合金钢的化学成分，即可对铬钼钢钢液的体收缩率ε进行求解。经计算，ε的数值为5.81%。

2.2.2　明发热冒口尺寸计算

在铸件凝固过程中，由于冒口对铸件的补缩作用，冒口中的金属液将向铸件流动。当铸件凝固结束时，冒口中金属液的体积将由初始的V_R减小到$V_R-\varepsilon V_C$。通常缩孔位于冒口的中间位置，由此推测冒口顶面与侧面的散热能力相当，同时将冒口未凝固时的散热表面积A_R与其凝固终了时的散热表面积作近似。因此，凝固结束时冒口的实际模数M'_R为：

$$M'_R=\frac{V_R-\varepsilon V_C}{A_R} \tag{9}$$

式中，M'_R为凝固结束时冒口的实际模数，cm；V_R为冒口的体积，cm^3；V_C为铸件被补缩部分的体积，cm^3；A_R为冒口的散热表面积，cm^2；ε为钢液凝固的体收缩率。

由冒口补缩到铸件中的金属液，将使铸件的密度增加。若将该密度变化视为体积变化(质量守恒定律)，铸件凝固结束时的当量体积为$(1+\varepsilon)V_C$。因此，凝固结束时被补缩铸件的实际模数M'_C为：

$$M'_C=\frac{(1+\varepsilon)V_C}{A_C} \tag{10}$$

式中，M'_C为凝固结束时被补缩铸件的实际模数，cm；A_C为被补缩部分铸件的表面积，cm^2。

将凝固结束时冒口的实际模数与被补缩铸件的实际模数作近似，即$M'_R=M'_C$，可得：

$$\frac{V_R-\varepsilon V_C}{A_R}=\frac{(1+\varepsilon)V_C}{A_C} \tag{11}$$

令$K_1=\frac{V_R}{d^3}$、$K_2=\frac{A_R}{d^2}$，式中d为冒口的当量直径，将K_1、K_2代入式(11)，整理、化简可得：

$$d^3-\frac{K_2(1+\varepsilon)M_C}{K_1}d^2-\frac{\varepsilon V_C}{K_1}=0 \tag{12}$$

式中，M_c为铸件模数，mm，即V_c/A_C。

令$d=\frac{x+K_2(1+\varepsilon)M_C}{3K_1}$，将$d$代入式(12)，整理、化简可得：

$$x^3-3\left[\frac{K_2(1+\varepsilon)M_C}{3K_1}\right]^2x-2\left\{\left[\frac{K_2(1+\varepsilon)M_C}{3K_1}\right]^3+\frac{\varepsilon V_C}{2K_1}\right\}=0 \tag{13}$$

令$A=\left[\frac{K_2(1+\varepsilon)M_C}{3K_1}\right]^2$、$B=\frac{\varepsilon V_C}{2K_1}$，将$A$、$B$代入式(13)，整理、化简可得：

$$x^3-3A^{\frac{2}{3}}x-2(A+B)=0 \tag{14}$$

令$p=-3A^{\frac{2}{3}}$、$q=-2(A+B)$，将p、q代入式(14)，整理、化简可得：

$$x^3+px+q=0 \tag{15}$$

此即一元三次方程的特殊形式，采用Cardano求根公式求解方程的根。根的判别式为：

$$\Delta=\left(\frac{q}{2}\right)^2+\left(\frac{p}{3}\right)^3 \tag{16}$$

将p、q和A、B依次代入式(16)，整理、化简可得：

$$\Delta=\frac{1}{4}\left\{-2\left[\left(\frac{K_2(1+\varepsilon)M_C}{3K_1}\right)^3+\frac{\varepsilon V_C}{2K_1}\right]\right\}^2+\frac{1}{27}\left\{-3\left[\frac{K_2(1+\varepsilon)M_C}{3K_1}\right]^2\right\}^3 \tag{17}$$

