

分 类 号 _____

学号 _____ D201277241 _____

学校代码 10487

密级 _____

华中科技大学
博士 学位 论文

太阳能梯级集热发电系统优化设计
及其建模研究

学位申请人：

学科专业： 热能工程

指导教师：

A Thesis Submitted in Partial Fulfillment of the
Requirements for the Ph.D

Cascade solar thermal power system optimization and
modeling research

Student :

Major : Thermal Engineering

Supervisor :

Huazhong University of Science & Technology

Wuhan 430074, P. R. China

独创性声明

本人声明所呈交的学位论文是我个人在导师的指导下进行的研究工作及取得的研究成果。尽我所知,除文中已标明引用的内容外,本论文不包含任何其他人或集体已经发表或撰写过的研究成果。对本文的研究做出贡献的个人和集体,均已在文中以明确方式标明。本人完全意识到本声明的法律结果由本人承担。

学位论文作者签名:

学位论文版权使用授权书

本学位论文作者完全了解学校有关保留、使用学位论文的规定,即:学校有权保留并向国家有关部门或机构送交论文的复印件和电子版,允许论文被查阅和借阅。本人授权华中科技大学可以将本学位论文的全部或部分内容编入有关数据库进行检索,可以采用影印、缩印或扫描等复制手段保存和汇编本学位论文。

本论文属于 保密口,在 ____ 年解密后适用本授权书。
 不保密口。
(请在以上方框内打“√”)

学位论文作者签名:

指导教师签名:

摘 要

随着化石能源消耗和环境污染问题的凸显,太阳能被广泛认为是未来最有潜力替代传统化石能源的清洁能源。本文以国家国际合作项目专项“太阳能梯级集热发电系统关键技术合作研究”为背景,目标是研究太阳能光热发电装置,利用各种传统型式的太阳能光热发电系统的优缺点以及热力特性,提出并组建,优化太阳能梯级集热发电系统,为探索大规模低成本高效率利用太阳能的光热发电技术提供新的方案。主要研究内容包括:

提出了多种采用梯级集热和梯级发电的新型太阳能梯级集热发电系统。在梯级系统中,采用多种型式的集热器实现能量的梯级收集,采用多种形式的热力循环实现能量的梯级利用。通过对梯级系统各技术方案逐个研究分析,确定了具有代表性的太阳能梯级集热发电系统方案。

采用数学计算工具和系统开发工具,建立了梯级系统中各部件的机理模型,进而开发了太阳能光热发电系统设计软件。采用面向对象的方法,保证了各部件之间既具有独立性又具有关联性,系统模型具有方便搭建,结构清晰,易于改进等优点。其中,斯特林机的建模过程中,考虑了多种不可逆过程及多类损失,建立了较为完善的斯特林机机理模型,并进行了模型验证分析。结果表明,所建立的斯特林机模型的精度要高于传统的经典斯特林机模型。

研究了太阳能梯级集热发电系统中斯特林机组不同排列方式对系统效率的影响。针对斯特林机的工作特点,提出了五种基本的斯特林机组排列方式,并为这五种排列方式建立了仿真模型,分析了不同流体入口温度、热容量及斯特林机数目的条件下,各种排列方式的性能差异。发现串联连接是最佳的排列方式,斯特林机组具有最佳健壮性和最大的发电效率。

提出了分段加热系统,有效降低了蒸汽发生系统中的熵损。在传统蒸汽发生系统的换热过程中,加热流体无相变,被加热流体有相变,两者存在较大的换热温差,换热过程有较大的熵损。本文提出分段加热的方法,通过改变各段加热流体的流量,减小换热温差,降低换热过程的熵损,并能有效提升太阳能场的集热效率。

提出了太阳能梯级集热发电系统性能评估方法。本文针对新型梯级发电系统提出了与传统型式太阳能光热发电独立系统的对比方案,并建立了系统性能计算模型。经过建模仿真分析发现,梯级系统在较高的太阳辐射强度下,相比其对应的独立系统,具有更高的总体光电转换效率。

建立了太阳能光热发电实验平台,并开展了相关的实验工作。通过设计不同的实

华 中 科 技 大 学 博 士 学 位 论 文

验工况,探究了太阳法向直射强度,传热流体流量,入口温度对集热器热性能的影响。实验还验证了本文建立的槽式集热器和碟式集热器模型。

关键词: 朗肯循环 斯特林循环 斯特林机组 蒸汽发生系统 梯级光热发电

Abstract

With the increasing awareness of the problem of fossil energy consumption and environmental pollution, solar energy is regarded as the best potential alternative of fossil energy. This research is based on the international cooperation project “Collaborative research on key technologies to produce electricity by cascade utilization solar thermal energy”. The objective of this project is to conduct research on the equipment of solar thermal power generation system, to propose, develop and optimize a solar thermal cascade system depending on the advantages and disadvantages of solar thermal power generation technologies, and to explore a new feasible technology for large-scale solar thermal power generation. The main contents and conclusions of this thesis are as follows:

Multiple novel topological structures with cascade collection and cascade utilization of the cascade systems were proposed. In these systems, different types of collectors were used for cascade collection and different types of thermodynamic cycles were used for cascade utilization. After the investigation of each technical proposal of cascade system, representative typical cascade solar thermal power generation system topologies were selected.

Mechanism models were established for the components of solar thermal power generation system by using mathematical calculation tool and system development tool. The modeling process uses an object-oriented approach to ensure independence and relevance of each component has both independence and relevance. The system model has the advantages of convenient organization, clear structure, handy improvement. For component modeling, the Stirling engine modeling process, considering various irreversibilities and losses, established developed a more accurate Stirling model with verification analysis. The results show that the accuracy of the established newly developed Stirling model is higher better than that of classical Stirling engine models.

The effect of different arrangements of Stirling engines on the efficiency of the cascade system was studied. According to the working features of Stirling engine, five basic arrangements of Stirling engine array were proposed, and corresponding simulation models were established. Performance differences of different arrangements of Stirling engine array were analyzed with different inlet fluid temperature, fluid heat capacity and Stirling engine numbers. It was found that series connection is the best arrangement for the best robustness and maximum efficiency of in term of robustness and efficiency for the Stirling engines.

A multistage heating system was proposed, which can effectively reduce the exergy loss of steam generating process. During the entire heat exchange process of a conventional steam generating system, ~~there is~~ no phase change exists in the heating fluid and ~~there is~~ a phase change exists in the heated fluid. ~~There exist large heat transfer~~Large temperature differences exist between the two fluids in the heat exchangers, which ~~makes large~~enlarge exergy loss during the heat exchange process. In this thesis, a method of heating in stages ~~is was~~ proposed, in which the flow rates of the heating fluid in different heat exchangers are controlled to reduce the heat transfer temperature difference and the exergy losses. It can effectively increase thermal efficiency of solar fields.

A performance evaluation method of solar cascade thermal power generation system was proposed. In this thesis, corresponding independent systems of the cascade system were chosen for comparison, and the system performance evaluation models were established. After simulation and result analysis of the systems, it can be found that the cascade system has a higher overall solar-to-electric conversion efficiency under high solar irradiance compared to its corresponding independent systems.

A solar thermal power generation test platform was established, and the relevant experimental work was carried out. By designing different experimental conditions, influences of solar direct normal irradiance, flow rate and inlet temperature of heat transfer fluid were investigated. The experiment also validated the established trough collector model and dish collector model.

Key words: Rankine cycle Stirling cycle Stirling engine array steam generating system cascade solar thermal power

目 录

摘要	I
插图索引	X
表格索引	XIII
1 绪论	1
1.1 研究背景及意义	1
1.2 国内外研究现状	3
1.3 文献综述小结	16
1.4 研究内容	17
2 系统拓扑结构研究	19
2.1 基于朗肯循环的系统结构	21
2.2 槽式朗肯循环与太阳能烟囱技术集成的系统结构	24
2.3 多种集热方式集成的系统结构	26
2.4 朗肯循环与斯特林循环集成的系统结构	28
2.5 选定的梯级系统拓扑结构	31
2.6 本章小结	33
3 发电系统建模理论研究	34
3.1 发电系统部件建模	34
3.2 朗肯循环发电子系统建模	50
3.3 蒸汽发生系统建模	54
3.4 梯级系统建模	56
3.5 本章小结	58
4 斯特林机组排列方式优化研究	59
4.1 斯特林机组的排列方式	59
4.2 斯特林机组的建模	60

4.3 结果分析	64
4.4 本章小结	67
5 蒸汽发生系统的优化研究	69
5.1 蒸汽发生子系统	69
5.2 分段加热系统	71
5.3 对比分析	74
5.4 本章小结	76
6 梯级系统性能评估	78
6.1 系统对比方案	79
6.2 系统性能计算模型	81
6.3 系统参数设置	83
6.4 同独立系统的对比分析	84
6.5 本章小结	89
7 太阳能梯级发电实验台的建设及实验研究	91
7.1 太阳能聚光集热实验台结构	91
7.2 集热器性能测试实验	96
7.3 实验结果分析	100
7.4 本章小结	108
8 总结与展望	109
8.1 总结	109
8.2 创新点	110
8.3 展望	111
参考文献	112
附录 A 流体与定温热源的传热计算公式	120
附录 B 等热流密度下的流体与定温热源的传热计算公式	122
附录 C 类 Stream 的 MATLAB 源代码	124
附录 D 攻读学位期间的主要成果和奖励	126

术语表

A	面积, m^2	p	压力, Pa
c_p	定压比热容, $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	p_e	汽轮机抽汽压力, Pa
c_r	螺旋管的螺旋因子	Pr	普朗特数
c_v	定容比热容, $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	Q	吸热量, W
d	直径, m	q''	热流密度, $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$
e	回热率	R	气体常数, $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$
f	焦距, m	Re	雷诺数
J	置换器与圆柱体内壁之间的缝隙大小, m	s_{se}	斯特林机转速, Hz
K	容积因子	T_H	热量温度, K
k	热容比 (c_p/c_v); 导热率, $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	T_L	冷腔温度, K
l	深度, m	T_R	有效回热温度, K
m_{se}	单台斯特林机中的工质的质量, kg	T_w	壁温, K
n	数目	U	整体换热系数, $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$
n_g	单台斯特林机中的工质的物质的量, mol	V_C	压缩体积, m^3
Nu	努塞尓数	V_D	死区容积, m^3
P	功率, W	V_E	膨胀体积, m^3
		V_{DC}	冷头死区容积, m^3
		V_{DH}	热头死区容积, m^3
		V_{DR}	回热器死区容积, m^3
		W	输出功, J

x	干度	γ_L	过程 34 的容积率
y	汽轮机的抽汽率	λ	导热率, $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$
Z	置换器的往复长度, m	μ	动力粘度, $\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-1}$
缩略语		ρ	反射率
CFD	计算流体动力学	θ_{dc}	碟式集热器开口角度 (0° 表示水平, 90° 表示竖直向下)
CSP	太阳能聚光集热发电	下标	
HTF	传热流体	c	冷却流体; 逆流
ISCC	综合太阳能联合循环	cd	凝汽器
LSSVM	最小二乘支持向量机	cs	梯级系统
MCRT	蒙特卡洛光线追踪	cw	冷却器壁面
ORC	有机工质朗肯循环	dr	碟式接收器
PLC	编程逻辑控制器	h	加热流体; 齐次解
SRC	水工质朗肯循环	hw	加热器壁面
希腊字母		i	进口
β	斯特林机发电功率占系统发电总功率的比例	$insu$	绝热层
δ	厚度, m	o	出口
ϵ	发射率	p	顺流; 特解; 活塞
η_{diff}	梯级系统效率与其对应独立系统的效率差, $\eta_{cs} - \eta_s$	pu	泵
γ	拦截因子; 压缩比	r	回热器
γ_H	过程 12 的容积率	rk	朗肯循环
		s	独立系统
		se	斯特林机

华 中 科 技 大 学 博 士 学 位 论 文

<i>sea</i>	斯特林机组	1	空气
<i>th</i>	理论值	2	水
<i>w</i>	管壁	3	导热油

插图索引

图 1-1	三种 CSP 技术的应用实例	2
图 1-2	澳大利亚国立大学的 400 m ² 反射面积的 SG3 碟式系统	8
图 1-3	双级集热器的结构图	13
图 1-4	采用集成集热方案的系统结构示意图	13
图 1-5	将太阳能用于蒸发过程的 ISCC 系统结构示意图	14
图 1-6	拥有两个底部循环的 ISCC 系统结构示意图	15
图 2-1	太阳能槽式发电系统和太阳能碟式发电系统结构示意图	19
图 2-2	太阳能光热发电系统中的元件列表	20
图 2-3	采用 SRC 和 ORC 的太阳能光热系统的典型结构示意图	21
图 2-4	用于朗肯循环的理想工质的温熵图	21
图 2-5	不同运行温度下的效率曲线	24
图 2-6	太阳能烟囱电站的结构示意图	25
图 2-7	槽式系统和太阳能烟囱组合结构示意图	25
图 2-8	一种采用集热器串联连接的梯级系统方案	27
图 2-9	采用多种型式集热器串联连接的太阳能塔式发电系统	27
图 2-10	使用空气-导热油换热器的太阳能光热系统示意图	28
图 2-11	两种使用了空气-水换热器的梯级系统案例	29
图 2-12	典型热机的热功转换图	30
图 2-13	太阳能光热应用中斯特林循环和朗肯循环热力循环的 T-s 图 . .	30
图 2-14	采用多个热力循环之间热量回收利用的梯级系统结构图	31
图 2-15	两种选定的梯级系统拓扑结构图	31
图 2-16	采用多级朗肯循环的一个计算案例	32
图 3-1	槽式集热器结构示意图	35
图 3-2	吸热管的传热分析示意图	36
图 3-3	碟式接收器的结构示意图	38
图 3-4	碟式接收器的热网络模型	38
图 3-5	斯特林循环的 T-s 图	42

图 3-6	用于分析水工质朗肯循环的梯级系统结构示意图	51
图 3-7	水循环的 $T-s$ 图及过程 $2a-2c-2b$ 的 $h-s$ 图	52
图 3-8	朗肯循环的 $T-s$ 图	53
图 3-9	具有回热器的 ORC 系统结构示意图	53
图 3-10	用于分析蒸汽发生系统的梯级系统结构图	55
图 3-11	蒸汽发生过程的 $T-Q$ 曲线图	55
图 3-12	太阳能光热发电系统设计软件结构图	58
图 4-1	斯特林机组的八种基本连接方式	60
图 4-2	斯特林机组的五种基本连接方式	61
图 4-3	一种斯特林机组连接方式的例子	61
图 4-4	斯特林机组模型的性能分析流程图	63
图 4-5	入口温度 $T_{i,h}$ 对斯特林机组效率和功率的影响	65
图 4-6	热流体热容量 $\dot{m}_h c_{p,h}$ 对斯特林机组效率和功率的影响	66
图 4-7	冷流体热容量 $\dot{m}_c c_{p,c}$ 对斯特林机组效率和功率的影响	66
图 4-8	运行的斯特林机的数目 n_{se} 对斯特林机组效率和功率的影响	67
图 5-1	典型的太阳能槽式发电厂结构示意图	69
图 5-2	逆流布置的蒸汽发生器中的换热过程曲线	70
图 5-3	选择导热油质量流量的折衷方案	71
图 5-4	改变各换热器中的导热油流量来减小换热温差	71
图 5-5	分段加热系统的结构示意图	72
图 5-6	T_{3b} 的取值示意图	75
图 6-1	梯级系统结构示意图	78
图 6-2	水循环的过程曲线图和过程 $2e-2f$ 的传热曲线图	79
图 6-3	独立系统的结构示意图	80
图 6-4	法向直射强度 I_r 对 η_{diff} 的影响曲线图	86
图 6-5	斯特林机发电比例 β 对 η_{diff} 的影响曲线图	87
图 6-6	顺流时, 各斯特林机的效率及其进出口流体温度的拟合曲线图	87
图 6-7	逆流时, 各斯特林机的效率及其进出口流体温度的拟合曲线图	88
图 6-8	斯特林机组效率与冷却流体流量之间的曲线关系图	89
图 7-1	太阳能聚光集热实验台的结构示意图	92

图 7-2	实验台的槽式集热器	93
图 7-3	实验台的碟式集热器	94
图 7-4	ORC 系统结构示意图	95
图 7-5	ORC 系统实物图	95
图 7-6	ORC 系统控制柜的操作界面	96
图 7-7	法向直射强度 I_r 对槽式集热器效率的影响	101
图 7-8	导热油流量对槽式集热器效率的影响	102
图 7-9	入口油温对槽式集热器效率的影响	103
图 7-10	法向直射强度 I_r 对碟式集热器效率的影响	105
图 7-11	法向直射强度 I_r 与碟式集热器集热效率之间的模拟结果曲线图 .	106
图 7-12	空气流量对碟式集热器效率的影响	106
图 7-13	空气的入口温度对碟式集热器效率的影响	107
图 A-1	流体与定温热源的传热示意图	120
图 B-1	等热流密度下的流体与定温热源的传热示意图	122

