

百吨级球墨铸铁核乏燃料容器铸造工艺研究与优化

李克锐, 张亮亮, 卫东海, 曾艺成, 李增利, 陈 昭, 李 桐

(郑州机械研究所有限公司, 河南郑州 450001)

摘要: 介绍了球墨铸铁核乏燃料容器的国内外研究现状及容器铸件的制造技术要求, 从铸造工艺、化学成分、原材料及熔炼处理、加强冷却条件等方面介绍了百吨级球墨铸铁核乏燃料容器的研究与实验进展。对百吨级球墨铸铁核乏燃料容器在不同铸造工艺下的凝固过程进行数值模拟分析, 设计了45° 模拟试块并实际测量了试块凝固过程中的温度场, 解剖了模拟试块并测试其组织与性能。结果表明: 在试验条件下, 45° 试块的凝固时间为3.42 h, 其心部的常温力学性能均符合要求, -40 °C冲击性能达到5.4 J/cm²以上, 满足容器铸件本体的指标要求, 为百吨级球墨铸铁核乏燃料容器的生产研制提供了试验数据支持。

关键词: 百吨级; 球墨铸铁; 核乏燃料容器; 模拟分析; 组织性能

截止到2019年年底, 我国在运行核电机组47台, 运行装机容量4 464.516万千瓦, 位居世界第三。核电占比4.7%, 在建机组11台, 在建规模世界第一, 对核乏燃料贮运容器的需求快速增加。国际上大型核乏燃料金属贮运容器有铅屏不锈钢、球墨铸铁、碳钢多层包扎、锻钢等不同类型^[1], 球墨铸铁容器具有高完整性和明显的经济性, 且制造和加工周期短, 是目前国际上金属运输容器的一条重要技术路线。百吨级球墨铸铁核乏燃料容器铸件吨位较大(约130 t)、壁厚较厚(约500 mm), 属于超大断面球墨铸铁件, 其铸件形状尺寸如图1所示。除了要求常温和高温强度、常温冲击性能外, 还需满足-40 °C的使用要求、具有较好的低温冲击性和断裂韧性, 制造技术难度大。

德国辛北公司(Siempelkamp)^[2]于20世纪80年代开始研制生产百吨级球墨铸铁容器, 采用低温铁素体球墨铸铁材质, 通过采用锆砂无冒口铸造工艺, 开发了专属的冷却系统以减少凝固时间, 分析并严格控制微量元素的种类和含量等措施, 最终在630 mm壁厚容器铸件的空心套料获得如下性能: 抗拉强度 ≥ 360 MPa, 屈服强度 ≥ 250 MPa, 伸长率 $\geq 9\%$, -20 °C冲击功 ≥ 8 J。该公司已累计生产百吨级球墨铸铁容器1 100多台。日本的新日本制铁所和日本制钢所室兰制作所^[3]均对球墨铸铁核乏燃料运输容器进行了大量的试验研究。新日铁提出利用球墨铸铁在凝固收缩时因石墨析出体积膨胀的规律来选择化学成分, 以取消或减小冒口、降低成本。日本制钢所从铸件壁厚、石墨形态等角度选择化学成分, 在研制工艺上全面采用直接外冷铁, 且外冷铁背面采用硅砂自硬砂, 并采用喷雾强制冷却措施。新日铁和制钢所获得铸件性能如下: 常温拉伸强度 ≥ 320 MPa, 伸长率 $\geq 12\%$, 常温屈服强度为220 MPa, 冲击值为20~30 J/cm², -40 °C低温冲击值为10~20 J/cm², 其力学性能均达到德国的实际应用标准。

与此同时, 哈尔滨科学技术大学与齐齐哈尔第一机床合作进行了小型球墨铸铁容器的研制工作^[4-6], 生产了约20台BQH-20型乏燃料运输容器, 该容器主要壁厚为300 mm, 重量为20 t。受条件限制, 未继续进行百吨级球墨铸铁核乏燃料容器铸件的研制工作。笔者单位参加了某核能开发项目中“大型球墨铸铁乏燃料容器铸件制造

作者简介:

李克锐(1963-), 男, 研究员, 从事铸铁、铸钢合金及熔炼、铸造工艺与装备等科研、生产工作。电话: 13803898219, E-mail: zrimpc@126.com

中图分类号: TG255

文献标识码: A

文章编号: 1001-4977(2020)07-0709-07

基金项目:

核能开发科研项目: 球墨铸铁核乏燃料运输容器研制。

收稿日期:

2020-05-29 收到初稿,

2020-06-19 收到修订稿。

技术研究”，现将部分研究内容介绍如下。

1 主要技术指标

百吨级球墨铸铁核乏燃料容器铸件器身壁厚 520 mm，热节处厚度超过 630 mm，热容量大，散热条件差。百吨级球墨铸铁核乏燃料容器铸件的制造技术难度主要体现在化学成分控制、熔炼工艺、加强冷却、球化孕育处理工艺等方面。首先，由于大断面球墨铸铁件冷却速度缓慢，凝固时间长，使得铸件壁厚中心或热节处容易出现石墨畸变、球化衰退、石墨球数量减少、组织粗大等问题，相应力学性能下降，尤其是韧性下降更甚^[7-10]；其次，由于大型铸件偏析严重，在热节处出现 P 和 Mn 的偏析，进一步降低低温韧性；大断面球墨铸铁件容易在热节处产生缩孔缩松，质量控制技术难度大。综合国内外文献报道和核电厂家的实际需要，其主要指标如下：室温抗拉强度 ≥ 300 MPa，室温屈服强度 ≥ 200 MPa，室温伸长率 $\geq 12\%$ ；室温冲击韧性 ≥ 12 J/cm²；-40℃ 低温冲击韧性 ≥ 4 J/cm²；石墨形状 V-VI $\geq 80\%$ 、IV $\leq 20\%$ 、II-III $\leq 10\%$ ，石墨尺寸 3~7 级 $\geq 90\%$ ，铁素体 $\geq 80\%$ ，珠光体 $\leq 20\%$ 。

2 铸造工艺设计及模拟试验

本研究是根据百吨级球墨铸铁核乏燃料容器结构特点进行铸造工艺设计，利用模拟软件对设计工艺进行凝固过程模拟来确定合适的铸造工艺，以期在国内现有的技术条件下获得的铸件达到国外容器的性能指标。

2.1 铸造工艺设计

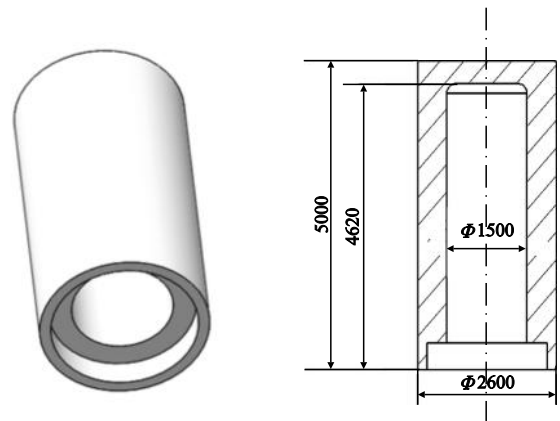
百吨级球墨铸铁核乏燃料容器铸造工艺设计如图 2 所示。浇注系统采用底注，浇注系统的截面比例关系为 $\sum A_{内} : \sum A_{横} : \sum A_{直} = 1 : 1.2 : 1.5$ ，采用阻流截面设计法来计算各截面面积；依据经验比例法进行冒口设计，铸件顶部采用缩颈保温冒口；冷铁均布在球墨铸铁核乏燃料容器器身；金属铸型参照铸铁用金属型进行计算。

2.2 铸造工艺模拟

利用数值模拟软件对球墨铸铁核乏燃料容器在砂型、砂型+冷铁、金属铸型等不同工艺条件下的凝固过程进行模拟分析，不同工艺条件的球墨铸铁核乏燃料容器的凝固时间如表 1 所示。由表 1 可见，球墨铸铁核乏燃料容器在砂型铸造工艺条件下的凝固时间长达 50.64 h，显然不能采用砂型铸造工艺；冷铁的使用虽然能加快球墨铸铁核乏燃料容器的凝固进程，但是凝固时间依然长达 25.88 h；金属铸型工艺的凝固时间最短，为 3.49 h，缩孔和缩松数量很少，缩孔主要分布在冒口附近（图 3）。从保证