由K_1、K_2、ε、M_c、V_c的物理意义可知，此5项为正数，因此$\Delta>0$，该方程有1个实根和2个共轭复根，其实根即为所求。

一元三次方程的求根公式(实根)为：

$$x_1=\sqrt[3]{-\frac{q}{2}+\sqrt{\Delta}}+\sqrt[3]{-\frac{q}{2}-\sqrt{\Delta}} \tag{18}$$

将p、q代入式(18)，整理、化简可得：

$$x_1=\sqrt[3]{A+B+\sqrt{2AB+B^2}}+\sqrt[3]{A+B-\sqrt{2AB+B^2}} \tag{19}$$

因此，冒口的当量直径d为[16]：

$$d=\sqrt[3]{A+B+\sqrt{2AB+B^2}}+\sqrt[3]{A+B-\sqrt{2AB+B^2}}+\sqrt[3]{A} \tag{20}$$

此即由沈阳铸造研究所高尚书、于志亚提出的采用解析法求解铸钢件冒口尺寸三次方程的解，基于严谨的数学推导，给出了铸钢件冒口当量直径d的计算公式。采用圆柱形明发热冒口，K_2需乘上保温系数f_s(其数值为0.7)，冒口形状系数f_1选定为1.5。综上，$V_C=9.27\times10^4$ cm^3；$A_C=2.03\times10^4$ cm^2；$\varepsilon=5.81\%$。因此，K_1、K_2、M_C、A、B的值为：

(C)1994-2024 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

$$K_1=\frac{V_R}{d^3}=\frac{\pi f_1}{4}=\frac{3.14\times1.5}{4}=1.178 \tag{21}$$

$$K_2=\frac{A_R}{d^2}\times f_s=\pi\left(f_1+\frac{1}{2}\right)\times f_s$$

$$=3.14\times\left(1.5+\frac{1}{2}\right)\times0.7=4.396 \tag{22}$$

$$M_C=\frac{V_C}{A_C}=\frac{9.27\times10^4\ \mathrm{cm}^3}{2.03\times10^4\ \mathrm{cm}^2}=4.57\ \mathrm{cm} \tag{23}$$

$$A=\left[\frac{K_2(1+\varepsilon)M_C}{3K_1}\right]^3=\left[\frac{4.396\times(1+0.058\ 1)\times4.57}{3\times1.178}\right]^3$$

$$=217.62 \tag{24}$$

$$B=\frac{\varepsilon V_C}{2K_1}=\frac{0.058\ 1\times92\ 700}{2\times1.177\ 5}=228\ 7 \tag{25}$$

将A、B代入式(20)可得，

$$d=\sqrt[3]{A+B+\sqrt{2AB+B^2}}+\sqrt[3]{A+B-\sqrt{2AB+B^2}}+\sqrt[3]{\mathrm{A}}$$

$$=25\ \mathrm{cm} \tag{26}$$

$$h=f_1\cdot d=1.5\times25=37.5\ \mathrm{cm} \tag{27}$$

综上，发热冒口的当量直径d为25 cm，冒口高度h为37.5 cm。根据求解铸钢件明发热冒口尺寸的三次方程得到其设计尺寸，选用HLFM-C-S300型明发热冒口，发热能量为1 650 kJ/kg，引燃温度为1 200 ℃，发热时间为240 s。

2.3 冒口安放位置确定

冒口能否成功的消除铸件内缩松、缩孔缺陷，不仅需要冒口尺寸设计恰当、合理，还需要正确的选择冒口的安放位置。传统观点认为为提高冒口的补缩效率需顺应铸件的凝固次序，冒口的安放位置应选在铸件模数最大处。但大量生产实践表明，若冒口直接设置在铸件模数最大处，将导致接触热节的产生。只有将冒口设置在稍偏离铸件最大模数处，才能有效消除铸件内的缩孔、缩松缺陷[17]。为获取铸件各部分模数的准确分布情况，采用Chvorinov热模数作为铸件的模数。

对于半无限大平板的砂型铸造，其凝固层厚度S与凝固时间t_{sol}的关系为：

$$S=\frac{2}{\sqrt{\pi}}\left(\frac{T_{al,sol}-T_{mold,ini}}{\rho_{al,sol}\cdot\Delta H_{al}}\right)\left(k_{mold,ini}\cdot\rho_{mold,ini}\cdot C_{p,mold,ini}\right)^{1/2}(t_{sol})^{1/2} \tag{28}$$