表格索引

表 2-1	不同温度下饱和蒸汽的压力和密度	23
表 2-2	太阳能烟囱设计参数及模拟结果	26
表 3-1	碟式集热器的主要参数	37
表 3-2	GPU-3 型斯特林机的设计参数	47
表 3-3	模型及实验的热效率($T_{hw} = 922\text{ K}$, $T_{cw} = 288\text{ K}$)	48
表 3-4	模型及实验的输出功率($T_{hw} = 922\text{ K}$, $T_{cw} = 288\text{ K}$)	49
表 4-1	斯特林机组模型中选用的参数	62
表 4-2	给定参数条件下不同排列方式的斯特林机组的性能	64
表 5-1	传统蒸汽发生系统和分段加热系统采用的主要设计参数	74
表 5-2	传统蒸汽发生系统和分段加热系统的模拟结果	76
表 6-1	LS-3 型槽式集热器的主要参数	83
表 6-2	梯级系统的基本设计参数	85
表 6-3	设计参数下, 梯级系统和其对应的独立系统的模拟分析结果	85
表 6-4	斯特林机组采用不同流体流动方向时的模拟结果	88
表 7-1	碟式集热器的重要参数列表	93
表 7-2	太阳能槽式系统的设计工况	98
表 7-3	太阳能碟式系统的设计工况	100
表 7-4	槽式集热器在工况 1 到工况 10 条件下的实验结果	101
表 7-5	槽式集热器在工况 11 到工况 15 条件下的实验结果	102
表 7-6	槽式集热器在工况 16 到工况 20 条件下的实验结果	103
表 7-7	碟式集热器在工况 1 到工况 10 条件下的实验结果	104
表 7-8	碟式集热器在工况 11 到工况 15 条件下的实验结果	105
表 7-9	碟式集热器在工况 16 到工况 20 条件下的实验结果	107

1 绪论

1.1 研究背景及意义

可再生能源在世界范围内已经成为主流能源。可再生能源,尤其是清洁电力的快速发展,受到诸多因素的推动,包括可再生能源技术成本的降低,政府专项政策的出台,融资渠道更加完善,能源安全和环境问题的出现,发展中国家和新兴经济体对能源需求的不断增长,以及获得现代能源的需求。

太阳能因具有分布广泛,能量巨大,取之不竭,安全环保等优点,受到很多国家的关注,被认为是化石能源的最佳潜在替代者。国际能源机构预计,到 2050 年“大量应用可再生能源”的情景下,太阳能光伏发电量和太阳能光热发电量将分别占全球总用电量的 16% 和 11%,太阳能将成为全球最大的电力来源^[1]。

太阳能光热发电是除太阳能光伏发电之外的另一种太阳能发电技术。由于太阳能能量密度较低,为了提高可用的能量密度,太阳能光热发电通常采用集热器(collector)来聚光集热发电,使用反射镜(reflector)将太阳光会聚到用于吸收太阳能的接收器(receiver)上,产生热量并将其传递给合成油、熔融盐或空气等传热流体。然后,传热流体直接或间接地为动力循环系统提供热量。与太阳能光伏发电相比,太阳能光热发电因其能量密度高,发电平稳,电网兼容性好,易于与现有火力发电厂集成等优点受到越来越多的关注。

不同的太阳能光热发电技术使用不同种类的反射镜将太阳的光能会聚到接收器上并将其转换成热量。现有三种已商业应用的 CSP(聚光集热发电)技术:太阳能槽式发电,太阳能碟式发电和太阳能塔式发电。图 1-1 展示了这三种 CSP 技术的应用实例。

太阳能槽式发电的反射镜是槽型抛物面,反射镜在白天采用单轴跟踪的形式跟踪太阳。反射镜将太阳光反射聚集到位于焦线处的吸热管(absorber)上。传热流体(例如合成油)流经吸热管并吸收由聚集的太阳光产生的热量,提供给发电系统。

太阳能碟式发电的反射镜是旋转抛物面,它可以将沿着轴线照射的太阳光会聚到焦点上。碟式集热发电采用双轴跟踪系统来保证反射镜始终正对太阳从而避免了余弦损失。它可以拥有很高的聚光比,并因此获得高温热源。通常情况下,焦点处放置有接收器或斯特林机来吸收会聚的能量。

太阳能塔式发电是一种使用位于高塔顶部的接收器来接收聚集阳光的太阳能发



太阳能槽式发电



太阳能碟式发电



太阳能塔式发电

图 1-1 三种 CSP 技术的应用实例

电技术。它使用大量可移动的太阳能反射镜(称为定日镜),每台定日镜都各自配有跟踪机构将太阳光实时准确地反射到位于塔顶的接收器上。该跟踪机构为双轴跟踪(从东向西,向上和向下)跟踪太阳。接收器吸收集中的太阳辐射将太阳能转换成热量,再被传热流体传递至热力循环系统用于发电。

在三种太阳能光热发电技术中,太阳能槽式发电是最成熟和最具商业化的技术。但是,它的聚光比比较低,接收器的集热温度比较低,光热发电效率也比较低。太阳能碟式发电的聚光比高达数百甚至数千,因此可以获得高温热能,其光热发电效率高于太阳能槽式发电。此外,太阳能碟式发电的一个优点是它的发电过程用水量非常少。然而,太阳能碟式发电并未实现大规模应用,其结构紧凑,安装方便,主要应用于分布

式发电。当使用大量的定日镜时,太阳能塔式发电的塔顶会聚了大量的能量,接收器可以达到很高的温度,而且太阳能塔式发电也可以实现大规模应用。但与此同时,它也具有投资高,系统复杂度高的缺点。太阳能塔式发电目前处于快速发展阶段。

不同种类的太阳能光热发电技术具有各自的优缺点,找到一种能够利用现有太阳能光热发电技术的优势并克服其缺点的方法在大力发展太阳能发电的时代背景下显得额外重要。换句话说,开发出一种效率更高,成本更低的新的太阳能光热发电技术迫在眉睫。本文试图通过提出使用不同型式的太阳能集热器和不同种类的热力循环的梯级系统来实现这一目标。这可能是实现大规模高效率低成本太阳能光热发电的新的可行技术。

1.2 国内外研究现状

1.2.1 太阳能槽式发电

太阳能槽式发电技术是目前最成熟成本最低的大规模太阳能光热发电技术^[2]。许多研究人员做了大量的工作来研究太阳能槽式发电,以提高性能或降低成本。

很多研究为旨在测试抛物槽接收器的热力性能和机械性能的实验性工作。来自桑迪亚国家实验室的 Dudley 等人^[3] 测试了应用于 SEGS 太阳能光热电站的 LS-2 型槽式接收器的集热效率和热损失。实验分析了不同类型的选择性涂层,不同接收器配置,不同真空度对集热器性能的影响。还建立了槽式接收器的一维分析模型,并将模拟结果与实验数据进行了对比分析。来自美国国家可再生能源实验室的 Burkholder 和 Kutscher^[4] 测试了产自 Solel 公司的 UVAC3 型槽式集热器和产自 Schott 公司的 PTR70 型槽式集热器,并建立了以接收器平均温度和环境温度为参数的热损失方程。Krüger 等^[5] 对 Solitem PTC 1800 型槽式集热器的光学性能进行了研究,并以工作温度为 200°C 的高压水作为传热流体进行了实验分析,对光学效率的改进提出了建议。徐荣吉等^[6] 采用硅碳棒加热技术和热平衡法测试了桑普公司生产的槽式太阳能吸热管的热性能。实验结果表明,玻璃-金属封接温度明显高于玻璃外管温度,对集热管进行理论分析时需要考虑该部分热损失。Reddy 等^[7] 开发并研究了六种不同型式的槽式接收器,并进行了性能对比分析。依据 ASHRAE 93-1986 测试程序,对一台集热面积为 15 m² 的集热器的六种不同型式的接收器进行了实验测试分析。实验表明,多孔圆盘型接收器可以显著提高槽式集热器的性能,可以有效地用于工业加热过程。

一些研究人员研究了槽式集热器的光学效率模型。Wang 等^[8] 提出了用于计算槽式集热器的光学效率的数学模型,并选取了中国的三个典型地区作为实验地点,进行

了相关的实验验证工作。结果表明,其提出的光学效率数学模型的相对误差在 1% 到 5% 之间。Zou 等^[9]研究了太阳形状和入射角对槽式集热器的性能影响,发现太阳形状对光学效率具有很大的影响,需要在实际应用中考虑此因素。更宽的集热器开口和更细的吸热管将使入射角对端部损失的影响更大。此外还发现,对于特定集热器存在着最佳焦距使光学效率获得最大值。Lüpfert 等^[10]介绍了实际工程应用中用于分析槽式集热器的形状参数和光学参数的技术,并对槽式集热器的集热器形状测量、光通量测量、光线跟踪、热性能分析等的数据进行了分析。结果表明,不同的测量方法和参数分析可以获得一致的结果,这些结果可以为下一代测量技术和分析方法提供参考。Xu 等^[11]分析了南北布置的槽式集热器的光学效率,提出了一种补偿端部损失的方法,推导出了端部损失比例与采用补偿损失方法后效率增加量之间的计算公式。计算分析了不同纬度的日光学损失率,年光学损失率,以及采用补偿损失方法后的日增光学效率和年增光学效率。结果表明,该补偿方法对于纬度高于 25 度的地区的短集热器非常适用。Huang 等^[12]提出了一种新的光学性能分析模型,该模型采用了改进的积分算法,用于模拟带有真空管的槽式接收器的性能。首先推导了反射镜各点光学效率的解析方程,然后用数值积分算法模拟了系统的光学效率。可以通过该程序计算出余弦损失,集热效率和热损失。

一些学者对槽式系统进行了热效率和熵效率分析,试图从能量利用的数量和品质上提升槽式系统的性能。韩雪等^[13]通过数值模拟和正交分析的方法,对影响槽式太阳能集热器热效率的主要因素进行分析研究。研究结果表明,六种因素对热效率的影响从大到小依次为:光线沿轴向入射角度、抛物面反射率、光线沿径向入射角度、直接太阳辐照度、吸收器吸收率、抛物面与吸收器距离。张民幸等^[14]建立了槽式太阳能双工质回路热发电系统集热器子系统、透平发电子系统及凝汽器子系统的热平衡和熵平衡数学模型,并结合 SEGS-IV 的设计参数,计算得到了系统各部分热效率与熵效率。结果表明,整个系统的热损失率为 78.36%,其中热损最多的部位是凝汽器,占总辐射能的 33.33%;整个系统的熵损失率为 77.2%,其中集热场的熵损最多,占总太阳辐射熵的 67.16%。Padilla 等^[15]在其建立的传热模型^[16]的基础上进行了熵效率分析,来研究实验操作和环境参数对槽式集热器性能的影响。分析考虑了传热流体的入口温度,质量流量,风速,真空压力以及太阳法向直射强度等因素。结果表明,传热流体的入口温度,太阳法向直射强度和真空间度对散热性能有显著影响,但传热流体的流量和风速的影响很小。如果传热流体入口温度固定,则不能同时获得最大的热效率和熵效率,二者呈现相反的变化趋势。最后,还发现最大熵损发生在接收器与太阳之间的辐射传热过程中。Guo 等^[17]研究了各种参数对槽式集热器的热效率和熵效率的影响。结果

发现,随着传热流体的质量流量,环境温度和入射角的增大,太阳能接收器的热损失随之减少。随着传热流体入口温度,风速和玻璃管内径的增加,槽式接收器的熵损失也随之增加。当入射角较大时,存在最佳的传热流体流量使熵效率获得最大值。

一些研究人员致力于使用新方法开发出精度更高的槽式系统模型。王修彦和韩露^[18]建立了槽式太阳能聚光集热器单侧吸收高热流密度的传热数学模型。该传热数学模型将金属吸热管壁面所能接受到的非均匀热流简化为矩形分布,考虑了金属吸热管管壁的周向导热。该传热数学模型通过试验数据证明了其可靠性。Behar 等^[19]开发并验证了一种新颖的槽式集热器模型。通过与桑迪亚国家实验室和国家可再生能源实验室建立的模型进行比较,该模型显示出更好的集热效率预测精度。Padilla 等^[16]针对槽式集热器建立了详细的一维数值分析模型。为了求解换热过程中的数学模型,偏微分方程被离散化,然后通过求解非线性代数方程得到槽式集热器的数值分析结果。该模型得到的数值结果利用桑迪亚国家实验室的实验数据进行了验证。Hachicha 等^[20]基于有限体积法建立了详细的一维槽式集热器模型。该模型还采用了光线追踪法,考虑了太阳大小带来的影响。该模型通过文献上的数据进行了验证,和其它模型及实验结果具有很好的一致性。Guo 和 Huai^[21]基于基因算法对槽式接收器进行了多目标参数优化研究,该研究同时以热效率和熵效率为优化目标。Boukelia 等^[22]研究了三种应用于的人工神经网络的不同形式的前馈向后传播学习算法,包括 Levenberge Marguardt 法、扩展共轭梯度法和 Pola-Ribiere 共轭梯度法,并利用这些算法对槽式电厂进行预测和技术经济优化分析。Liu 等^[23]开发了基于 LSSVM(最小二乘支持向量机)方法的槽式集热器模型并通过数值模拟评估了 LSSVM 方法的有效性。Lobon 等^[24]引入了计算流体动力学特性的模拟方法来模拟槽式系统中的蒸汽发生系统,该蒸汽发生系统位于西班牙 Plataforma Solar de Almeria。利用 CFD(计算流体动力学)代码包 STAR-CCM+ 建立了一个有效的多相流体模型,可以模拟槽式集热器中的多相流体的动力学行为。模拟结果和实验数据在各种工作条件下进行了对比分析。为了得到槽式集热器的动力学特性,并计算出散热损失,Mohamad 等^[25]分析了工作流体,吸热管和玻璃管沿轴向的温度分布。结果发现,使用双层玻璃罩可以有效提高高温运行时的集热效率。然而,当集热器的长度小于 10 m 时,使用单层玻璃罩比双层玻璃罩更经济。结果还清晰地表明,随着吸热管管径的增大,热损失迅速增加。Guo 等^[26]针对槽式系统中的直接蒸汽发生系统开发了一个非线性分布的参数模型来模拟在全部或部分太阳辐射干扰下的直接蒸汽发生系统的动态特性。该模型具有两个优点:(1)传热系数和摩擦阻力系数采用实时局部值;(2)考虑了接收器的完整回路,包括过冷区,蒸发区和过热区。该模型使用新南威尔士大学太阳能热能实验室的实验数据进行了

验证,出口流体温度相对误差仅为 1.91%。

一些研究人员还提出了新的太阳能槽式系统。Ashouri 等^[27] 将一台小型槽式集热器,一台蓄热罐和一台辅助加热器连接到一个卡林那循环,并分析了其全年热力性能和全年经济性能。郑宏飞等^[28] 对一种多曲面复合聚焦槽式太阳能聚光集热器进行了理论与实验研究。该新型槽式聚光集热器能够利用多曲面组合实现对太阳光反射聚焦,各反射面间无遮挡,能够改善高温太阳能接收器的工作性能。当集热温度高于 80°C 时,其集热效率明显高于全玻璃真空管集热器或平板型集热器。Good 等^[29] 提出了使用空气作为槽式集热器的传热流体的集热方案,空气的集热温度可达 600°C。吸热管由一组螺旋卷曲的金属管组成,外层包裹着矩形截面的绝缘槽。该方案采用二次反射镜面将聚光比提升至 97。Bader 等^[30] 针对采用空气作为传热介质的槽式真空接收器建立了数值模型。该模型考虑了四种不同的接收器型式,包括光滑圆管吸热管和 V 型吸热管,单层套管和双层套管。该数值模型考虑了不同类型的热损失以及吸热管内的温度分布。Kaloudis 等^[31] 利用 CFD 软件对采用含有纳米颗粒的流体作为传热介质的槽式集热器进行了模拟分析。该模拟使用 Syltherm 800 作为流体,在其中加入了浓度为 0% 到 4% 的氧化铝纳米颗粒。结果发现,当纳米颗粒浓度为 4% 时,系统的集热效率可以获得 10% 的提升。

还有一些研究人员致力于利用槽式太阳能中低温热源实现多种形式的能量利用。赵婷等^[32] 提出了一种中温太阳能驱动的分布式功冷联产系统,将集热温度为 350°C 的槽式太阳能集热系统与基于正逆循环耦合的氨/水功冷联产系统有机结合,实现功冷联产。系统模拟结果表明,系统等效太阳能发电效率为 22.6%, 焓效率为 14.1%。该新系统为高效利用中温太阳热能提供了一种新方法。Al-Sulaiman 等^[33] 基于槽式集热器和有机工质朗肯循环提出了一种冷热电三联供的新型系统,并对系统的效率、电功率、供热供冷比进行了性能评估。研究表明,该系统对于发电,太阳能模式最高效率可达 15%, 太阳能和蓄能联供模式为 7%, 只使用蓄能模式为 6.5%。对于冷热电三联供,太阳能模式的最高效率为 94%, 太阳能和蓄能联供模式为 47%, 只使用蓄能模式为 42%。