凝固时间、减少缩孔缩松缺陷等角度考虑，采用金属型铸造工艺是合适的。

球墨铸铁核乏燃料容器一次所需要的铁液量大，研制周期长，采用模拟软件进行铸造工艺优化可以节约研发成本，缩短研发周期。为了验证铸造工艺数值模拟结果的准确性，设计的模拟试块占圆周的 45°（简称 45° 试块），对其温度分布进行实测，45° 试块取自百吨级球墨铸铁核乏燃料容器 1/2 高度处（图 4），试块高度 520 mm，壁厚 520 mm，重量 1.7 t，45° 试块铸造工艺及测温点分布如图 5 所示。为模拟金属型铸造工艺，45° 试块四周采用 200 mm 厚耐火纤维板隔热，外侧采用金属型，内侧采用冷铁，壁厚均为 250 mm。利用自主开发的 16 通道测温系统进行测温，采用镍铬-镍硅 K 型热电偶，选用石英玻璃管保护，插入型内 1/2 深度处。沿径向布置 9 个测温点，分别是：通道 ch1-冷铁外侧，ch2-冷铁内侧；



(a) 球铁核乏燃料容器的形状 (b) 球铁核乏燃料容器尺寸

图 1 球铁核乏燃料容器的形状与尺寸

Fig. 1 Shape and size of ductile iron container for spent nuclear fuel

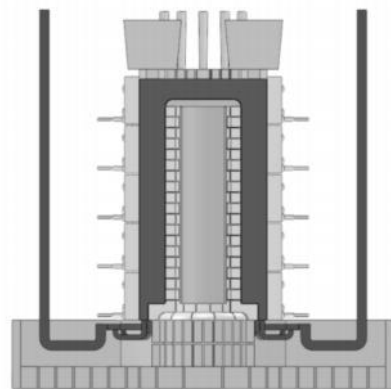


图 2 球铁核乏燃料容器浇冒口、冷铁分布

Fig. 2 Distribution of gating system, riser and chill of ductile iron container

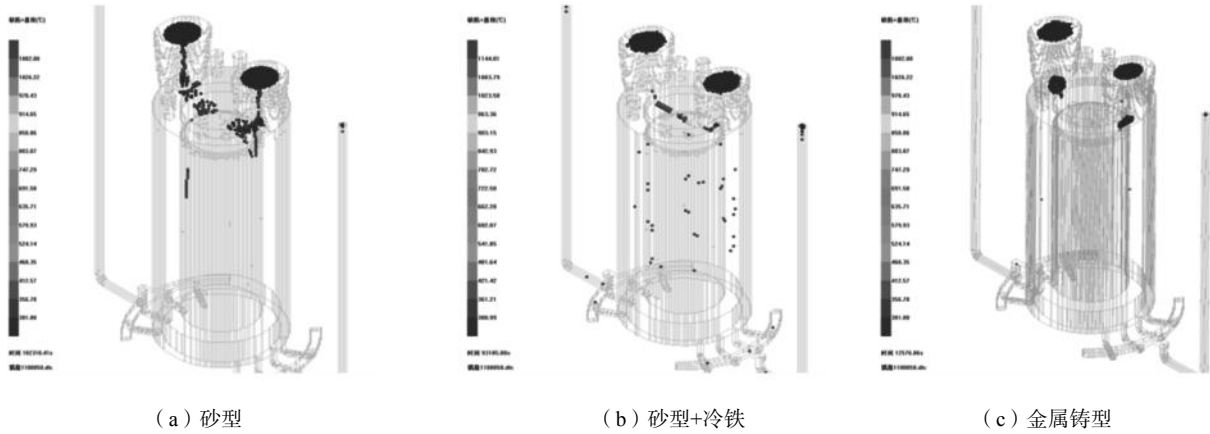


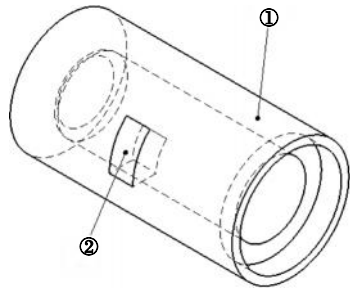
图3 球铁核乏燃料容器在不同铸造工艺条件下缺陷分布

Fig. 3 Defect distribution of ductile iron spent fuel containers cast by different casting processes