式中，S为凝固层的厚度，cm；$T_{al,sol}$为合金固相线温度，K；$T_{mold,ini}$为铸型的初始温度，K；$\rho_{al,sol}$为合金在固相线温度时的密度，g/cm^3；ΔH_{al}为合金初始温度到固相线温度的焓变，J/kg；$k_{mold,ini}$为铸型初始温度的热导率，W/(m·K^{-1})；$\rho_{mold,ini}$为铸型初始温度的密度，g/cm^3；$C_{p,mold,ini}$为铸型初始温度的比热容，J/(kg·K^{-1})；t_{sol}为铸件凝固时间，s。

式(28)为一维凝固条件下在给定铸型、铸件热物性参数时，铸件凝固层厚度与凝固时间的关系，由此将其拓展到形状复杂的铸件。已知铸型内表面的轮廓将对铸型的传热能力产生一定的影响，与平面状型壁相对照，热流通过凹型型壁时将发散，通过凸型型壁时将汇集，因此单位时间内通过凹型型壁的铸型传输的热量将比通过凸型型壁的铸型传输的热量多。对于型壁轮廓简单的铸型来说，这种差别是可以忽略的，由此假定铸型的传热能力与其型腔轮廓无关[18]。根据这种假设，铸件凝固层厚度S可以用铸件体积V与铸件传热表面积A的比值V/A来代替[19-20]，即：

$$M=\frac{V}{A}\approx S=\frac{2}{\sqrt{\pi}}\left(\frac{T_{al,sol}-T_{mold,ini}}{\rho_{al,sol}\cdot\Delta H_{al}}\right)\cdot$$

$$\left(k_{mold,ini}\cdot\rho_{mold,ini}\cdot C_{p,mold,ini}\right)^{1/2}(t_{sol})^{1/2} \tag{29}$$

式中，V为铸件体积，cm^3；A为铸件的散热表面积，cm^2；M为由Chvorinov定理所确定的热模数，cm。

式(29)即由捷克籍工程师Nikolaj Chvorinov在1940年提出的Chvorinov定理，为快速、准确的获取衬板铸件各部分热模数的分布情况，采用ProCAST数值模拟系统对衬板铸件铸造工艺(不含冒口)进行模拟分析。提取铸型、铸件热物性参数及铸件各处的凝固时间等数据代入Chvorinov热模量计算公式(29)，得到衬板铸件Chvorinov热模量的分布云图，如图13。铸件热模量的最大值为3.9 cm，其热模量的分布规律为由衬板外部边缘向中心处逐渐增加，铸件中心处热模量的数值最大。据此，确定在基板上表面中心处附近设置明发热冒口。

因此，衬板新铸造工艺如图14所示，其理论工艺出品率约为85.2%。

3 衬板新铸造工艺模拟分析

采用ProCAST数值模拟软件对衬板铸件的新铸造工艺进行了模拟分析，因采用一箱两件，其左右两部分近似对称。在通过增加对该模型划分的体网格数量来提升数值模拟运算精度的同时，为避免引起运算量的显著增加，在模型中间设置对称面，即使用该模型的一半进行模拟分析，其流场、温度场及缩松缩孔的分布情况如图15~17所示。

图15a显示金属液经由浇注系统快速、稳定的流入铸型型腔，当金属液接近铸型的端部时，此时金属液的流速为0.5~0.7 m/s。之后金属液与铸型端部发生轻微碰撞，其速度矢量的大小、方向发生变化(图15b)。随后金属液发生回流，但液流分层不明显(图15c)。在充型过程中型内金属液的流动总体趋于平缓，其自由液面无扰动出现，液面稳定上升直至充型