1.2.2 太阳能碟式发电

太阳能碟式发电系统因其在所有太阳能技术中具有最高的光电转换效率(约 30%)而为人所知,其因结构紧凑并且易于安装而主要应用于分布式发电系统。

许多研究人员致力于通过实验探究太阳能碟式发电系统或者用于验证提出的模型。为了探究适用于太阳能碟式系统的半球形腔体式接收器的热损失, Tan 等^[34] 通

过实验研究不同工质入口温度,接收器倾角和开口大小对接收器效率的影响。实验结果导出了以格拉晓夫数为函数的努塞尔数的关联式。Chaudhary 等^[35] 探究了使用碟式接收器的太阳炉,该太阳炉采用 PCM(相变蓄热材料)存储吸收的热量。探究过程使用三个案例:普通太阳炉,外表面被涂黑的太阳炉和外表面涂黑且上釉的太阳炉。结果表明最后一个案例具有最佳性能,与前两个案例相比,能分别为 PCM 系统多存储 32.3% 和 26.8% 的热量。Mawire 和 Taole^[36] 探究了应用于 SK-14 型碟式聚光镜的圆柱形腔体式接收器的集热性能。结果发现,接收器的烟效率明显低于能量效率。在较高太阳辐射强度条件下,该聚光碟系统的光学效率约为 52%。Zhu 等^[37] 通过实验来探究管式太阳能碟式接收器。当太阳法向直射强度约为 650 W/m^2 时,采光口处的太阳能能量密度约为 1000 kW/m^2 。对接收器进行了能量分析和烟分析,结果表明,在稳定状态下,能量效率维持在 80%,烟效率约为 28%。CRTEn (Borj Cedria 能源研究与技术中心)组建了一个太阳能碟式系统,并使用四种吸热器进行了实验研究。这四种吸热器包括:平板式,圆盘式,热量计式和太阳能换热器式。对于不同类型的吸热器,通过实验得到平均聚光比,能量效率和烟效率。结果表明系统的热效率在 40% 到 77% 之间,聚光系统的平均烟效率在 50% 左右,聚光比在 178 左右。Thirunavukkarasu 等^[38] 通过实验来探究腔体式碟式集热器的接收器的集热性能。集热器的整体热效率是 69.47%。接收器的平均烟效率为 5.88%,峰值烟效率为 10.35%。Pavlovic 等人^[39] 进行了碟式太阳能系统的实验研究。该系统中使用了不同工质(水,导热油和空气)来验证了利用 EES 建立的数值模型。结果表明水最适用于低温工况,而导热油最适用于高温工况。

一些研究者关注于碟式聚光器,许多人提出不同形状的聚光器。完美的聚光器是旋转抛物面型反射镜,但实际上,很多碟式聚光器由多片弧形镜面组成,这是由诸多因素(易于加工,运输安全,成本低廉等)导致的。SG3 由澳大利亚国立大学在 1994 年设计并建造,是一个具有 400 m^2 反射面积的大型碟式太阳能聚光器,其实物图如图 1-2 所示^[40]。SG3 系统成功地证实了一个比其它任何聚光器大将近三倍的聚光器的技术可行性。Berumen 等人^[41] 建造了一个由 12 个玻璃纤维制成的镜面组成的反射器。这些镜面的反射面由反射率为 86% 的铝薄膜制成。Pavlović 等^[42] 开发了一段程序用于描述实验室规模的抛物面型聚光器中温集热的热力学过程。该聚光器由多块独立方形镜面组成。这些镜面能够将高达 13.604 kW 的辐射能量以平均超过 1200 的聚光比传输到半径为 250 mm 的碟式接收器中。Hijazi 等^[43] 设计了一个低成本的碟式太阳能聚光镜。该聚光镜由多片中小型号的反射镜组成,这些反射镜的形状尺寸都经过了精心的设计。Ma 等^[44] 设计了一个基于三角形薄膜面的太阳能碟式聚光器。该

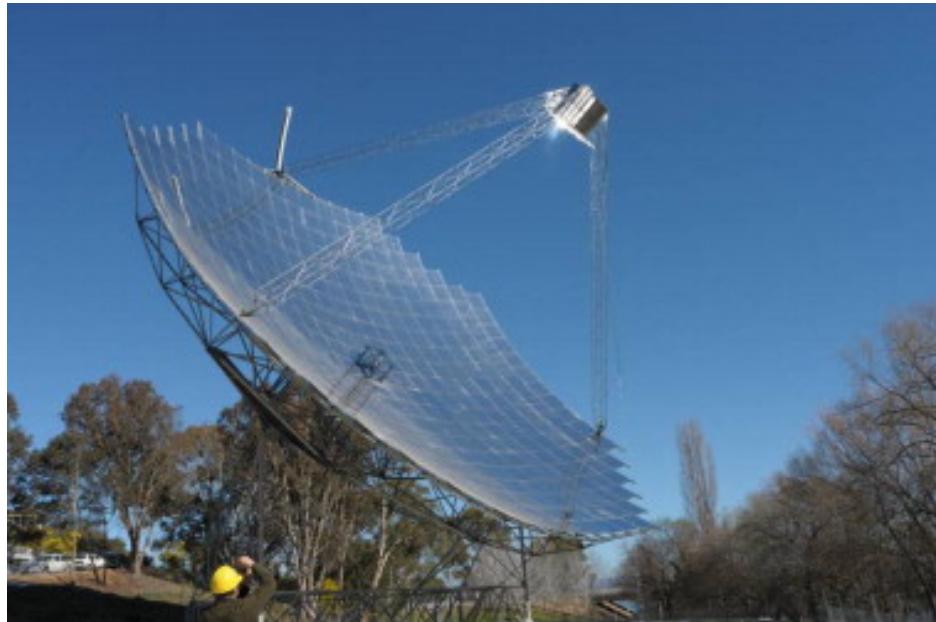


图 1-2 澳大利亚国立大学的 400 m^2 反射面积的 SG3 碟式系统

聚光器由 600 个焦距直径比为 1.1 的薄膜面组成, 焦点平面上放置有半径为 15 cm 的圆盘。该聚光集的太阳辐射能收集效率可达 83.63%, 平均聚光比超过 300。桑迪亚国家实验室^[45]成功设计并制造了一个直径为 3.6 m 的薄膜拉伸反光面。十二个相同的反光面被用于组成碟式集热器的轻型反射面。项目目标是实现任意两个全尺寸反光面之间的表面精确度小于 2.5 mrad, 目前的原型精确度已经可以低至 1.1 mrad。

许多研究者探究了太阳能碟式接收器的热流密度分布和热力学性能。李少华等^[46]利用蒙特卡罗光线跟踪法研究了散射误差对碟式太阳能聚光性能的影响。分析了反射光聚集到集热器端面的热流密度分布情况, 对比了不同散射误差条件下的热流密度分布差异。结果表明, 热流密度在集热器中心最高, 且呈圆形分布, 在端部逐渐分布均匀。孟珊珊等^[47]使用 BP 神经网络的方法来预测碟式太阳能出口介质温度。为提高 BP 算法的预测精度, 采用遗传算法优化 BP 神经网络模型, 建立基于 GABP 和实际数据结合的碟式太阳能温度预测模型进行预测, 并通过 MATLAB 仿真验证了该预测模型和策略的可行性和有效性。Shuai 等^[48]建立了一个为碟式聚光器测量热流密度分布的系统。应用了 CCD(电荷耦合装置)照相机在不同目标位置获得热流分布的云图。然后, 将测量的热流分布与通过蒙特卡罗方法预测的分布进行对比分析。其结果可为设计和装配太阳能收集系统提供重要参考。Mao 等^[49]通过 MCRT(蒙特卡罗光线追踪)法模拟了一个碟式接收器的热流密度分布, 探究了太阳辐射强度, 长径

比(接收器高度与接收器直径之比)和系统误差对于接收器辐射热流的影响。Li 等^[50]使用 MCRT 法来研究太阳能碟式接收器的辐射热流分布。获得的结果在通过实验验证之后,作为 CFD 接收器模型的边界条件。数值模拟考虑了接收器内流体流动与热传递的耦合,其结果经过了实验验证。Wang 和 Laumert^[51] 使用光线追踪法来研究腔体表面材料对于冲击型接收器的热流分布的影响,研究了五种表面材料及它们制成的接收器。结果表明,相比于圆柱底面材料,热流分布和总光学效率对圆柱侧面材料更敏感。Blázquez 等^[52] 研究了碟式系统的聚光器和接收器的几何优化。使用了开源软件 Tonatiuh(一款专门利用 MCRT 法进行光线追踪的太阳聚光器建模工具)对其进行光线追踪分析。Reddy 等^[7,53] 对一个改进型的腔体式接收器进行了热力学性能理论研究,该接收器对应的聚光镜为模糊焦点式的碟式聚光镜。在评估该改进型腔体式接收器的总热损时,考虑了风力条件、运行温度、腔体表面发射率和绝缘层的厚度等条件的影响。实施定时测试的方法来应对太阳辐射强度产生突变对稳态运行的影响,并针对不同流量条件下的日常性能进行了测试。Vikram 和 Reddy^[54] 使用三维数值模型来探究采用三种配置的碟式接收器的腔体的总热损。探究了腔体长径比、倾角、运行温度、绝热层厚度和发射率对于腔体热损失的影响。基于人工神经网络模型,为对流、辐射和总热损的计算提出了一个修正后的努塞尔数关联式。

一些研究人员专注于研究碟式系统的太阳跟踪系统。Patil 等^[55] 描述了其开发碟式太阳能光热系统的双轴自动跟踪系统的过程。测试了五种用于检测阳光的光敏电阻器,两种用于移动聚光碟的永磁体直流电机,并最终开发出了控制软件来利用光敏电阻器的数据控制电机实现跟踪。朱正林等^[56] 为克服碟式太阳能间接跟踪光斑偏心问题,设计了一种专门用于高强度光探测和光敏转换的太阳能跟踪传感器,对聚焦光斑进行直接跟踪。采用两级或者多级分隔的光导材料隔绝聚焦光斑的高温,光电传感器对比测量使聚焦光斑汇集到集热器中心,实现跟踪系统最大效率地利用太阳能。实验结果表明,传感器设计方法可有效隔绝光斑的高温。通过 MATLAB 分析出每级光导材料光斑温度衰减系数为 0.32,此传感器跟踪运行稳定,可有效提高跟踪精度。该研究为提高碟式太阳能自动跟踪精度提供一种新方法。Raturi 等^[57] 提出一个基于重力而不需要任何额外能量的太阳跟踪系统。样机测试结果和分析表明这个系统可以成功运行。Kuang^[58] 开发了新的跟踪系统的设计和安装方法,来改进基于主动跟踪和被动跟踪的嵌入式系统的跟踪精度。吴振奎等^[59] 采用视日运动轨迹跟踪结合太阳光传感器闭环跟踪的混合跟踪方法,提高了跟踪精度并降低了成本。基于 LabVIEW 开发平台,详细阐述了双轴跟踪实验装置硬件的搭建和控制软件的设计过程,并通过实验证了控制方法的正确性和可行性。Jin 等^[60] 描述了一种带有 PLC(编程逻辑控制

器)的双轴太阳跟踪系统和一种更高精度的结合了主动和被动跟踪方法的混合跟踪方法。Shanmugam 和 Christrat^[61] 针对碟式集热器提出了一种间歇性跟踪方法, 这种方法只考虑南北方向的跟踪而不考虑东西方向的跟踪, 以减少跟踪过程的能量消耗。南北方向的跟踪动作频率由太阳高度角和碟式集热器的吸热器的尺寸决定。

1.2.3 太阳能塔式发电

太阳能塔式发电技术因其规模大, 聚光比高, 运行温度高而日益受到关注。它被广泛认为是最有前景的太阳能光热发电技术。

太阳能塔式发电技术的优势之一在于部件易于更新及系统便于改进。所以不同的研究者专注于塔式技术的不同领域。一些研究者专注于太阳能塔的工质选择。一些已经标准化的商业电站采用传统的水工质朗肯循环^[62]。水在朗肯循环中被同时用作传热工质和做功工质。在接收器中直接产生蒸汽, 流入汽轮机膨胀做功发电^[63–67]。许多研究者致力于研究使用其他流体(熔融盐, 空气等)作为传热工质。Toto 等^[68] 提出了一种在顶部使用空气介质的布雷顿循环和底部使用朗肯循环发电的太阳能塔的概念。Roldán 和 Fernándezreche^[69] 提出一种理想的使用超临界 CO₂ 作为传热流体的太阳能塔。建立了一个简化的 CFD 模型来分析以超临界 CO₂ 作为传热流体的太阳能塔的可行性。结果表明这可以获得更好地运行条件和更低的维护成本。Joshi 等^[70] 使用动力学模拟技术评价了一个采用熔融盐为传热流体的中心接收器的设计及其控制策略。

许多研究者关注定日镜在有风载荷和热应力条件下的跟踪精度问题, 另一方面, 在更高土地利用率和更低遮挡系数之间取得平衡也是研究的热点问题。郭亚楠等^[71] 以三轴加速度传感器来确定定日镜的运动方位, 并以 cypress psoc4 开发套件为核心控制平台, 设计了闭环控制的定日镜跟踪系统。与传统的定日镜控制方式相比, 程序控制与传感器控制的混合控制方式, 既克服了程序控制方式没有反馈, 无法进行自我校准的缺点, 同时也克服了传统的传感器控制方式易受环境、气候等因素的干扰的缺点, 可实现在任何条件下进行高精度的定日追踪。王士莹等^[72] 针对目前聚光太阳能跟踪支架单用时控的方法跟踪精度不高的问题, 提出用机器人运动的分析方法来分析支架运动的新思路。通过 D-H 方法建立运动学无安装误差模型及带安装误差模型, 据此分析支架跟踪过程中误差产生的原因和安装误差对支架跟踪产生的影响。进行逆运动学求解并提出补偿方法, 最后通过实例验证了该思路的正确性。Thalange 等^[73] 提出了三脚架定日镜系统结构分析的方案, 以降低成本并提高机械性能。Besarati 和 Yogi^[74] 开发了一种新的简单的方法来提高计算定日镜场的阴影和遮挡分析的速度和

精度。该方法使用了 Sassi 法^[75] 来计算阴影率和遮挡率。美国加利福尼亚州 Daggett 的 50 MW 的定日镜场被用来作为本方法应用的研究案例。Wei 等^[76] 为太阳能塔式电站的定日镜场的布置设计提出一种新型的方法。基于这种新方法开发了针对定日镜场布置设计的代码，并且使用该代码为 PS10 电站进行了镜场布置设计。与现行的 PS10 布置方案相比较，新设计的布置方案能保证定日镜在相同光学效率的条件下具有更高的响应速度。并开发出了一种新的简单的方法来提高计算定日镜场的阴影和阻挡影响的计算速度和精度。

一些研究者关注塔式电站中心接收器的性能。张晨等^[77] 研究了二次反射塔式太阳能接收器的吸热特性的计算方法，分析了环境参数和熔盐流量对吸热器热力特性的影响，为二次反射塔式太阳能吸热器的设计提供了数据支撑。王坤等^[78] 采用蒙特卡罗光线追踪与杰勃哈特方法结合的混合光学模拟方法对塔式聚光集热系统中太阳辐射传播的全过程进行了完整描述，准确获得了全镜场条件下吸热表面非均匀的能流分布。在此基础上对熔盐腔体接收器进行了一体化光热耦合模拟。重点分析了非均匀能流分布条件下熔盐流动布置方式对吸热性能的影响，考察了不同时刻条件下的吸热性能。Kim 等^[79] 研究了太阳能中心接收器的热损失。使用 CFD 进行数值模拟研究了四种不同形状的接收器的对流损失和辐射损失。在模拟中考虑了不同腔体开口面积比（开口面积与腔体截面面积之比），接收器温度，风速和风向（正面迎风和侧面迎风）的影响，得到了对流损失的简化关系式的模型。该关系式已被三个中心接收器系统（Martin Marietta, Solar One 和 Solar Two）的实验数据所证实。Lara 等^[80] 开发了新颖的建模工具来计算分析中心接收器聚光热流分布情况。该建模工具基于漂移模型，该模型以严格的方式包含了不同的几何误差源，并且对单个定日镜的通量分布进行了简单的近似分析。杨琳等^[81] 提出了一种用于塔式太阳能光热发电的新型热板吸热器结构。该结构由热板侧与板翅通道侧组成。采用正交实验方法结合有限元方法优化热板侧的支撑结构，并建立了板翅通道侧的计算流体动力学模型，分析了不同类型翅片及结构参数对其热力性能的影响。

许多研究者致力于塔式电站的模拟工作。Franchini 等^[82] 开发了用于分析太阳能塔式系统在满负荷和部分负荷工况下运行特性的计算程序。将西门子 SGT-800 型燃气轮机应用于 ISCC（综合太阳能联合循环）系统作为太阳能塔式系统的研究案例。该燃气轮机拥有双压力热回收蒸汽发生器，可用于整合 ISCC 系统。此外还开发了一个由太阳能塔驱动的太阳能朗肯循环模型用于比较。结果发现，设计的 ISCC 装置可以达到 21.8% 的光电转换效率。在所有情况下，ISCC 的整体光电转换效率都高于太阳能朗肯循环模型。Xu 等^[83,84] 利用模块化建模方法构建了 1 MW 的 Dahan 塔式太阳能