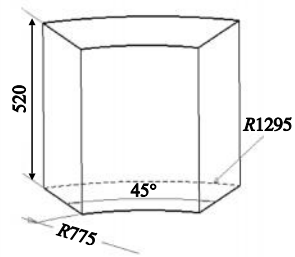
表1 球铁核乏燃料容器不同工艺条件下的凝固时间

Table 1 Solidification time of ductile iron spent fuel containers under different process conditions

项目	砂型	砂型+冷铁	金属型
凝固时间/h	50.64	25.88	3.49



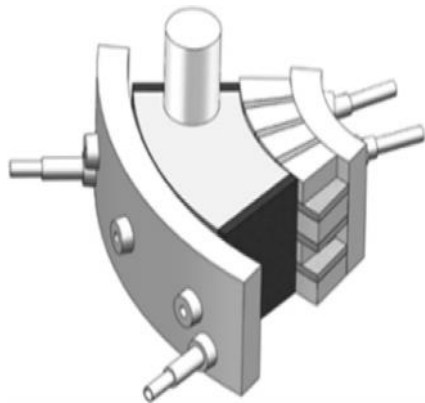
(a) 45° 试块取样位置



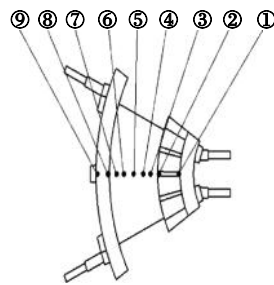
(b) 45° 试块形状与几何尺寸

图4 45° 试块取样位置及其形状与几何尺寸 (①为核乏燃料容器; ②为45° 试块)

Fig. 4 45° test block sampling position and its shape and geometric dimensions



(a) 45° 试块铸造工艺



(b) 45° 试块测温点分布

1.冷铁外侧; 2.冷铁内侧; 3.内1/8; 4.内1/4; 5.中心; 6.外1/4; 7.外1/8; 8.金属型内侧; 9.金属型外侧

图5 45° 试块铸造工艺及测温点分布

Fig. 5 45° test block casting process and temperature measurement point distribution

ch3-内1/8 (距离冷铁65 mm), ch4-内1/4 (距离冷铁130 mm), ch5-试块中心, ch6-外1/4 (距离金属型130 mm), ch7-外1/8 (距离金属型65 mm); ch8-金属型内侧, ch9-金属型外侧。

2.3 铁液熔炼处理与浇注试验

以高纯生铁为主要原料,采用电炉熔炼,保证获得满足成分要求的高温纯净优质铁液,达到控制化学成分及微量元素的目的。对厚大断面低温铁素体球铁来说,为保证其低温冲击韧性达到要求,严格控制微量元素的含量尤为重要。表2和表3是微量元素的控制范围,11种微量元素元素之和<0.06%。

铁液过热温度1 490~1 500 °C,出铁温度1 440~

1 460 °C,选用MgRE6-1混合稀土球化剂,粒度4~25 mm,采用冲入法球化处理,球化剂加入量1.3%。加入0.6%75SiFe进行包内孕育,球化反应完毕后扒渣,向包内加入0.4%高钙钡孕育剂(粒度3~8 mm)进行浮硅孕育,扒渣后进行测温,待温度降到1350~1 360 °C进行浇注(图6),加入0.1%的硫氧孕育剂进行随流孕育。浇注时开启测温装置,对45°试块不同测温点的温度进行采集,获得的45°试块与铸型温度曲线如图7所示。待温度降到300 °C时进行打箱清理。此外,需要采用炉前铁液质量在线检测,质量控制体系要制定极为严格的生产控制工艺以保证炉前铁液质量的稳定可靠性,获得质量合格且稳定性、一致性高的铸件。

表2 微量元素最大限量表
Table 2 Maximum limits of trace elements

										$w_B/\%$
Cr	V	Mo	Sn	Sb	Pb	Bi	As	B	Al	Te
0.05	0.03	0.01	0.02	0.002	0.002	0.001	0.02	0.002	0.02	0.003

表3 常见的反球化元素极限含量
Table 3 Limit content of common anti-spheroidization elements

							$w_B/\%$
Ti	As	Sn	Sb	Pb	Bi	Al	
≤0.03	≤0.02	≤0.02	≤0.002	≤0.002	≤0.001	≤0.02	

反球化指数 K_1 , $K_1=4.4(\%Ti)+2.0(\%As)+2.4(\%Sn)+5.0(\%Sb)+290(\%Pb)+370(\%Bi)+1.6(\%Al)$