(C)1994-2024 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

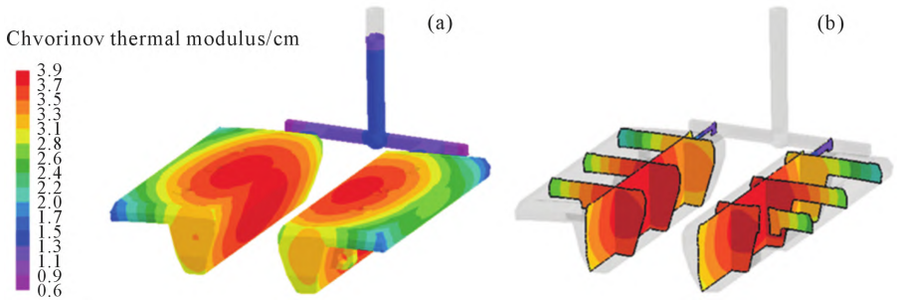


图 13　衬板铸件 Chvorinov 热模量分布：(a) Chvorinov 热模量分布云图；(b) Chvorinov 热模量切片图

Fig.13　Chvorinov thermal modulus distribution nephogram of liner casting: (a) Chvorinov thermal modulus nephogram; (b) slice diagram of Chvorinov thermal modulus nephogram

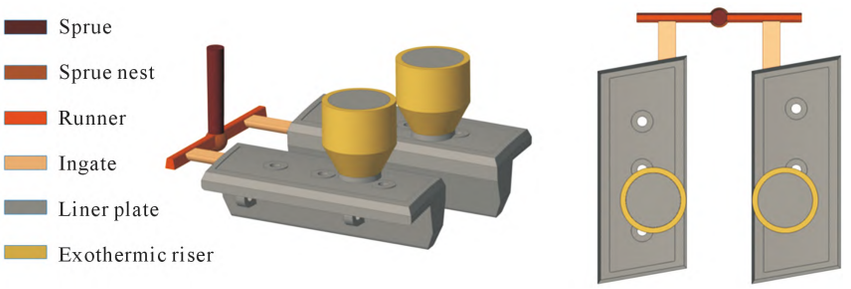


图 14　衬板新铸造工艺

Fig.14　New casting process for liners

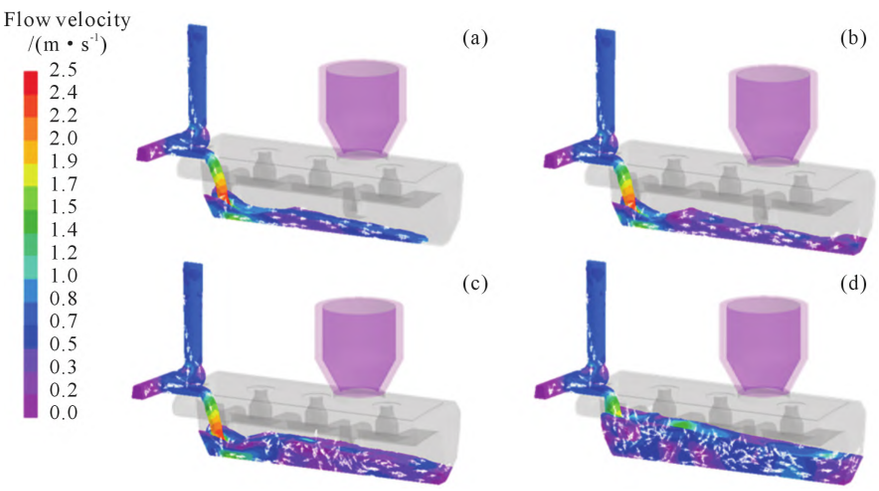


图 15　衬板充型过程液流速度云图：(a) 5 s; (b) 7 s; (c) 12 s; (d) 19 s

Fig.15　Flow velocity nephogram of the liner filling process: (a) 5 s; (b) 7 s; (c) 12 s; (d) 19 s