电站的模型。基于该模型,分析了电站的动态特性和静态特性,给出了不同太阳辐射强度下的相关系统状态参数曲线。该文献可为塔式太阳能电站的设计提供良好的参考依据。Benammar 等^[85] 为塔式太阳能电站开发了一个基于能量分析的数学模型。针对所研究系统的一般非线性数学模型,用数值优化方法进行了求解。结果表明,对于不同的蒸汽质量流量,接收器表面温度和接收器表面积都存在最佳的接收器效率值。

1.2.4 太阳能梯级集热发电

为了更加有效地利用太阳能光热发电系统中各部件的特性,许多研究人员研究了梯级太阳能系统。梯级太阳能系统的研究主要有两个方向:一个是梯级收集,一个是梯级利用。

1.2.4.1 梯级收集

许多研究人员研究了在太阳能光热发电技术中采用多种集热器实现太阳能梯级收集的方案。Suzuki^[86] 分析了使用两种不同型式的集热器串联连接的集热方案。研究表明,集热器的一个参数值——集热效率和光学效率的乘积,是决定梯级系统是否比单独使用任何一种集热器更高效的关键参数。如果更低聚光比的集热器的这个参数值比更高聚光比的这个参数值大,那么梯级系统更加高效。此外还发现,梯级系统具有最佳的运行参数。

Kribus 等^[87] 提出了多级独立开口的方案来利用太阳辐射的不均匀分布特性。传热流体依次经过辐射能量密度递增的接收器来实现逐级加热。为了验证这种方案,在魏茨曼研究所的太阳能塔的塔顶放置了一个双级接收器。在该接收器中,空气作为传热流体在低温级中被加热至 750°C,然后流入高温级被加热至 1000°C。该双级接收器的结构图如图 1-3 所示。

Gordon 和 Saltiel 提出了一种分析方法来预测采用多种型式集热器的光热系统(“多级”系统)的长期性能。该分析方法允许设计者针对给定负荷,来决定使用组合不同型式集热器的最有效的方法。一个成功的实例证明了该方法可以有效节省“多级”系统的成本。

Oshida 和 Suzuki^[88] 提出了利用不同类型集热器实现梯级集热的思想。梯级系统中使用两个吸热器,分为低温吸热器和高温吸热器,其中低温吸热器由菲涅尔镜片加热,高温吸热器由槽式镜面加热。传热流体先流经低温吸热器完成预热,再在高温吸热器中完成进一步加热。传热流体可以在该梯级系统中更加高效地完成加热过程。

Desai 等^[89] 提出了一种集成太阳能集热方案,该方案同时采用槽式集热器和线性

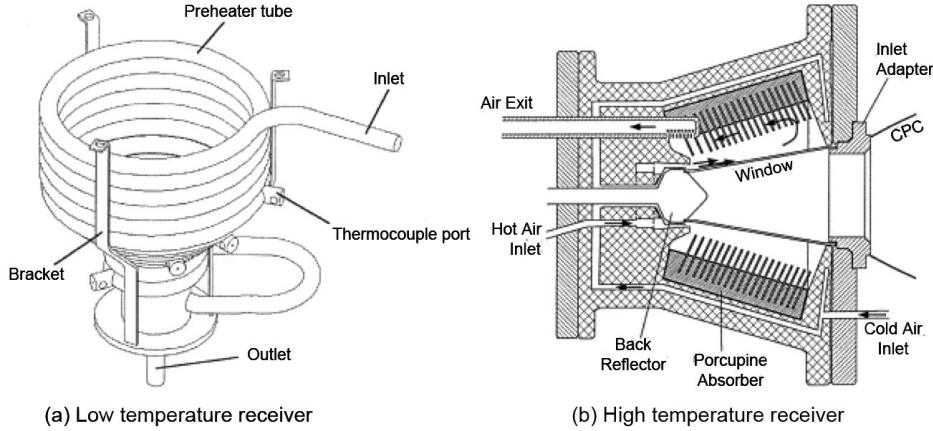


图 1-3 双级集热器的结构图

菲涅尔集热器。该集成集热方案的系统结构图如图 1-4 所示。对采用集成集热方案的电厂进行了热力学和经济学分析，并同基于槽式集热器的电厂和基于线性菲涅尔集热器的电厂进行了对比。结果表明，采用集成方案的电厂的发电成本要比基于槽式集热器的电厂低 9.6%，比基于线性菲涅尔集热器的电厂低 13.5%。

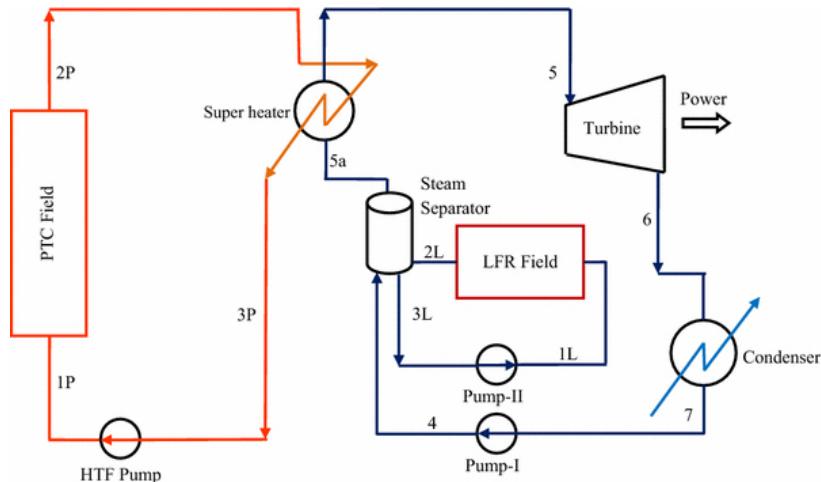


图 1-4 采用集成集热方案的系统结构示意图

Coco 等^[90]为集成了直接蒸汽发生系统和布雷顿循环的系统提出了四种不同的线性集热太阳能光热发电方案。在这些方案中，太阳能场被分成了不同的片区来满足不同的集热需求。这种思想为在太阳能场中使用多种型式的集热器提供了可行性。

1.2.4.2 梯级利用

很多学者致力于在太阳能光热发电系统中组合使用多种热力循环来实现能量的梯级利用。其中大部分的工作聚焦于 ISCC，通常在联合循环中，朗肯循环作为底部循环，布雷顿循环作为顶部循环。

Li 和 Yang^[91] 提出了一种新颖的 ISCC 系统，可以实现高达 30% 的光电转换效率，其系统结构图如图 1-5 所示。分析了将收集到的太阳能用于 ISCC 系统不同位置对系统整体性能的影响后发现，将太阳能用于蒸发过程可以获得最大的系统整体性能。

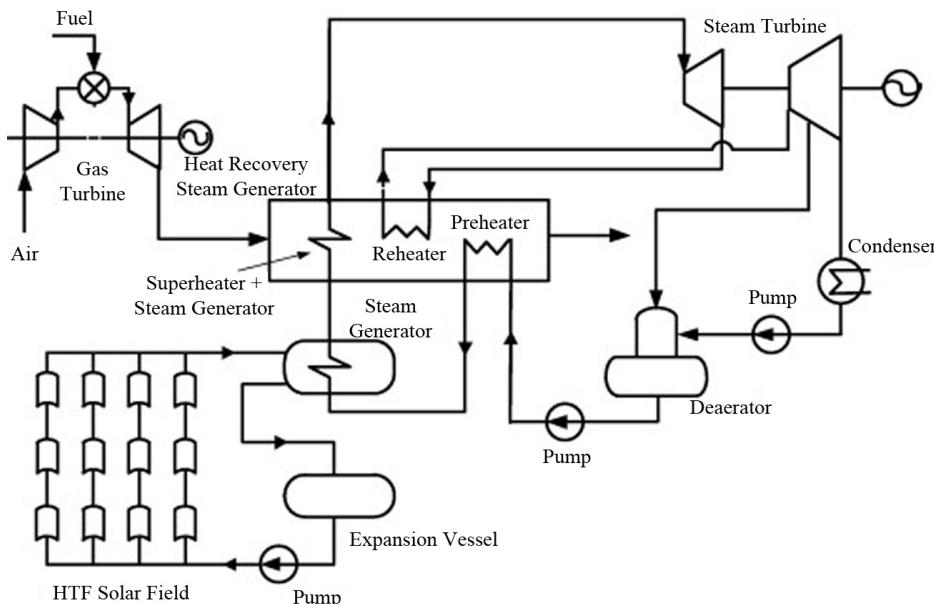


图 1-5 将太阳能用于蒸发过程的 ISCC 系统结构示意图

Gülen^[92] 使用了热力学第二定律中的熵概念来简化 ISCC 系统的优化过程。经过熵分析，为 ISCC 设计提供了基于物理方程的，对用户友好的指导方针。

Shaaban^[93] 介绍了一种新型的 ISCC 系统，该系统同时考虑使用水工质朗肯循环 (SRC) 和有机工质朗肯循环 (ORC) 作为底部循环，其系统结构图如图 1-6 所示。有机工质循环用于冷却压缩空气，并利用这部分热量产生一部分电能。还研究了采用不同有机工质对该新型 ISCC 系统的性能的影响，结果表明使用 R1234ze(z) 作为有机工质可以在热力学，经济，安全和环境考虑之间取得较好的折衷。

Alqahtani 和 Patiño^[94] 将 ISCC 电厂与独立 CSP 电厂、天然气联合循环电厂进行了对比分析。结果显示，将 CSP 整合进 ISCC 可以使发电成本比独立 CSP 电厂低

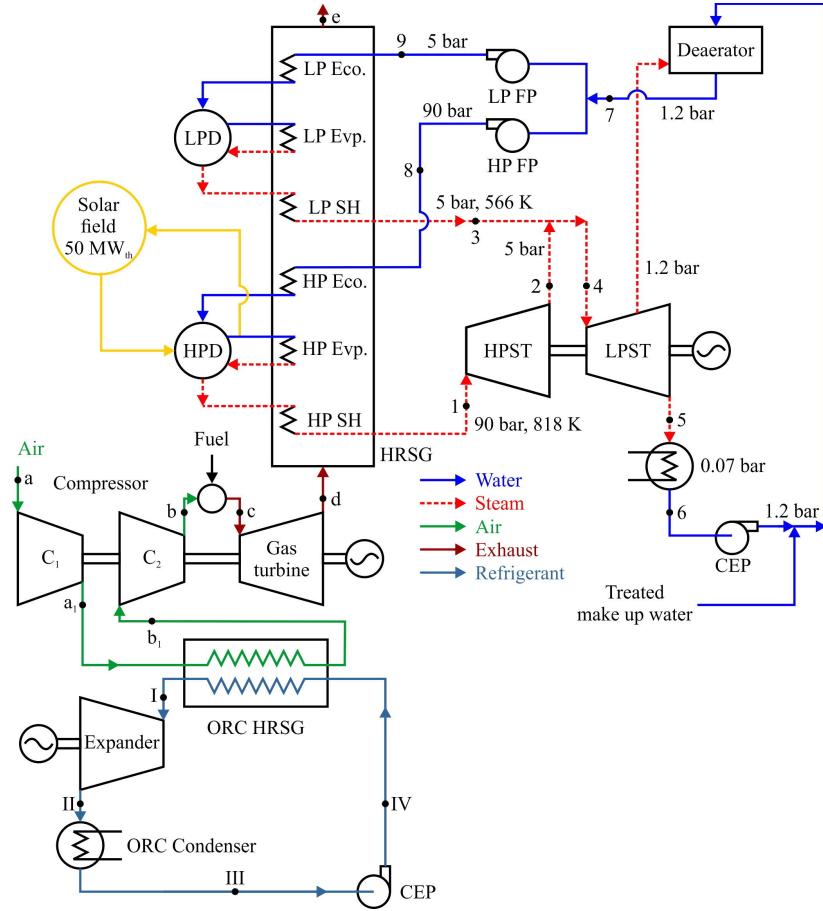


图 1-6 拥有两个底部循环的 ISCC 系统结构示意图

35~40%，并具有更好的调度能力。

Manente^[95] 提出了一个具有三级压力的 390 MWe 的天然气联合循环，并以此评估不同集成方案的 ISCC。为了得到最高的年平均效率和太阳能份额，分别进行了增大输出功率和节约燃料的操作策略。结果显示，节约燃料的操作策略所获得的年平均效率较低，这是因为燃气轮机的负荷下降导致系统整体效率下降。

Turchi 等^[96] 提出了两种概念性的 ISCC 同槽式集热器混合设计的方案。在第一种方案中，燃气轮机的废气与在 390°C 以下运行的以导热油为传热流体的槽式集热器综合利用，在第二种方案中，燃气轮机的废气与在 450°C 以下运行的以熔融盐为传热流体的槽式集热器及 TES(蓄热系统)一起综合利用。使用燃气轮机余热来补充 TES 的热量，这为系统提供了操作灵活性，同时提高了天然气利用效率。

Mukhopadhyay 和 Ghosh^[97] 提出了一种针对塔式太阳能电厂的热电联产梯级系统。该系统将传统燃气轮机的燃烧室用太阳能接收器替代，以布雷顿循环作为顶部循

环, 使用具有回热器的朗肯循环作为底部循环。

Li 等^[98] 提出了一种新颖的梯级系统, 该系统同时使用 SRC 和 ORC。SRC 采用对两相流体适应性高的螺杆压缩机实现膨胀做功。SRC 的凝结热用于驱动 ORC。

Dunham 和 Lipiński^[99] 提出了综合布雷顿循环的分布式太阳能集热发电系统。通过对用于顶部布雷顿循环的工作流体和底部朗肯循环的工作流体进行分析后发现, 使用 CO₂ 的布雷顿顶部循环和使用 R-245fa 的朗肯循环底部循环的组合可以获得最高的组合循环效率 (21.06%), 而单独的 CO₂ 布雷顿循环在相同的工况下仅可达到 15.31% 的峰值循环效率。

Bahrami 等^[100] 提出了一种联合有机工质朗肯循环。该朗肯循环用作斯特林循环的冷端散热器。有机工质循环的运行温度介于 80°C 到 140°C 之间。研究发现, 联合循环的效率相比于独立的斯特林机可以提升 4% 到 8%。

Al-Sulaiman^[101] 分析了 SRC-ORC 联合循环采用不同种类的有机工质所能获得的输出功率。在联合循环中, SRC 由槽式集热器提供热量, ORC 由 SRC 的凝结热提供热量。结果表明, 采用 R134a 的联合循环具有最佳熵效率, 其熵效率可达 26%。

吴毅等^[102] 提出了以熔融盐为传热介质, 再压缩式超临界 CO₂ 布雷顿 (S-CO₂) 循环为动力循环的塔式太阳能集热发电系统的熵分析模型, 分析了定日镜、腔式接收器、再压缩式 S-CO₂ 发电系统三个子系统的性能, 并研究了太阳辐射强度和采用不同底循环的 S-CO₂ 发电系统对整个电站性能的影响, 最后对采用不同类型的 SRC 与 S-CO₂ 循环为动力子系统的五种塔式太阳能集热发电系统进行了对比分析。

Thierry 等^[103] 针对多级朗肯循环的两种不同结构提出了一种非线性求解方法。一种结构采用梯级利用的形式, 一个循环作为顶部循环, 另一个循环作为底部循环; 另一种结构采用串联连接的形式让传热流体依次流经两个朗肯循环。经过对比分析发现, 梯级结构可以获得比串联结构更高的效率, 尤其是在热源温度较低的情况下。

Bahari 等^[104] 考虑利用有机工质朗肯循环来回收利用斯特林机释放的热量。然而, 该方案只是一个原始的设计方案, 也没有考虑到将该方案应用于太阳能光热发电技术。

1.3 文献综述小结

通过对前人研究工作的总结可以发现, 太阳能光热发电技术正迎来高速发展的黄金期。大量的研究人员从实验研究、机理模型、数学方法等方面对太阳能光热发电技术进行了相关研究。然而, 这些研究多是针对现有太阳能光热技术进行的改进性分析, 也有文献提到了新的技术, 比如空气槽式集热器、直接蒸汽发生系统等。但它们多

是孤立地研究这些技术,没能将这些技术应用于光热发电系统(尤其是梯级光热发电系统)层面进行研究。此外,也有少量文献研究太阳能的梯级收集或梯级利用。然而,没有文献针对太阳能光热梯级系统进行系统性地分析,也没有文献提及在一个梯级系统中同时考虑能量的梯级收集与梯级利用。

1.4 研究内容

针对目前太阳能光热发电技术的特点,以及基于上述研究现状分析所存在的不足,本文以国家国际合作项目专项“太阳能梯级集热发电系统关键技术合作研究”为背景,目标是研究太阳能光热发电装置,利用各种传统型式的太阳能光热发电系统的优缺点以及热力特性,提出并组建,优化太阳能梯级集热发电系统,为探索出大规模低成本高效率利用太阳能的光热发电技术提供新的方案。主要研究内容包括:

(1) 光热发电技术文献综述分析,对应于本文第一章。

在简要介绍太阳能光热发电技术的研究背景及意义后,详细回顾了前人在已经商业应用的太阳能光热发电技术以及太阳能光热发电技术中的能量梯级收集利用领域所做的主要研究成果及研究现状,并简要概括了当前研究现状所存在的不足。