珠光体指数 P_x , $P_x=3.0(\%Mn)-2.65(\%Si-2.0)+7.75(\%Cu)+96(\%Sn)+3.57(\%Pb)+333(\%Bi)+20.1(\%As)+9.6(\%Cr)+71.7(\%Sb)$

备注:要求 $K_1 \leq 1$;获得铸态全铁素体的基本条件是 $P \leq 0.03\%$ 、 $Mn < 0.1\%$ 、 $P_x < 2.0$,即要保证 $P_x < 2.0$ 。

3 试验结果及分析

3.1 测温曲线分析

从测温曲线可以看出:

(1)冷铁内侧在18 min时温度迅速升至700 °C,冷铁外边缘温度升至100 °C,此时冷铁温度梯度最大,温度梯度约600 °C,随后冷铁内侧边缘缓慢升高,在210 min温度达到最高830 °C后缓慢下降;冷铁内外温差由开始的600 °C缓慢下降到200 °C左右后几乎不再变化,表明冷铁刚开始有很强的激冷能力,随着凝固进行及冷铁蓄热达到饱和,散热能力减弱。

(2)金属型内侧在18 min时温度迅速升高至650 °C,此时金属型外侧温度由50 °C升高到100 °C,此时金属型温差最大为550 °C,随后金属型内侧温度缓慢升高,在210 min时达到最高675 °C,随后缓慢下降;金属型温度变化趋势与冷铁相似,但是金属型两侧温度差整体比冷铁两侧温度差大,表明金属型冷却能力大于冷铁,随着凝固进行,铸件主要通过外侧金属型进行散热。

(3)外1/8处靠近金属型,在所有测温点中冷却条

件最好,所以最先开始凝固,有凝固平台出现,凝固温度1 135 °C,凝固时间最短,凝固时间57 min;与此对应的内1/8处接近冷铁内侧,由于冷铁的冷却能力不如金属型,内1/8处凝固时间略长于外1/8处,凝固平台温度1 135 °C,凝固时间85 min。

(4)外1/4处随着金属型吸热升温,内外温度梯度减小,散热条件变差,凝固时间逐渐延长,凝固开始温度升高至1 150 °C,凝固时间为136 min。



图6 浇注与测温

Fig. 6 Pouring and temperature measurement

(5) 中心1/2处凝固潜热得不到有效释放, 散热条件进一步变差, 金属液保持较长时间的固液共存状态, 凝固在一个温度区间内进行, 凝固时间181 min。

(6) 对内1/4处凝固曲线进行分析(图8)发现, 该处在43 min温度达到1 148.5 °C, 随后缓慢下降, 直至205 min(3.42 h)铁液温度下降到1 080 °C之前, 在此温度区间内, 铁液始终保持固液两相平衡状态; 当铁液温度降到1 080 °C后, 温度曲线出现拐点, 铁液凝固完成。

综上所述, 金属型冷却条件优于冷铁, 在距离中心相同的位置上, 外侧凝固时间少于内侧, 凝固时间由短到长依次是外1/8(57 min)、内1/8(85 min)、外1/4(136 min)、中心1/2(181 min)、内1/4(205 min), 最后凝固部位不在试块的几何中心处, 而是偏向内侧1/4处; 其凝固温度区间为1 147~1 080 °C, 实测凝固时间(3.42 h)与模拟结果(3.49 h)基本一致, 实测凝固时间与模拟凝固时间的误差为2%左右, 表明现有的数值模拟工具可以用于超大断面核乏燃料容器铸件铸造工艺优化。

3.2 金相组织与力学性能测试

对模拟试块进行解剖分析, 在试块左右两侧各锯掉150 mm, 可以看出整个截面无色差, 无宏观缺陷, 表明球化良好, 组织致密(图9)。随后将45°试块从中心锯开成对等的两半, 最后沿下半块的锯开面取30 mm扇形块(图10)。在得到的30 mm扇形块上切取16套试样, 每套包含1个拉伸试棒和3个冲击试样。

45°试块的金相组织和力学性能如表4所示。金相组织参考球墨铸铁金相检验(GB/T 9441—2009)标准。即使在最后凝固部位, 石墨球化良好, 没有出现异形石墨; 石墨球个数达到50/mm², 球化率≥85%, $R_{p0.2} \geq 230$ MPa, $R_m \geq 370$ MPa, $A \geq 19.5\%$, -40 °C冲击值 $\alpha_K \geq 5.4$ J/cm², 均满足容器铸件本体的指标要求。