结束，有效避免了由于金属液的扰动和湍流在型腔内引起的氧化夹杂，如图15d所示。

铸件凝固过程的温度变化情况如图15所示，在75 s充型结束时，衬板各处的温度均高于液相线温度，铸件内部未产生冷隔、浇不足，同时发热冒口被高温金属液引燃并开始释放出热量(图16a)。随着冷却时间的增加，衬板铸件逐步由边缘向中心厚大处凝固，固相率逐渐增加，铸件内未凝固的液相区逐渐向发热冒口处收缩，同时发热冒口内的金属液因获得热量持续处于液态(图16b和c)。当冷却至7 130 s时，铸件内未凝固的液相区基本收缩至发热冒口内部，发热冒口中心处为温度最高的部位，在随后的冷却凝固过程中发热冒口的内部将成为型腔最后凝固的区域(图16d)。铸型内的金属液实现了由型腔末端到发热冒口处的顺序凝固，通过这种凝固次序，发热冒口可持续为铸件的液态收缩、凝固收缩提供液态补偿。同时也保证了铸件在凝固过程中一直处于正压，当补缩结束时，冒口中还有一定的剩余金属液压头。据此判断，随着凝固过程的进行，缩松、缩孔最终将在浇注系统和冒口中形成。当负压砂箱冷却至2.5×10⁴ s时，衬板铸件各部分温度均低于1 107 ℃。

图17a黄色高亮区域为发热冒口内部孔隙率大于1%的缩松、缩孔缺陷，衬板铸件内部未产生孔隙率大于1%的缩松、缩孔。

(C)1994-2024 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

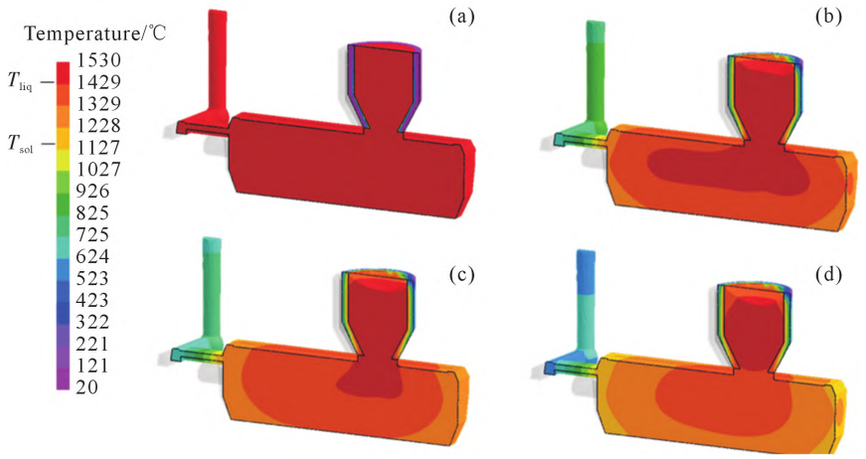


图 16 衬板凝固过程温度云图:(a) 75 s; (b) 4 130 s; (c) 5 130 s; (d) 7 130 s

Fig.16 Temperature nephograms of the liner solidification process: (a) 75 s; (b) 4 130 s; (c) 5 130 s; (d) 7 130 s

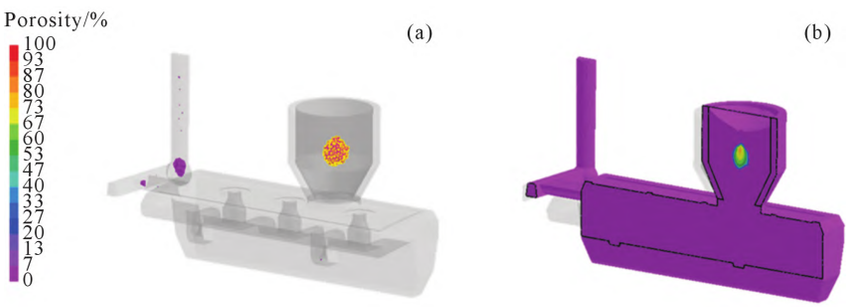


图 17 衬板孔隙率分布:(a) 缩松、缩孔云图;(b) 缩松、缩孔云图截面

Fig.17 Porosity distribution of the liner: (a) shrinkage porosity nephogram; (b) cross section of the shrinkage porosity nephogram