(2) 系统拓扑结构设计分析,对应于本文第二章。

针对梯级系统拓扑结构的重要性及梯级发电系统结构选择的多样性,本文利用传统太阳能光热发电系统中各部件的特点,系统性地分析了太阳能梯级集热发电系统的拓扑结构中的多种方案,提出了多种采用梯级集热和梯级发电的太阳能梯级集热发电系统的拓扑结构方案。

(3) 机理建模理论研究,对应于本文第三章。

针对太阳能光热发电系统中关键部件的物理特性和运行机理,本文在关键部件的建模理论上进行深入研究。采用数学计算工具和系统开发工具,建立梯级系统中各部件的机理模型,进而组建梯级系统。采用面向对象的方法,充分利用封装、继承、多态等特性,保证各部件之间既具有独立性又具有关联性,同时保证系统中各模型易于替换和修改。最后开发了具有计算机软件著作权的太阳能光热发电系统设计软件。

针对槽式集热器在长度方向上能量密度一致的特点,进行了整体换热系数沿长度方向均匀一致的假设,利用等热流密度下的流体与定温热源的传热计算公式,建立了槽式集热器的热效率计算模型。

为碟式接收器建立了热网络模型,针对每一项热损失进行了详细地分析计算,通过求解热网络模型的各温度节点,得到碟式接收器的热效率计算模型。

针对经典斯特林机模型考虑不可逆损失因素较少,计算误差较大的缺点,建立了

考虑包括非理想换热、气体压力损失、活塞运动及摩擦损失、内部导热损失、穿梭导热损失等不可逆损失的斯特林机模型，并与经典模型和实验数据进行了对比分析。

建立了 **Stream** 类用于部件的连接工作，部件的出口和入口用作连接的接口。两个不同的部件通过被赋值给同一个 **Stream** 对象而实现相互连接。以部件连接为基础实现了多部件间耦合计算功能。

(4) 斯特林机组排列方式优化研究,对应于本文第四章。

考虑到斯特林机组不同排列方式对机组性能的影响,提出了五种基本的斯特林机组排列方式。利用太阳能光热设计系统建立了不同排列方式的斯特林机组仿真模型,并对其在不同影响因素下的性能进行了对比分析,找到了斯特林机组的最佳排列方式。

(5) 蒸汽发生系统的优化研究,对应于本文第五章。

针对传统蒸汽发生系统在换热过程存在大量熵损的缺点,本文提出了新型的分段加热系统,通过分段加热的方法来减少蒸汽发生过程中的温差,进而减少换热过程带来的熵损,并降低太阳能场中传热流体的温度,提升太阳能场的集热效率。

在新型的分段加热系统中,太阳能场被分成三个片区,分别为预热过程、蒸发过程和过热过程供热。可以通过调整各片区传热流体的流量,降低其对应的换热温差,降低各片区的传热流体的温度,提升集热效率,并降低换热过程的熵损,提升太阳能光热系统的效率。

(6) 梯级系统评估分析研究,对应于本文第六章。

给出了梯级系统的性能评估指标——整体光电转换效率,并提出了合适的独立系统方案进行对比分析。通过选取合理的系统参数,利用太阳能光热发电系统设计软件对梯级系统和其对应的独立系统进行了建模仿真分析。分析了不同因素对梯级系统的效率提升的影响,并得出了有利于梯级系统实施的条件。

(7) 太阳能梯级发电实验台的建设及实验研究,对应于本文第七章。

参与了太阳能梯级发电实验台的建设工作及实验研究。针对晴天太阳辐射强度的不可控性、连续性及变化性,专门设计了特殊的实验工况来研究不同参数对槽式集热器和碟式集热器的集热效率的影响。明确了实验目的,设计了详细的实验步骤,并进行了相关的实验,获得了实验数据,并对建立的槽式集热器模型和碟式集热器模型进行了验证分析。

2 系统拓扑结构研究

经过第 1 章的分析,本文确立了研究目标和研究内容,其中梯级系统拓扑结构的选择是直接关系到梯级系统能否安全高效运行的先决条件。一个具有不合理拓扑结构的梯级系统甚至不能正常运行。本章以现有成熟光热发电技术为基础,通过对太阳能梯级集热发电的多种考虑因素的分析和排除,选择应用于梯级系统的各种技术方案及相关部件,经过合理的布局,确定有效的太阳能梯级集热发电的拓扑结构方案。

现有的经过商业验证的太阳能热发电技术有三种——太阳能槽式发电,太阳能碟式发电和太阳能塔式发电。由于太阳能塔式发电系统占地面积较大,投资成本太高,考虑到未来需要搭建太阳能梯级集热发电示范系统,本文仅选择两种太阳能光热发电技术(太阳能槽式发电和太阳能碟式发电)作为太阳能梯级集热发电系统设计的基本系统。为了实现对太阳能碟式集热器获得的高温热量进行梯级利用,采用空气(或氮气)作为太阳能碟式发电系统的传热介质来传输所收集的热量。典型的太阳能槽式发

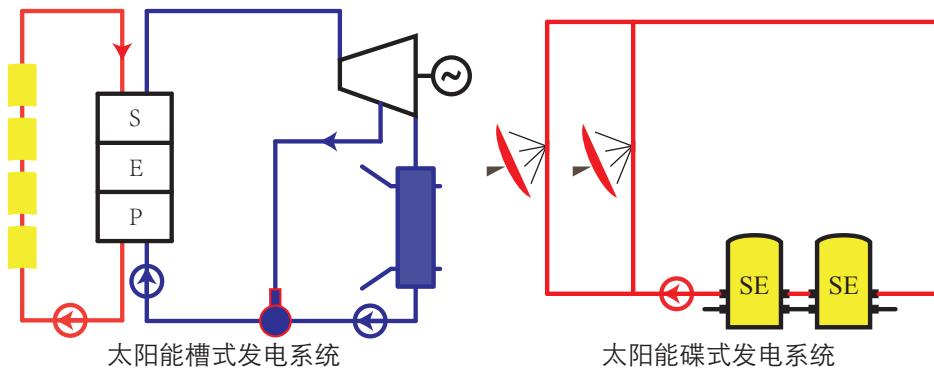


图 2-1 太阳能槽式发电系统和太阳能碟式发电系统结构示意图

电系统和太阳能碟式发电系统的结构示意图如图 2-1 所示。为使本文中的系统结构图更加清晰一致,图 2-2 列出了太阳能光热发电系统中可能出现的所有元件的图例。

利用这两种基本系统,通过选择不同的系统拓扑结构,来实现能量的梯级收集和梯级利用。由于梯级系统的拓扑结构需要考虑多种方案,例如朗肯循环结构的选择、与太阳能烟囱技术的集成、多种集热方式的集成、朗肯循环与斯特林循环的集成等,梯级系统可以组合的拓扑结构的数量非常之多。为了获得最合适的梯级系统拓扑结构,需要从可行性、经济性等角度仔细逐个分析这些因素。需要说明的是,本文进行的研究没有考虑采用蓄热系统,这是因为:(1)本文重点在于从理论上分析梯级系统能量的

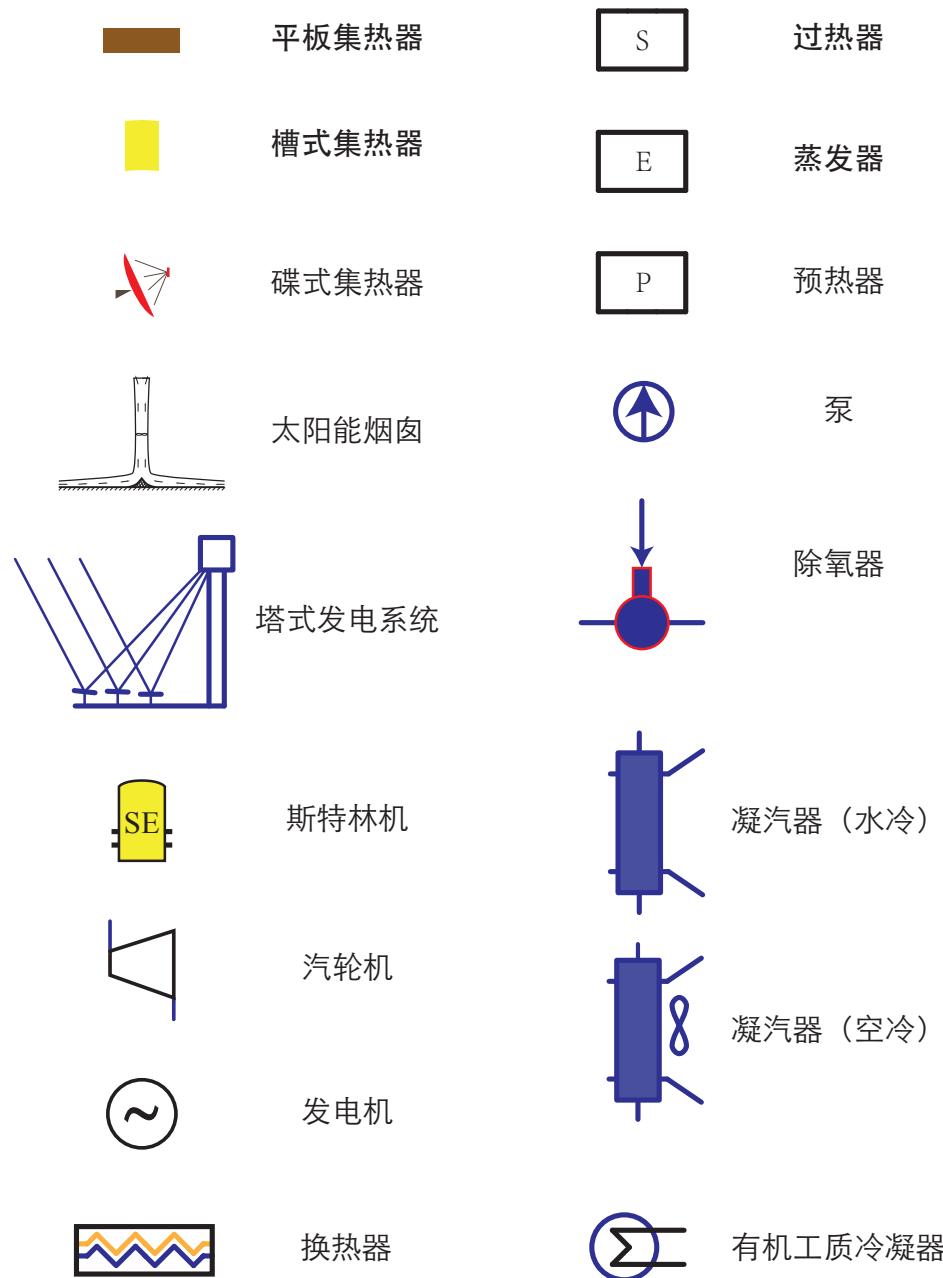


图 2-2 太阳能光热发电系统中的元件列表

梯级收集和梯级利用,分析的条件是基于系统稳态运行的假设,所以无需设置蓄热器。(2) 蓄热器的存在将会改变系统的集热温度和供热温度的匹配性,给系统的分析带来额外的工作量。(3) 本文拟建立的梯级示范系统仅用于实验研究,暂不考虑将发出的电能并网,而蓄热系统的加入会产生额外的成本。(4) 蓄热系统可以在后续研究工作

中引入,而不影响本文的研究内容和结论。

2.1 基于朗肯循环的系统结构

朗肯循环的系统结构主要受朗肯循环工质的影响,水工质朗肯循环(SRC)太阳能光热系统的典型结构示意图和有机工质朗肯循环(ORC)太阳能光热系统的典型结构示意图分别如图 2-3a 和图 2-3b 所示。本节主要研究朗肯循环工质的选择问题。

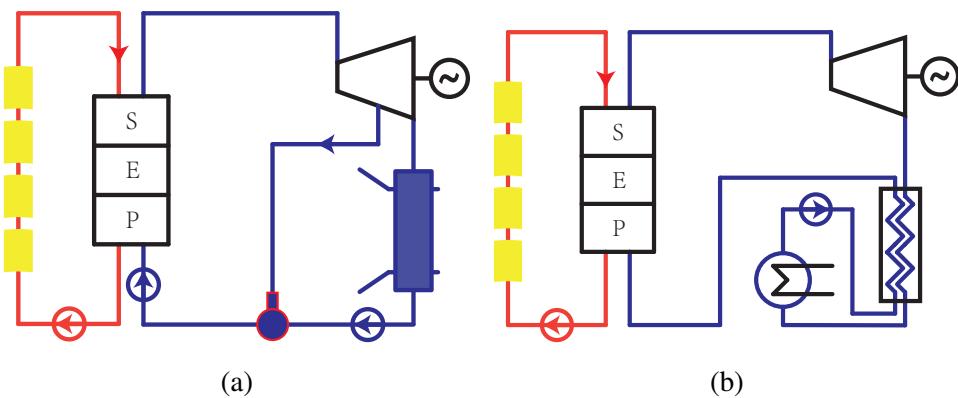


图 2-3 采用 SRC 和 ORC 的太阳能光热系统的典型结构示意图

2.1.1 理想朗肯循环工质特点

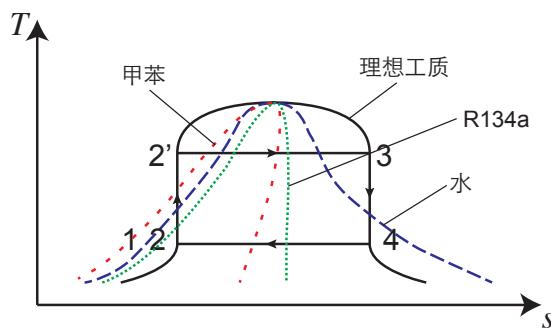


图 2-4 用于朗肯循环的理想工质的温熵图

应用于朗肯循环的不同工质的温熵曲线如图 2-4 所示。需要说明的是,图中各曲线只是用于表示不同工质的饱和曲线形状,曲线对应的熵值和温度不代表其真实熵值

和温度,也不能用于不同工质之间的比较。其中,理想工质具有以下特点^[105]:

- 饱和液体的比热容要小,这样图 2-4 中的曲线 2-2' 才接近竖直。
- 临界点温度要高于最高运行温度,以使所有的吸热过程都发生在临界点温度以下。
- 最高运行温度所对应的饱和蒸汽压力应该适中,以便安全运行并有利于降低设备的制造成本。
- 凝气温度下对应的蒸气压力应该高于大气压,以避免空气泄漏到系统中。
- 状态点 4 的蒸气的密度应该较大,这样可以避免大尺寸的汽轮机叶片,壳体和换热器。
- 图 2-4 中气态饱和曲线 3-4 应该接近竖直,从而避免汽轮机中的工质膨胀进入湿蒸汽区($ds/dT < 0$ 的情况)或是过热区($ds/dT > 0$ 的情况)。
- 对于小功率汽轮机的应用,工质应该具有较高的分子量以便于减小汽轮机的转速和(或)减少级的数量,并且允许合适的质量流量和汽轮机喷嘴面积。
- 工质在常温常压下为液体,以便于运输和控制。
- 工质的凝固点应该低于工作的环境温度。
- 工质具有良好的传热性能,价格便宜,在最高操作温度下热稳定较好,不易燃烧,无腐蚀性,无毒性等。

2.1.2 水工质朗肯循环和有机工质朗肯循环的特点

水是朗肯循环中最常用的工质,水工质朗肯循环的各部件相关的技术比其他工质更为成熟。水的价格便宜(虽然锅炉级的水必须是高度蒸馏的,因此成本比自来水高),水工质朗肯循环的高压部分的密封并没有其它工质那么重要。此外,蒸汽的不易燃性和可用性是其额外的优点。因为它的临界温度和压力分别为 374°C 和 22 MPa ,它可以在中等压力下实现较高温度的等温吸热。

水工质朗肯循环也存在一些缺点。蒸汽的低温特性并不理想,因为蒸汽在常温下具有很低的蒸气压和密度(参见表 2-1)。对于低压部件,保持密封性,防止空气泄漏是设计中需要注意的问题。

有机工质朗肯循环也可应用于太阳能槽式发电,取代常见的水工质朗肯循环。ORC 可以在小功率和低集热温度的条件下进行发电,因此可以用于生产低成本,小规模的分布式 CSP 装置。ORC 中使用的大多数有机工质是干流体(温熵图上 $ds/dT > 0$)。汽轮机出口的气体具有一定的过热度,由于汽轮机出口温度高于冷凝器温度,所以可以将一部分热量传递给压缩过的液态有机工质。图 2-3b 中的回热器就

表 2-1 不同温度下饱和蒸汽的压力和密度

$T(K)$	373.15	363.15	353.15	343.15	333.15	323.15	313.15	303.15	293.15
$p(Pa)$	101322	70117	47373	31176	19932	12344	7381	4246	2339
$\rho(kg/m^3)$	0.5982	0.4239	0.2937	0.1984	0.1304	0.0831	0.0512	0.0304	0.0173

是为了回收利用这一部分热量而设计的,回热器为过热蒸气-过冷液体换热器。

与水工质朗肯循环相比,它具有以下优点:

- 有机工质具有更低的沸点,在常温下具有更高的饱和蒸汽压力,它更适宜于回收低温废热。此外,其密度和比热容较小,所需要的汽轮机、管道和换热面积都较小,这些都有利于降低制造成本。
- 有机工质在膨胀的过程中温降很小,这有利于减少热应力导致的各种问题。
- 有机工质具有很低的凝固点,这意味着即使在寒冷地区也不需要针对有机工质做防冻措施。
- 汽轮机的排气没有湿度(干气体)。所以无需过热,饱和蒸气就可以用作汽轮机的主气。有机工质汽轮机不会发生由于湿蒸气存在液滴给高速旋转的叶片带来的腐蚀现象。
- 相同温度下,有机工质的凝汽压力比水工质高。常温下,有机工质可以在高于大气压的条件下凝结。系统压力可以保持在大气压以上运行,这就可以避免空气泄漏进入系统。这也意味着有机工质朗肯循环不再需要除氧器。
- 较低的系统运行压力便于汽轮机实现一体化设计。
- 有机工质流体具有比蒸汽更低的声速,汽轮机可以在较低转速下达到较好的气动力学性能。在中等转速和单级或双级的设计条件下可以实现小型汽轮机应用。

2.1.3 朗肯循环工质的选择

选择太阳能光热系统朗肯循环的工作流体时需要考虑两个重要方面:

(1) 选择的工作流体易于在最佳运行温度条件下运行。对于朗肯循环太阳能光热系统,集热器效率随着工作温度的升高而降低,朗肯循环的效率随着工作温度的升高而升高,系统的总效率存在如图 2-5 所示的最佳工作温度。工作流体应当有利于达到该最佳工作温度。

(2) 如果使用传热流体,则传热流体的状态需要和热力循环的工作流体的状态相

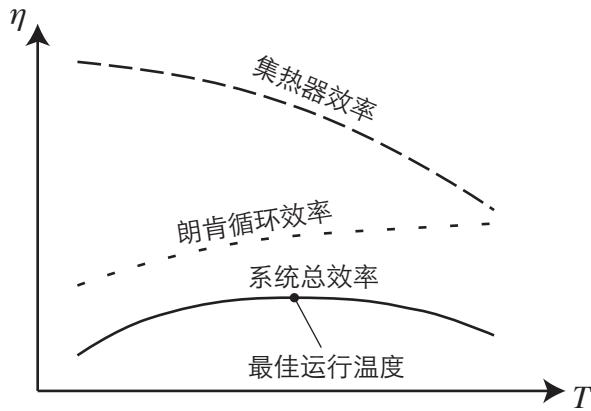


图 2-5 不同运行温度下的效率曲线

匹配。一方面,工作流体的工作温度应该低于传热流体的集热温度。另一方面,工作流体的工作温度不应该比传热流体的集热温度低很多,以避免换热过程中产生大量的烟损失。

第 2.1.2 小节中详细介绍了水和有机工质作为朗肯循环的工作流体所带来的优缺点。对于低参数和小容量的配电发电,有机工质将是更好的选择,否则水是更好的选择。Bao 和 Zhao^[106]对工作流体的选择(包括纯液体和混合液)进行了全面的综述。在该综述中,考虑了许多因素,如操作条件,工作流体的特性,设备结构和环境安全等。必须强调的是,工作流体的种类(主要是干流体或湿流体)会影响系统的运行和布局。

2.2 槽式朗肯循环与太阳能烟囱技术集成的系统结构

太阳能烟囱电站也被称为太阳能热气流电站,它直接(不聚光)利用太阳产生的热能来发电。太阳能烟囱发电系统由太阳能集热棚、太阳能烟囱和涡轮机发电机组 3 个基本部分构成,典型的太阳能烟囱电站的示意图如图 2-6 所示。太阳能烟囱电站建立在太阳辐射强度高,土地保温性能好的地区。集热棚离地面有一定距离,其外围周边是开放的。太阳能烟囱和集热棚连接,位于集热棚中央。涡轮机发电机组位于烟囱底部。在这种电站中,空气在半透明的集热棚下因温室效应而升温。集热棚的周边是开放的,外部空气由于密度分布不同而流入集热棚,然后在浮力的作用下热空气流入烟囱产生热气流。在气流的路径上设置有涡轮机发电机组,用于将气流的动能转化为电能。

太阳能烟囱可以利用低温热源(低品位能源)发电。因此,槽式系统和太阳能烟囱的组合可以作为能源梯级利用的有效途径。在组合系统中,朗肯循环中的冷凝器采用

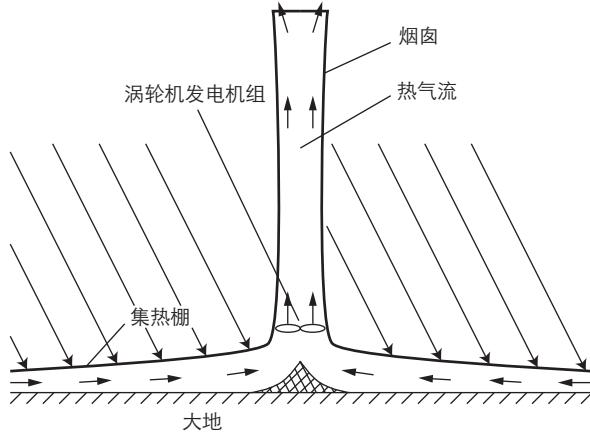


图 2-6 太阳能烟囱电站的结构示意图

空冷。空冷风扇将冷却过冷凝器的热空气从太阳能烟囱的周边吹入太阳能烟囱发电厂。热气流汇聚在烟囱底部，在浮力作用下向上流动，带动烟囱内的涡轮机发电机组，从而实现朗肯循环凝结热的有效利用。图 2-7 显示了一个槽式系统和太阳能烟囱技术集成的例子。

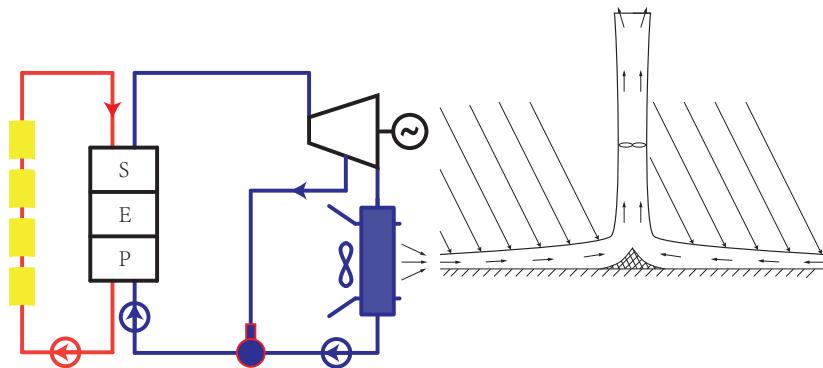


图 2-7 槽式系统和太阳能烟囱组合结构示意图

然而，目前的太阳能烟囱系统的效率非常低。Bilgen 和 Rheault 利用 MATLAB 建立了 5 MW 的太阳能烟囱电站模型，并同 Schlaich 的模型进行了比较^[107]。他们对不同地理位置，不同烟囱高度的太阳能烟囱电站进行了模拟分析。其主要设计数据及计算结果如表 2-2 所示。初步的设计参数为太阳辐射强度为 1000 W/m²，额定功率为 5 MW。从表中可以发现，烟囱效率和系统总效率都很低，太阳能烟囱技术仍处于初步发展阶段。

另外，太阳能烟囱成本高，占地面积大，不利于今后搭建太阳能梯级集热发电示

表 2-2 太阳能烟囱设计参数及模拟结果

	渥太华	温尼伯	埃德蒙顿	Schlaich 的模型
集热棚直径 (m)	-	-	-	1110
集热棚面积 (m^2)	950000	950000	950000	950000
烟囱高度 (m)	123	60	35	547
烟囱直径 (m)	54	54	54	54
集热棚内温升 ($^{\circ}C$)	25.9	25.9	25.9	25.9
气流速度 (m/s)	9.1	9.1	9.1	9.1
总压头 (Pa)	518.3	518.3	518.3	383.3
平均效率				
集热棚 (%)	56.00	56.00	56.00	56.24
烟囱 (%)	1.82	1.82	1.82	1.45
涡轮机 (%)	77.0	77.0	77.0	77.0
系统整体 (%)	0.79	0.79	0.79	0.63

范系统。鉴于这些,梯级系统不采用太阳能烟囱技术。

2.3 多种集热方式集成的系统结构

考虑到每种类型的集热器都有其适宜的工作温度范围,集成使用多种集热方式,采用多种集热器逐步加热传热流体是实现梯级集热的可行方案。槽式集热器和菲涅耳集热器更适合于低温集热,碟式集热器和塔式集热器更适合于高温集热。串联连接不同类型的集热器可以有效利用它们各自的优点。图 2-8 给出了一个采用集热器串联连接的梯级系统的方案。在这个系统中,空气作为传热介质在流入碟式集热器之前先被槽式集热器预热。槽式集热器用于收集低温热能,碟式集热器用于收集高温热能。

在这种方案中,空气依次在槽式集热器和碟式集热器中被加热。为斯特林机提供热量后,热空气流入换热器为朗肯循环提供热量。在这种拓扑结构中,空气被用作太阳能槽的传热流体,这个想法目前只有少数研究人员进行了数值和实验研究,至今还没有商业应用^[29,108]。这种技术最大的技术难题在于,空气导热系数低,热容量低,导致系统效率非常低。由于该拓扑结构使用了尚不成熟的空气槽式集热技术,故不采用这种方案。

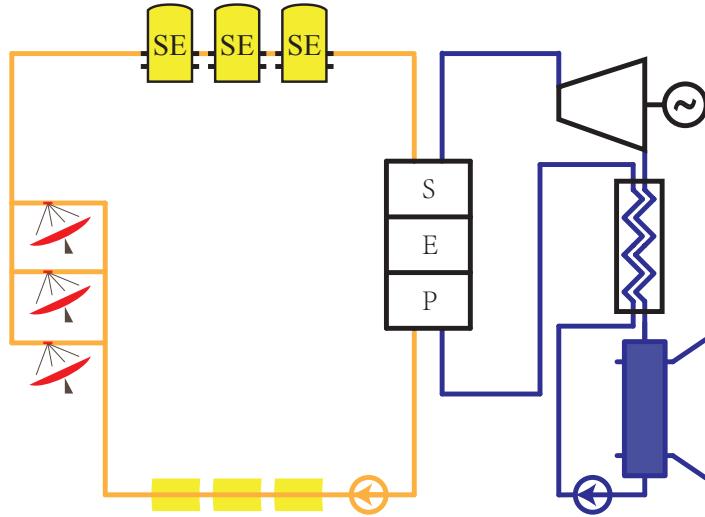


图 2-8 一种采用集热器串联连接的梯级系统方案

有的太阳能塔式电厂采用水作为传热流体(如 Solar One 电厂),这时可以利用平板式太阳能集热器和(或)槽式集热器作为低温段的集热器。系统结构图如图 2-9 所示,冷凝水由平板式集热器加热,给水由槽式集热器加热。与太阳能塔式电厂相比,平板式集热器和槽式集热器收集低温热量的单位热成本要低很多。平板式集热器和槽式集热器的串联连接加入可以有效降低系统发电成本。虽然该方案有很好的前景,值得进一步研究,但本文的梯级系统不考虑采用太阳能塔式系统,所以该方案留给后续研究工作。

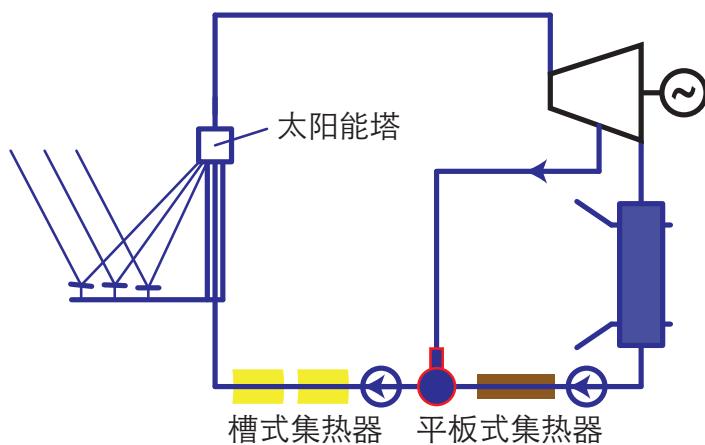


图 2-9 采用多种型式集热器串联连接的太阳能塔式发电系统

2.4 朗肯循环与斯特林循环集成的系统结构

2.4.1 回路间传热的系统结构

对于图 2-1 中的太阳能碟式发电系统,热空气为斯特林机提供热量后还有很高的温度,可以通过设置换热器在回路间传热,实现能量的梯级利用。根据换热回路的不同,可以在太阳能梯级系统中设置两种类型的换热器。

第一种是在空气回路和导热油回路之间使用的空气-导热油换热器。图 2-10 是使用了这种换热器的一个梯级系统方案。在这个系统中,热空气在为斯特林机组供热后,再流过空气-导热油换热器为导热油提供热量。

在这种方案中,空气为导热油提供热量。从几个方面来看,这是不经济的。首先,此方案并不能进一步提高导热油的温度。导热油的极限温度受到本身物质属性的限制,而并非受限于槽式集热器,槽式集热器的集热温度可以超过这个值。在高温条件下,油品可能会变质,蒸发,分解,对系统的安全稳定运行产生不利影响。其次,使用碟式集热器为导热油提供热量是不经济的,因为碟式集热器是为了收集更高温度的热量而设计的,与槽式集热器相比,它在收集中低温热量时效益更低。

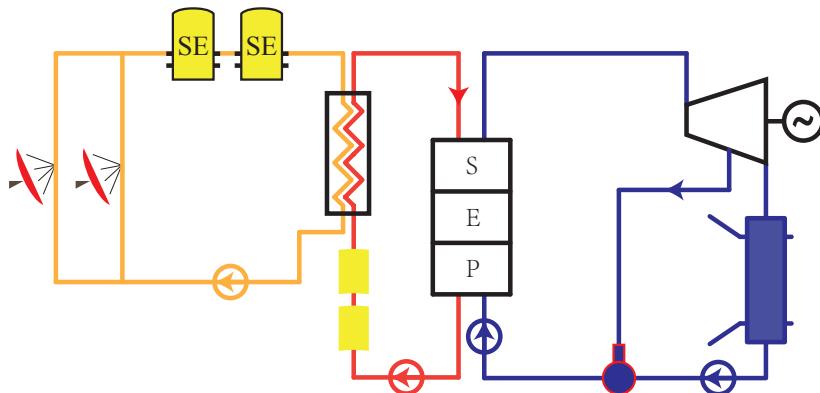


图 2-10 使用空气-导热油换热器的太阳能光热系统示意图

第二种是在空气回路和水回路之间使用的空气-水换热器。图 2-11a 和图 2-11b 是使用了这种换热器的两个梯级系统方案。图 2-11a 中,热空气在为斯特林机组供热后,再流经空气-水换热器,为水的过热过程提供热量。图 2-11b 中,热空气在为斯特林机组供热后,再流经空气-水换热器,为水的预热过程提供热量。

在这种方案中,空气为水提供热量。图 2-11 给出了两种使用空气-水换热器的太阳能梯级系统方案。其中,图 2-11a 给出的是使用加热过斯特林机之后的热空气来继

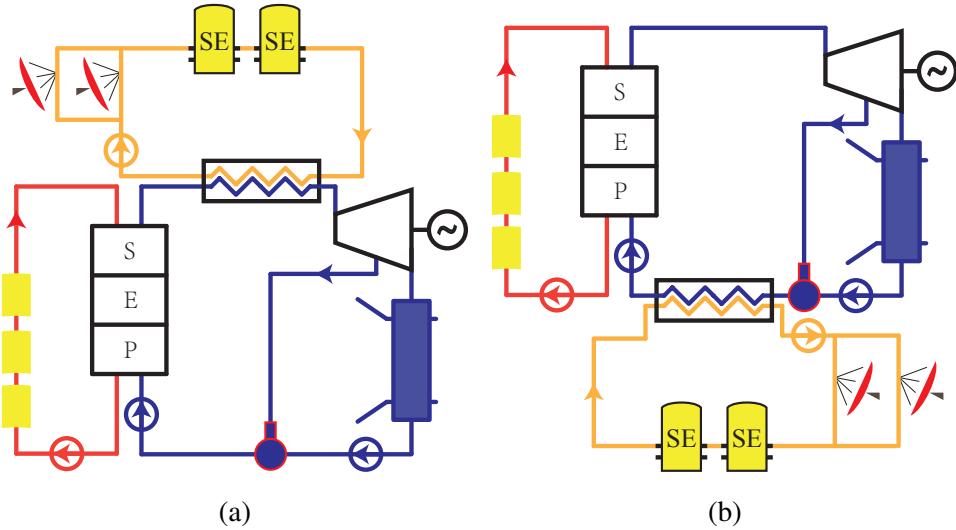


图 2-11 两种使用了空气-水换热器的梯级系统案例

续为过热蒸汽提供热量的方案。这是可行的,因为热空气可以提升水的吸热过程的平均温度从而提高朗肯循环的效率。另一方面,在传统的太阳能槽式系统中,主蒸汽温度受到导热油极限温度的限制,这不利于提升朗肯循环的效率。在这个梯级系统中,朗肯循环的主蒸汽温度可以提高到高于 400°C 以消除导热油极限温度带来的负面影响。这一系统方案将作为主要研究方案在接下来的内容里详细讨论。图 2-11b 给出的是使用加热过斯特林机后的热空气预热给水的方案。由于斯特林机出口的空气温度较高,而朗肯循环的给水温度较低,二者之间存在很大的温差。如果采用此方案,则换热过程产生的熵损很大。此外,由于给水温度的提升导致太阳能场内的导热油的平均温度也会有所上升,这将降低太阳能场的集热效率,进而降低整个梯级系统的效率。