45°试块不同位置处的石墨球化级别和石墨球数量如图11所示。由图看出, 无论是试块中心位置还是边缘位置, 其基体均为全铁素体组织; 45°试块整个截面上球化率、球化等级相似, 但石墨球个数差异较大; 由于冷铁和金属型的激冷作用, 试块两侧凝固时间短, 石墨球数多(100~125个/mm²); 随着凝固进行, 冷铁吸热能力下降, 内侧散热变差, 内1/4到中心区域最后凝固, 石墨球数减少到50个/mm², 石墨球尺寸增大。石墨球数由多到少顺序依次是外边沿、外1/8、内1/8、外1/4、中心、内1/4, 铸件的凝固时间越长, 石墨球数越少、尺寸越粗大, 这与测温结果相吻合。

由表4可见, 石墨球数对抗拉强度、屈服强度、伸

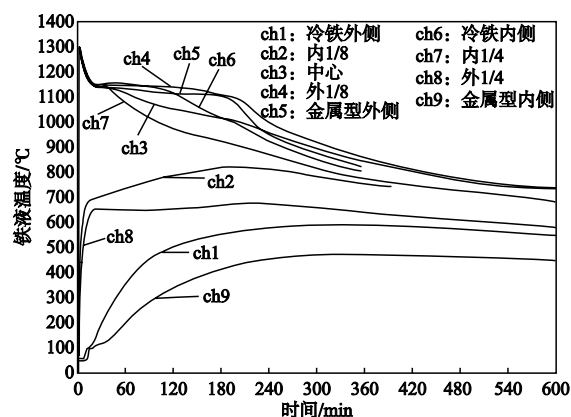


图7 45°试块测温曲线

Fig. 7 Temperature curve of 45° test block

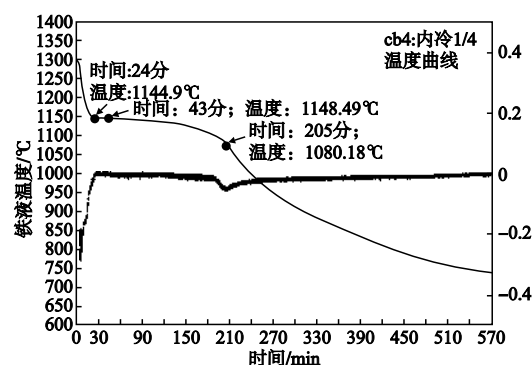


图8 内1/4处温度曲线分析

Fig. 8 Analysis of temperature curve at inner 1/4 place

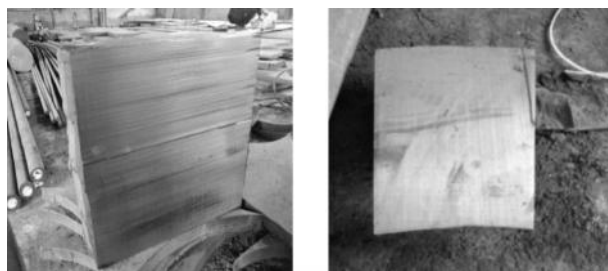


图9 45°试块及试样

Fig. 9 45° test block and sample

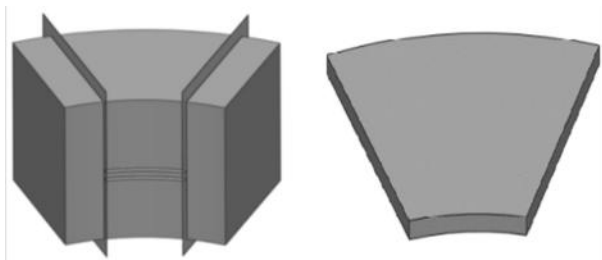


图10 取样位置及形状

Fig. 10 Sampling position and shape

长率和常温冲击性能影响不大,但对-40℃冲击性能影响较大;随石墨球数减少,-40℃冲击值下降明显,个别值仅为4.8 J/cm²。冲击值由两边缘的8.0 J/cm²左右下降至5.4 J/cm²(图12)。