4 衬板新铸造工艺生产试制

为充分验证该铸造工艺设计方案，该厂对此进行了多次生产试制，制得的衬板铸件工艺出品率均在85%以上。衬板铸件及其代表性截面如图18所示，经细致查验，铸件内未发现缩孔、缩松、气孔、夹渣等铸造缺陷。

5 结论

(1)对某V法铸造厂半自磨机筒体衬板原铸造工艺进行了铸造宏观过程的数值模拟，准确预测了衬板内部缩松、缩孔缺陷的分布及大小，其成因是铸件在凝固冷却的过程中冒口与铸件间的补缩通道被堵塞，铸件中心区域形成了孤立的液相区。在随后的冷却过程中，由于该孤立液相区发生的液态收缩、凝固收缩得不到外来金属液的补偿，最终在衬板提升条内部产生了缩松、缩孔缺陷。

(2)采用基于Basic语言独立开发的《铸造工艺智能设计(铸钢)》软件对衬板的铸造工艺进行了全新设计，ProCAST数值模拟表明，铸件在凝固冷却的过程中冒口与铸件间的补缩通道在铸件未完全凝固前始终保持畅通，发热冒口内部成为型腔中金属液最后凝固的部位。缩孔、缩松缺陷主要分布在浇注系统及发热冒口内部，衬板铸件组织致密。

(3)多次生产试验表明，衬板铸件的代表性断面未产生缩孔、缩松缺陷。经模拟、试验验证，该铸造工

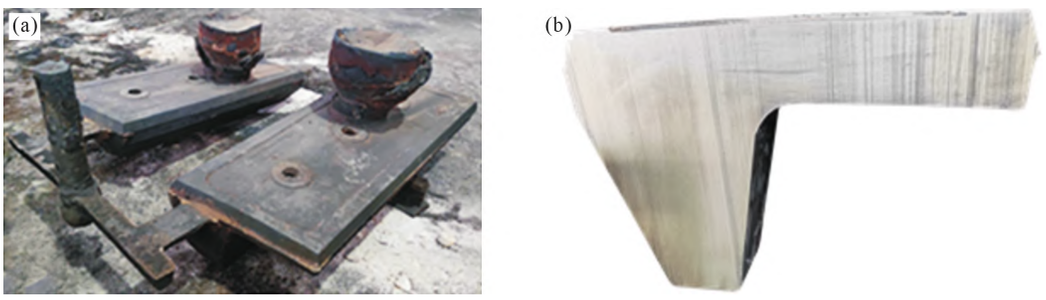


图 18 衬板铸件:(a) 铸件;(b) 铸件截面

Fig.18 Liner castings: (a) castings; (b) section of the casting

(C)1994-2024 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

艺设计方案成功的消除了衬板铸件内部的缩松、缩孔缺陷，将衬板铸件的工艺出品率由65%提升到85%以上，为该V法铸造厂衬板铸件的铸造工艺设计提供了全新思路。

参考文献：

[1] 符寒光，许军. 自磨机衬板的应用和发展[J]. 选矿机械，1994(3): 31-35.
FU H G, XU J. Application and development of liner of autogenous mill[J]. Beneficiation Machinery, 1994(3): 31-35.

[2] 陈天乐，肖庆飞，任英东，等. 半自磨机结构与筒体衬板研究进展及发展趋势[J]. 化工矿物与加工，2022, 51(2): 35-40.
CHEN T L, XIAO Q F, REN Y D, et al. Research progress and development trend of structure and shell liners of semi-autogenous-mill[J]. Industrial Minerals & Processing, 2022, 51(2): 35-40.

[3] 杜强. 基于离散元的大型半自磨机筒体衬板磨损分析[J]. 矿山机械，2015(1): 62-66.
DU Q. Wearing analysis of shell liner in large SAG mill based on DEM[J]. Mining & Processing Eouipment, 2015(1): 62-66.

[4] 边小雷，侯亚娟，赵梅，等. 离散元法及其在颗粒粉碎领域的应用现状[J]. 矿山机械，2015(6): 62-67.
BIAN X L, HOU Y J, ZHAO M, et al. DEM and its application to particle pulverization [J]. Mining & Processing Equipment, 2015, (6): 62-67.