2.4.2 循环之间热量利用的系统结构

根据热力学第二定律,不可能从单一热源吸热使之完全转换为有用的功而不产生其他影响。对于热机,它同时需要热源和冷源来将热能转化为机械能。典型热机的热功转换图如图 2-12 所示。在热力循环中,从热源吸收的热量,只有一部分可以通过热机转化为机械功,其它部分需要传递到冷源。卡诺定理从根本上限制了与热源温度和冷源温度有关的热功转换比,即 $\frac{W}{Q_H} \leq \frac{T_H - T_C}{T_H}$, 其中 T_H 和 T_C 的单位为 K。

不同的热机采用不同的热力循环来实现热功转换,它们有着不同的最佳工作温度。朗肯循环的最佳工作温度较低,斯特林循环的最佳工作温度较高。太阳能光热应用中斯特林循环和朗肯循环的 $T-s$ 图如图 2-13 所示。

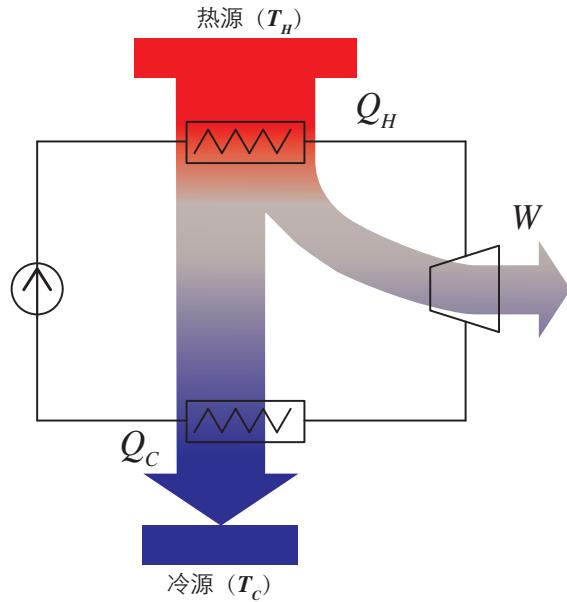
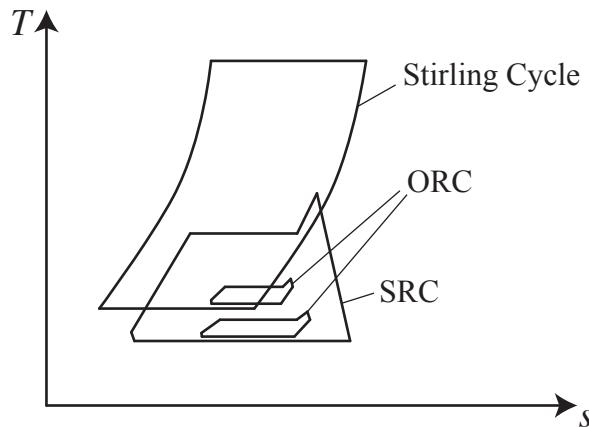


图 2-12 典型热机的热功转换图


 图 2-13 太阳能光热应用中斯特林循环和朗肯循环热力循环的 $T-s$ 图

由于每个热力循环都具有吸热和放热过程，因此可以组合多种热力循环，使一个循环(底部循环)吸收利用另一个循环(顶部循环)释放的热量，不同的循环可以耦合起来用于梯级发电。

图 2-14 给出了热力循环之间热量回收利用的梯级系统的两种系统结构。传统的斯特林机为了提高性能，使用冷却水来吸收斯特林机释放的热量，吸收的热量往往被浪费掉而没有回收利用。在图 2-14a 中，采用朗肯循环的凝结液来冷却斯特林机。斯特林循环排出的热量可以通过朗肯循环回收利用。对于有机朗肯循环，不同的工作流

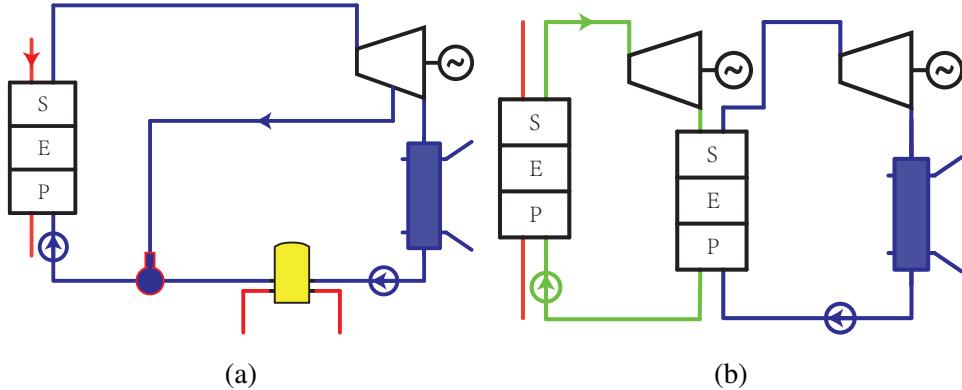


图 2-14 采用多个热力循环之间热量回收利用的梯级系统结构图

体决定循环的工作温度区间。用一个有机朗肯循环重复利用另一个有机朗肯循环的凝结热是可行的。在图 2-14b 中，两个有机朗肯循环耦合在一起用于发电。底部循环利用顶部循环的凝结热来实现预热，蒸发和过热，再利用朗肯循环发电。

2.5 选定的梯级系统拓扑结构

考虑了以上各节中的技术方案，本文选择了两个系统拓扑结构进行太阳能梯级集热发电技术的研究，其系统结构图如图 2-15 所示。

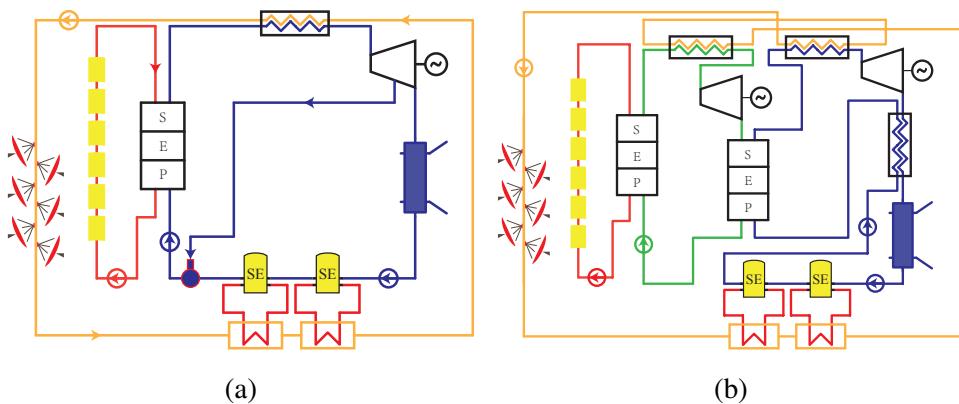


图 2-15 两种选定的梯级系统拓扑结构图

图 2-15a 中的梯级系统采用水工质朗肯循环，具有以下特点：

- 选用了多种型式的集热器。槽式集热器用于较低温度的集热，碟式集热器用于

较高温度的集热。这有助于降低成本并提高系统效率。

- 使用了多个热力循环。朗肯循环适用于较低温度的热利用。斯特林循环适用于更高温度的热利用。二者工作区间的不同使得底部循环利用顶部循环释放的热量成为可能。
- 使用了空气-水换热器。使用空气-水换热器来提高主蒸汽的温度，这有助于提高朗肯循环的效率。另一方面它克服了传统太阳能槽式系统中导热油极限温度较低的缺点，有助于实现比传统太阳能槽式系统更高的主蒸汽参数，进而提升朗肯循环的效率。
- 采用朗肯循环的凝结液来冷却斯特林机。采用朗肯循环的凝结液来冷却斯特林机。斯特林循环的废弃热量可以通过朗肯循环回收利用，这有助于提高系统的整体效率。

图 2-15b 中的梯级系统采用有机工质朗肯循环，它也具有上述特点。此外，它采用不同种类的有机工质作为工作流体，使太阳能光热系统具有更广泛的工作温度区间，可以适用于多种能量需求。它的一个计算案例如图 2-16 所示。

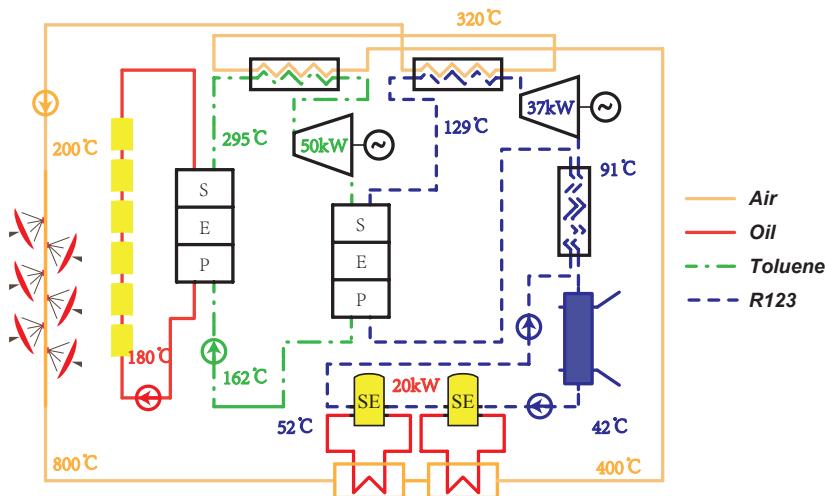


图 2-16 采用多级朗肯循环的一个计算案例

本文将重点分析这两个梯级系统。但是，考虑到水工质朗肯循环的应用更加广泛，其更有利实现太阳能光热发电的大规模利用，下面的章节将使用图 2-15a 中的系统作为主要研究内容。

2.6 本章小结

本章系统地研究了太阳能梯级集热发电的拓扑结构,考虑了朗肯循环结构的选择、与太阳能烟囱技术的集成、多种集热方式的集成、朗肯循环与斯特林循环的集成等方案。接着,本文结合梯级系统的研究内容,并考虑到梯级示范系统的建设工作,针对各方案进行了详细分析,提出了两种适用于太阳能梯级集热发电的典型的系统拓扑结构。这两种典型的系统拓扑具有以下特点:

- 使用了多种型式的集热器。
- 使用了多个热力循环。
- 使用了空气-水换热器来提高朗肯循环的效率。
- 使用朗肯循环的凝结液来冷却斯特林机。

值得注意的是,系统拓扑设计的一些考虑方案有待后续工作进一步研究。例如,塔式太阳能发电技术与槽式集热器和平板式集热器的集成方案,该方案的系统结构如图 2-9 所示。该拓扑结构有效地利用了各种集热器的工作特性,有利于提升系统的效率并降低系统成本。

3 发电系统建模理论研究

为了研究所提出的梯级系统的性能, 使用 EES (Engineering Equation Solver) 和 MATLAB (Matrix Laboratory) 作为计算工具和开发工具创建了系统的模型。系统建模采用自底向上的设计方法。首先, 在 EES 中建立机理模型用于来验证模型中各参数间的物理关系。其次, 使用面向对象的方法在 MATLAB 中开发出部件模型, 它充分利用了面向对象的封装性、继承性和多态性来保证部件之间的独立性和相关性。依据不同流体, 创建了三个回路(空气回路, 水回路和油回路), 并确定了一些关键部件的特定的状态参数。依据这些关键部件的热力学特性和动力学特性, 为其创建了基于能量平衡的机理模型。

3.1 发电系统部件建模

3.1.1 槽式集热器

槽式集热器由反射镜和接收器组成。反射镜(镜面)反射太阳直射辐射并将其会聚到位于抛物槽面焦线处的接收器上。接收器通常包含涂有高吸收率涂层的金属吸热管。在吸热管外部设有玻璃管以减少散热损失, 吸热管和玻璃管之间通常被抽成真空以进一步减少热损。

在反射过程中存在着光学损失, 它主要包含以下几项^[2]: 遮挡损失、跟踪损失、形状损失、反射率损失、镜面沾污损失。此外还有一项, 即太阳直射的阳光与集热器开口不垂直时, 应该考虑入射角带来的损失($K(\theta)$, 也称为余弦损失)。该损失是太阳入射角与集热器开口法线交角 θ 的函数。桑迪亚国家实验室的 Dudley 等^[3] 通过实验研究给出了槽式集热器的余弦损失计算公式:

$$K(\theta) = \cos \theta + 0.000884\theta - 0.00005369\theta^2 \quad (3-1)$$

图 3-1 给出了槽式集热器反射太阳光线的示意图, 图中还标出了影响光学损失的一些参数。整个光学损失与下列五个参数有关:

(1) 反射率, ρ : 只有一部分入射辐射会被反射到接收器上。这一部分辐射量的多少由反射镜的种类决定。对于清洗干净的商业槽式反射镜, 其反射率可以假定为 0.9。

(2) 拦截因子, γ : 由于反射镜的微观缺陷或抛物面槽式集热器的宏观形状误差, 反射镜反射的太阳直射辐射中的一部分不能到达吸热管。这些缺陷或误差导致一些

光线以错误的角度反射,因此它们不能被吸热管拦截吸收。这些损失通过称为拦截因子的光学参数来量化。对于正确组装的集热器而言,该参数通常为 0.95。

(3) 透射率, τ : 到达接收器的玻璃管的太阳直射辐射只有一部分能够透射它。透射玻璃管的辐射与投射到其上的总的入射辐射之间的比称为透射率 τ , 它通常取为 0.93。

(4) 吸热管涂层的吸收率, α_{abs} : 该参数量化了吸热管吸收的能量与到达吸热管外壁的总辐射量的比例。对于有陶瓷涂层的金属吸热管, 该参数通常为 0.95, 而对于涂有黑色镍或铬的吸热管, 该参数值稍低。

(5) 沾污因子, F_e : 反射镜上的污垢会降低反射率, 因此需要考虑沾污带来的影响。沾污因子 F_e 的引入考虑了反射镜和玻璃管在清洗干净之后逐渐产生的沾污。

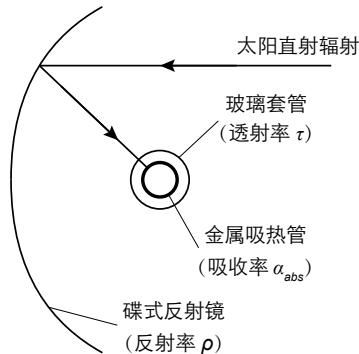


图 3-1 槽式集热器结构示意图

穿透玻璃管到达吸热器的能量可以表示为

$$P = I_r w_{tc} L_{tc} \rho \gamma \tau F_e K(\theta) \quad (3-2)$$

为了简化吸热器的吸热过程, 通常将其视为均匀的热流量 q''

$$q'' = \frac{P}{\pi d_o L_{tc}} = \frac{I_r w_{tc} \rho \gamma \tau F_e K(\theta)}{\pi d_o} \quad (3-3)$$

假设整体传热系数 $U(T_{abs})$ 沿着整个集热器的长度方向是均匀的, 可以将环境看作定温热源, 这样就可以利用附录 B 中的传热计算公式计算吸热管对环境的散热。吸收管的传热分析示意图如图 3-2 所示。

$$\frac{T_o - T_{amb} - \frac{q''}{U(T_{abs})}}{T_i - T_{amb} - \frac{q''}{U(T_{abs})}} = \exp\left(-\frac{U(T_{abs}) \pi d_o L_{tc}}{\dot{m} c_p}\right) \quad (3-4)$$

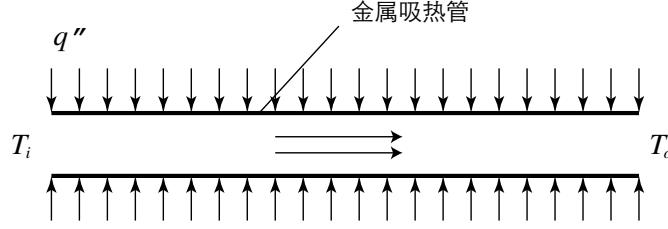


图 3-2 吸热管的传热分析示意图

由于管道中的努塞尓数 Nu 非常大(大约为 1×10^4), 吸热管和导热油之间的温差很小。所以平均流体温度 $(T_i + T_o)/2$ 可以用作吸热管温度 T_{abs} 的平均值, $U(T_{abs})$ 可以用 Romero 和 Zarza 给出的二阶多项式函数表示^[109]:

$$U(T_{abs}) = 0.687257 + 0.001941(T_{abs} - T_{amb}) + 0.000026(T_{abs} - T_{amb})^2 \quad (3-5)$$