综合分析取样位置的偏差和凝固时长的影响,冲

击性能薄弱环节出现在内1/4位置,在百吨级球铁核乏燃料容器的生产制造过程中,应该进一步增强冷却措施,改善散热条件,使容器铸件在3 h内凝固,铸件石墨球数不低于50个/mm²,以保证铸件各项性能指标达到要求。

表4 45°扇形试块由内到外金相组织与力学性能检测结果

Table 4 Test results of microstructure and mechanical properties of 45° test block from the inside to the outside

取样位置	球化率/%	球化等级	铁素体/%	石墨球个数/(个·mm ²)	大小等级	R _{p0.2} /MPa	R _m /MPa	A/%	常温冲击值α _K /(J·cm ²)		-40℃冲击值α _K /(J·cm ²)	
									三个试样值	平均值	三个试样值	平均值
内侧	86.4	3	100	100	6	233	374	22.5	23.7/22.2/21.0	22.3	8.25/8.37/6.86	7.8
内1/8	88.1	3	100	75	6	240	371	22.0	18.9/19.2/19.4	19.2	4.80/5.94/5.37	5.4
内1/4	85.4	3	100	50	6	240	380	19.5	23.1/25.4/23.1	23.9	6.21/8.78/5.94	7.0
中心	90.9	2	100	50	5	237	375	20.5	22.5/21.0/21.9	21.8	5.94/6.22/5.45	5.9
外1/4	86.9	3	100	75	6	237	374	23.0	23.6/24.3/23.9	23.9	6.78/7.08/6.43	6.8
外1/8	86.4	3	100	100	6	237	375	21.5	21.7/20.7/21.7	21.4	8.31/6.57/6.97	7.3
外侧	89.7	3	100	125	6	237	382	23.5	17.6/18.1/18.0	17.9	6.91/8.25/8.90	8.0

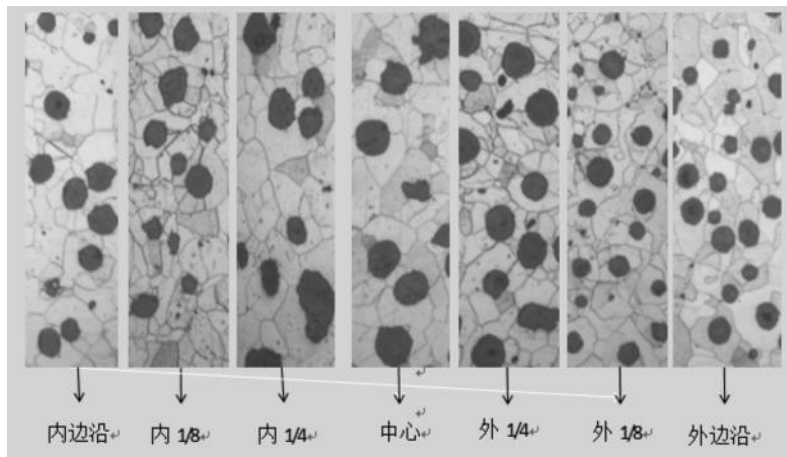


图11 45°试块不同位置处的石墨球化级别和石墨球数量

Fig. 11 Nodule grade and count of 45° test block at different positions

本试验模拟、测温和解剖分析结果已用于1:1容器铸件铸造工艺优化与方案设计,取得了良好效果。由于百吨级球铁核乏燃料容器铁液热量和凝固潜热很大,热量集中,内部散热条件差,影响组织和性能的因素更加复杂,相关的试验和研究工作正在深入进行。

4 结论

(1) 百吨级球铁核乏燃料容器铁液热量和凝固潜热大,热量集中,散热条件差,宜采用金属型铸造工艺。

(2) 成功测定了45°试块温度场和铸型温度曲线,试块最后凝固部位位于内1/4处;其凝固温度区间

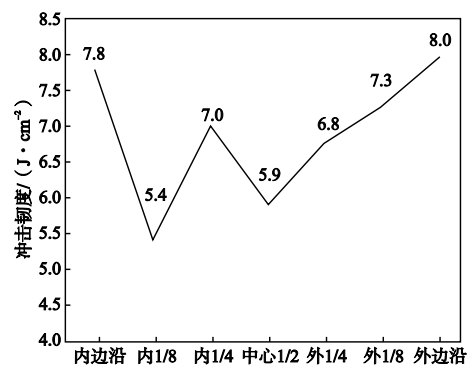


图12 45°试块不同位置处低温冲击性能

Fig. 12 Impact properties at -40℃ of 45° test block at different positions

为1 147~1 080 °C, 实测凝固时间为3.42 h, 与模拟凝固时间相吻合, 现有模拟软件可以用来优化超大断面球墨铸铁核乏燃料容器的铸造工艺。

(3) 模拟试块解剖表明, 由于冷铁和金属型的激冷作用, 试块两侧凝固时间短, 石墨球数为100~125个/mm², 内1/4到中心区域因最后凝固, 石墨球数只有50个/mm², 与测温结果相一致; 经检测, 试块的组织与性能均能达到容器铸件本体的指标要求。