[5] 刁晓刚，李卫，王春民，等. 大型半自磨机筒体衬板结构优化及应用[J]. 矿山机械，2020, 48(2): 39-44.
DIAO X G, LI W, WANG C M, et al. Optimization and application of shell liner of large SAG mill [J]. Mining & Processing equipment, 2020, 48(2): 39-44.

[6] 李占长，黄雨，付向上，等. 大型半自磨机衬板的选材与制备[J]. 铸造技术，2019, 40(2): 143-146.
LI Z C, HUANG Y, FU X S, et al. Material selection of large semi-autogenous grinding mill liners[J]. Foundry Technology, 2019, 40(2): 143-146.

[7] 宋延沛. 我国铸钢件生产研究的现状及未来发展趋势[A]. 2017中国铸造活动周[C]. 沈阳：中国机械工程学会，铸造分会，2017. 185-193.
SONG Y P. The production and research status of steel castings and the future development trend in China[A]. Shenyang: Shenyang 2017 China Foundry Week [C]. Chinese Mechanical Engineering Society, 2017. 185-193.

[8] RUDDLE R W. The running and gating of sand castings: A review of the literature[M]. London: Institute of Metals, 1956.

[9] 谢一华. V法铸造技术及应用[M]. 北京：化学工业出版社，2022.
XIE Y H. V casting technology and application[M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2022.

[10] 李新亚. 铸造手册第5卷：铸造工艺[M]. 北京：机械工业出版社，2011.
LI X Y. Foundry manual volume 5: Foundry process[M]. Beijing: China Machine Press, 2011.

[11] 姜不居. 铸造手册第6卷：特种铸造[M]. 北京：机械工业出版社，2010.
JIANG B J. Foundry manual volume 6: Special Foundry [M]. Beijing: China Machine Press, 2010.

[12] 介万奇，坚增运，刘林，等. 铸造技术[M]. 北京：高等教育出版社，2013.
JIE W Q, JIAN Z Y, LIU L, et al. Foundry technology[M]. Beijing: Higher Education Press, 2013.

[13] SEO H Y, JIN C K, KANG C G. Design of a gate system and riser optimization for turbine housing and the experimentation and simulation of a sand casting process[J]. Advances in Mechanical Engineering (Sage Publications Inc.), 2018, 10(8): 1-12.

[14] KALIAPPAN S, SUBBAIAH B S, PRABHAKAR P K, et al. Sand-casting process parameters influence casting mechanical properties in stainless steel alloys[J]. AIP Conference Proceedings, 2023, 2800(1): 1-7.

[15] 许云祥，杨振和，汪国保，等. 采用修正后的Johns法设计熔模铸钢件冒口[J]. 特种铸造及有色合金，1989(2): 25-28.
XU Y X, YANG Z H, WANG G B, et al. The design of riser in investment steel casting using modified johns method [J]. Special Casting & Nonferrous Alloys, 1989(2): 25-28.

[16] 高尚书，于志亚. 三次方程解析法冒口计算[J]. 铸造，2000(9): 533-537.
GAO S S, YU Z Y. Calculate riser dimensions of steel castings using cubic equation mathematical analytic method [J]. Foundry, 2000(9): 533-537.

[17] 牟相山. 冒口位置对铸钢件质量的影响[J]. 金属加工(热加工)，2012(23): 65-66.
MOU X S. Effect of riser position on the quality of steel castings [J]. MW Metal Forming, 2012(23): 65-66.

[18] FLEMINGS M C. Solidification processing [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 1974(5): 2121-2134.

[19] FLEMMINGS M C. 凝固过程[M]. 关玉龙，屠宝洪，许诚信 等译. 北京：冶金工业出版社，1981.
FLEMMINGS M C. Solidification process [M]. GUANG Y L, TU B H, XU C X, et al translate. Beijing: Metallurgical Industry Press, 1981.

[20] CHVORINOV N. Theory of solidification of castings[J]. Giesserei, 1940(27): 177-225.

(C)1994-2024 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net