(4) 石墨球数对抗拉强度、屈服强度、伸长率和常温冲击性能影响不大, 但对-40 °C冲击性能影响较大。随石墨球数减少, -40 °C冲击值由两侧的8.0 J/cm²左右下降至5.4 J/cm², 个别值仅为4.8 J/cm²。

(5) 为保证球墨铸铁容器各项性能指标达到要求, 除采用优质原材料、严格控制铁液化学成分、合适的球化与孕育处理工艺等一系列措施外, 还需要进一步加强铸型的冷却条件, 保证容器铸件在3 h内凝固, 石墨球数不低于50/mm²。

参考文献:

- [1] 汪海, 董明炎, 孙胜, 等. 核乏燃料运输容器研究进展 [J]. 机械工程师, 2015 (12): 65-69.
- [2] PEULM B. Ductile iron cask cleared for nuclear fuel storage [J]. Modern Casting, 1987 (12): 21-23.
- [3] 英在田. 核废料储存容器的研制 [J]. 大型铸锻件, 1990 (1): 66-75.
- [4] 宫瑾英, 林瑞, 丁霖溥. 厚大断面球墨铁核容器拉伸试样断口显微分析 [J]. 齐齐哈尔轻工学院学报, 1991, 7 (3): 37-45.
- [5] 丁霖溥, 任善之, 林瑞, 等. 乏燃料稀土镁球墨铸铁容器模拟生产试验研究 [J]. 现代铸铁, 1994 (4): 7-11.
- [6] 王晶琦. 采用外冷却生产厚大断面球墨铸铁铸件的试验研究 [J]. 现代铸铁, 1996 (2): 11-17.
- [7] 丁霖溥, 丁刃锋, 柴树繁, 等. 大型厚壁球墨铸铁件的质量控制 [J]. 铸造, 1997 (1): 27-30.
- [8] 孙润超, 刘冬梅, 苏艳, 等. 厚大断面球铁件常见缺陷的防止 [J]. 铸造, 2009, 58 (8): 857-860.
- [9] 彭建中, 刘玲霞, 杨忠贤. 大型风电球墨铸铁轮毂的质量控制 [J]. 铸造, 2010, 59 (9): 969-976.
- [10] 刁晓刚, 魏伟, 沈闯, 等. 厚大断面球墨铸铁端盖的生产实践 [J]. 铸造, 2019, 68 (1): 71-74.

Experimental Study and Optimization of Casting Process of 100-Ton Grade Ductile Iron Container for Spent Nuclear Fuel

LI Ke-rui, ZHANG Liang-liang, WEI Dong-hai, ZENG Yi-cheng, LI Zeng-li, CHEN Zhao, LI Tong
(Zhengzhou Research Institute of Mechanical Engineering Co., Ltd., Zhengzhou 450001, Henan, China)

Abstract:

The domestic and abroad research status of ductile iron container for spent nuclear fuel and the technical requirements for container casting are reviewed in the paper. The research and development of 100-ton ductile iron container for spent nuclear fuel are introduced from several aspects of casting process, chemical composition, raw materials and smelting treatment, and strengthening cooling conditions. The solidification process of 100-ton ductile iron container under different cooling conditions was analyzed by numerical simulation, the temperature curves of 45° test block during the solidification was measured, and the microstructures and mechanical properties of 45° test block were tested. The results show that the solidification time of 45° test block is 3.42 h, the mechanical properties can meet the requirements, and the impact properties at -40 °C is 5.4 J/cm², which can meet the requirements of the container. The present research provides data reference for the production and development of 100-ton ductile iron container for spent nuclear fuel.

Key words:

100-ton; ductile iron; container for spent nuclear fuel; simulation analysis; microstructure and properties