达到所需加热效果的槽式集热器的长度 L_{tc} 可以从式 3-4 中算得

$$L_{tc} = \frac{\dot{m}c_p}{\pi d_o U(T_{abs})} \ln \left(\frac{T_i - T_{amb} - \frac{q''}{U(T_{abs})}}{T_o - T_{amb} - \frac{q''}{U(T_{abs})}} \right) \quad (3-6)$$

垂直投射到槽式集热器开口的太阳辐射能为

$$Q_{total} = I_r L_{tc} w_{tc} \quad (3-7)$$

被传热流体吸收的能量为

$$Q_{use} = \dot{m}c_p(T_o - T_i) \quad (3-8)$$

槽式集热器的集热效率为

$$\eta_{tc} = \frac{Q_{use}}{Q_{total}} = \frac{I_r L_{tc} w_{tc}}{\dot{m}c_p(T_o - T_i)} \quad (3-9)$$

基于以上简化假设和对槽式集热器的机理研究, 本文建立了槽式集热器的模型。依据此模型可以方便地求解各类槽式集热器问题, 并获得集热器的热效率。例如, 已知传热流体进出口参数求解所需的集热器的长度, 或者已知集热器长度和传热流体进口参数求解传热流体出口参数。

3.1.2 碟式集热器

碟式集热器由反射镜和接收器组成。反射镜通过跟踪太阳来反射太阳光并将其会聚到位于反射镜焦点处的接收器。碟式集热器需要采用双轴跟踪系统来不间断地追踪太阳的轨迹。

碟式集热器的跟踪系统主要有两种型式^[110]:

- 由方位传感器进行的方位高度角跟踪,或由计算得到的太阳坐标通过控制系统进行控制。
- 极轴跟踪,集热器围绕与地轴平行的轴旋转跟踪太阳。

在传统的碟式斯特林机系统中,斯特林机放置在碟式集热器的焦点上。斯特林机设有接收器来吸收会聚的阳光。接收器由设有开孔的腔体和置于其中的吸热器组成。斯特林接收器的开孔位于反射器的焦点处,以减少辐射和对流损失。吸热器吸收太阳辐射能并将产生的热能传递给斯特林机的工作气体,为斯特林循环提供热量,使斯特林机的曲轴连续往复运动。直接连接到斯特林机曲轴的发电机将机械能转化为电能。

本文提出的梯级系统中,碟式集热器的焦点处放置有腔体式接收器。一个金属螺旋管(称为吸热管)作为吸热器位于接收器中以吸收集中的太阳能。空气(或氮气)被用作传热流体流经吸热管以传输被吸热管吸收的能量,空气流出吸热器作为高温热源为其它部件提供热量。

碟式反射镜是碟式系统的重要元件。弯曲的反射表面可以利用单独的小型曲面拼接起来形成,或是通过由连续气室成形的拉伸膜形成。在所有的情况下,曲面都应镀铝或镀银以提高反射率。

本文选用 SES (Stirling Energy System) 公司生产的碟式反射镜作为梯级集热系统的碟式反射镜,其主要参数见于表 3-1。碟式接收器为自行设计研制的接收器,图 3-3 是其结构示意图。

表 3-1 碟式集热器的主要参数

参数	值	参数	值	参数	值
d_{cav}	0.46 m	ϵ_{insu}	0.6	θ_{dc}	45°
δ_{insu}	0.075 m	α_{cav}	0.87	γ	0.97
l_{cav}	0.23 m	δ_a	0.005 m	$\eta_{shading}$	0.95
d_{ap}	0.184 m	$d_{i,1}$	0.07 m	ρ	0.91
λ_{insu}	0.06 W/(m · K)	A_{dc}	87.7 m ²		

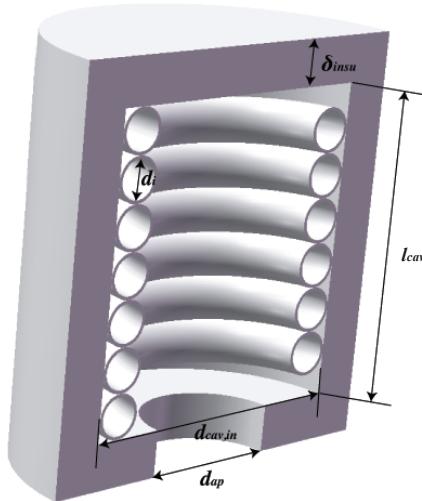


图 3-3 碟式接收器的结构示意图

碟式接收器模型涉及的损失包括:接收器拦截损失,由于阴影造成的损失以及热损失。热损失占所有这些损失的最大部分,这部分损失由传导,对流和辐射三种形式组成。为了详细分析碟式接收器的热损失,建立了如图 3-4 所示的热网络模型。该网

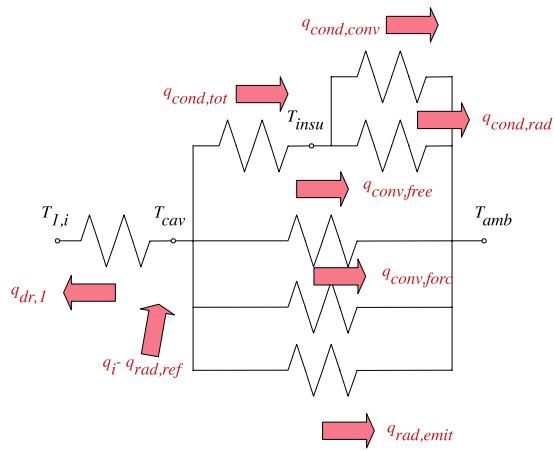


图 3-4 碟式接收器的热网络模型

络模型考虑了以下损失:

- 由接收器孔腔从接收器开口反射出去的辐射能损失, $q_{rad,ref}$ 。
- 由于和接收器的绝热层发生热传导产生的损失, $q_{cond,tot}$ 。
- 无风条件下接收器开口处发生的自然对流损失, $q_{conv,free}$ 。

- 有风条件下接收器开口处发生的强制对流损失, $q_{conv,forc}$ 。
- 由接收器孔腔发射出去的热辐射造成的辐射损失, $q_{rad,emit}$ 。

为了求解图 3-4 中的热网络结构图, 必须仔细分析图中各热流量的关系并求解方程。

(1) 入射到接收器的能量, q_i

为了简化模型, 不考虑接收器对反射镜造成的遮挡, 以及太阳跟踪系统的调节滞后造成的影响。

$$q_i = I_r A_{dc} \gamma \eta_{shading} \rho \quad (3-10)$$

其中, γ 是拦截因子, $\eta_{shading}$ 是不同集热器之间遮挡造成的遮挡因子, ρ 是反射镜的反射率。

(2) 传热流体与吸热管之间的换热, $q_{dr,1}$

传热流体与吸热管之间的换热简化为经典的流体流过等壁温管道的换热模型。这样, $q_{dr,1}$ 可以由下式得到

$$q_{dr,1} = h_{dr,1} A_{dr,1} \Delta T_{ln,dr,1} \quad (3-11)$$

其中

$$h_{dr,1} = Nu_{tube} \lambda_{dr,1} / d_{i,1} \quad (3-12)$$

$$Nu_{tube} = c_r Nu'_{tube} \quad (3-13)$$

该式为修正后应用于螺旋管的努赛尔数计算公式, 式中存在基于弯管曲率的螺旋因子 c_r 作为修正系数。 c_r 的表达式为^[111]:

$$c_r = 1 + 3.5 \frac{d_{i,1}}{d_{cav} - d_{i,1} - 2\delta_a} \quad (3-14)$$

Nu'_{tube} 是直圆管的努塞尓数, 它由下式计算^[112]:

$$Nu'_{tube} = 0.027 Re_{tube}^{0.8} Pr_{tube}^{1/3} (\mu_{tube} / \mu_{tube,w})^{0.14} \quad (3-15)$$

传热流体与管壁之间的对数温差 $\Delta T_{ln,dr,1}$ 可以写作

$$\Delta T_{ln,dr,1} = \frac{(T_{cav} - T_{dc,i}) - (T_{cav} - T_{dc,o})}{\ln \frac{T_{cav} - T_{dc,i}}{T_{cav} - T_{dc,o}}} \quad (3-16)$$

(3) 由接收器内壁从接收器开口反射出去的辐射能损失, $q_{rad,ref}$

$$q_{rad,ref} = (1 - \alpha_{eff})q_i \quad (3-17)$$

其中, α_{eff} 是接收器的等效吸收率, 它由下式算得:

$$\alpha_{eff} = \frac{\alpha_{cav}}{\alpha_{cav} + (1 - \alpha_{cav})\frac{A_{ap}}{A_{cav}}} \quad (3-18)$$

α_{cav} 是接收器孔腔材料的吸收率, A_{cav} 是孔腔的内表面总面积, A_{ap} 是开口面积.

(4) 由于和接收器的绝热层发生热传导产生的损失, $q_{cond,tot}$

$$q_{cond,tot} = 2\pi\lambda_{insu}l_{cav}\frac{T_{cav} - T_{insu}}{\ln(1 + 2\delta_{insu}/d_{cav})} \quad (3-19)$$

其中, T_{cav} 是孔腔的内壁温度, T_{insu} 是绝热层的外壁温度。

(5) 接收器绝热层的对流损失, $q_{cond,conv}$

$$q_{cond,conv} = h_{insu}A_{insu}(T_{insu} - T_{amb}) = \frac{k_{insu}Nu_{insu}A_{insu}(T_{insu} - T_{amb})}{d_{cav} + 2\delta_{insu}} \quad (3-20)$$

其中, Nu_{insu} 可以由流体绕流圆柱体的公式得到^[113]。

(6) 接收器绝热层的辐射损失, $q_{cond,rad}$

$$q_{cond,rad} = \epsilon_{insu}A_{insu}\sigma(T_{insu}^4 - T_{amb}^4) \quad (3-21)$$

(7) 无风条件下接收器开口处发生的自然对流损失, $q_{conv,free}$

桑迪亚国家实验室进行了一系列实验, 研究了不同工况下各种参数对碟式接收器开口处自然对流损失的影响, 获取了大量的实验数据^[114]。这些数据同 Stine 和 McDonald 提出的自然对流公式获得的结果具有很高的一致性。本文假设的是强制对流和自然对流相互独立, 所以强制对流和自然对流的综合对流损失如热网络结构图图 3-4 所示。

$$q_{conv,free} = h_{free}A_{cav}(T_{cav} - T_{amb}) \quad (3-22)$$

其中, $h_{free} = k_{film}Nu_{free}/\overline{d_{cav}}$, $\overline{d_{cav}}$ 是孔腔的有效直径, 它由 $\overline{d_{cav}} = d_{cav} - 2d_i - 4\delta_a$ 算得。 Nu_{free} 由下式算得^[115]:

$$Nu_{free} = 0.088Gr^{1/3}(T_{cav}/T_{amb})^{0.18}\cos^{2.47}\theta(d_{ap}/\overline{d_{cav}})^S \quad (3-23)$$

其中,

$$S = -0.982d_{ap}/\overline{d_{cav}} + 1.12 \quad (3-24)$$

(8) 有风条件下接收器开口处发生的强制对流损失, $q_{conv,forc}$

$$q_{conv,forc} = h_{forc} A_{cav} (T_{cav} - T_{amb}) \quad (3-25)$$

Wu 等^[116] 针对碟式集热器的对流损失编写了全面的综述, 并进行了系统性的总结。本文应用 Leibfried 和 Ortjohann^[117] 提出的改进型公式来计算接收器开口处的强制对流损失。该公式基于 Koenig 和 Marvin^[118] 提出的公式、Stine 和 Diver^[119] 提出的公式, 并对一些影响因素进行了分析, 具有更好的计算结果。

对于正面迎风,

$$h_{forc} = 0.1967 v_{wind}^{1.849} \quad (3-26)$$

对于侧面迎风,

$$h_{forc} = f(\theta) v_{wind}^{1.401} \quad (3-27)$$

$$f(\theta) = 0.1634 + 0.7498 \sin \theta - 0.5026 \sin(2\theta) + 0.3278 \sin(3\theta) \quad (3-28)$$

式中, θ 为风向与圆柱形接收器轴线间的夹角。

(9) 由接收器孔腔发射出去的热辐射造成的辐射损失, $q_{rad,emit}$

孔腔被看作灰体, 其辐射率和发射率相等,

$$\epsilon_{cav} = \alpha_{eff} \quad (3-29)$$

$$q_{rad,emit} = \epsilon_{cav} A_{ap} \sigma (T_{cav}^4 - T_{amb}^4) \quad (3-30)$$

从热网络结构图(见图 3-4)中可以得到

$$q_{eff} = q_i - q_{rad,ref} \quad (3-31)$$

$$q_{eff} = q_{dr,1} + q_{cond,tot} + q_{conv,free} + q_{conv,forc} + q_{rad,emit} \quad (3-32)$$

$$q_{cond,tot} = q_{cond,conv} + q_{cond,rad} \quad (3-33)$$

热网络结构图中的各温度节点可以通过上述方程解出。 $q_{dr,1}$ 可以通过式 3-11 计算得出。于是, 碟式接收器的热效率为

$$\eta_{dr} = \frac{q_{dr,1}}{q_i} \quad (3-34)$$

碟式集热器的热效率为

$$\eta_{dc} = \frac{q_{dr,1}}{I_r A_{dc}} \quad (3-35)$$

基于以上简化假设和对碟式集热器的机理研究,本文建立了碟式集热器的模型,模型可以方便地求解碟式接收器热网络图中的各种损失,并由此得到碟式集热器的集热效率。

3.1.3 斯特林机

3.1.3.1 斯特林循环

理想斯特林循环由同冷热热源进行的两个等温换热过程及同回热器进行的两个定容换热过程组成。斯特林循环的 $T-s$ 图如图 3-5 所示,图中 4-1 过程中回热器吸收的热量在 2-3 过程中被重新利用。但是实际上,由于回热过程不完善,这部分能量往往不能被完全利用,这部分能量只能将斯特林机的工作气体从 2 状态点加热到 3' 状态点,所以需要定义回热率 e 来表征回热器的完善程度^[120,121]。 $e = \frac{T_R - T_L}{T_H - T_L}$,其中 T_H 是热腔温度, T_L 是冷腔温度, T_R 是有效回热温度。

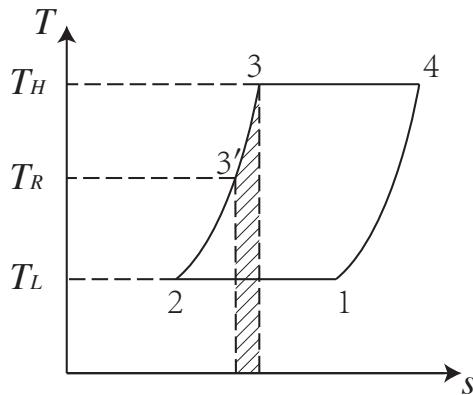


图 3-5 斯特林循环的 $T-s$ 图

为了得到简化的分析模型,针对斯特林机做了以下简化假设:

- 斯特林机中的工质可以被看成理想气体。
- 斯特林机不与环境间交换热量。
- 冷热流体的平均换热系数为常数。
- 回热器具有对称性,这样有效回热温度可以简化计算为 $T_R = \frac{T_H - T_L}{\ln(T_H/T_L)}$ ^[120,121]。

为了考虑斯特林循环中由于存在死区容积带来的内部不可逆损失, 将死区容积 V_D 划分成热头死区容积 V_{DH} 、回热器死区容积 V_{DR} 和冷头死区容积 V_{DC} ^[122], 并采用容积因子 K 来描述不同温度下的各死区容积。 K 同各过程的温度及回热效率有关。

$$K = \frac{V_{DH}}{T_H} + \frac{V_{DR}}{T_R} + \frac{V_{DC}}{T_L} \quad (3-36)$$

对于定温压缩过程 1-2, 输出功

$$W_{12} = \int_{V_E+V_C}^{V_E} p_{12} dV = -m_{se} R T_L \ln \frac{V_E + V_C + K T_L}{V_E + K T_L} \quad (3-37)$$

对于定温膨胀过程 3-4, 输出功

$$W_{34} = \int_{V_E}^{V_E+V_C} p_{34} dV = m_{se} R T_H \ln \frac{V_E + V_C + K T_H}{V_E + K T_H} \quad (3-38)$$

定义 $\gamma_H = \frac{V_E + V_C + K T_H}{V_E + K T_H}$, $\gamma_L = \frac{V_E + V_C + K T_L}{V_E + K T_L}$ 。在一个循环过程中, 理论输出功

$$W_{th} = W_{12} + W_{34} = m_{se} R (T_H \ln \gamma_H - T_L \ln \gamma_L) \quad (3-39)$$

对于定容加热过程 3'-3, 吸收的热量

$$Q_{3'3} = n c_v (T_H - T_R) = \frac{1-e}{k-1} m_{se} R (T_H - T_L) \quad (3-41)$$

对于定温膨胀过程 3-4, 吸收的热量

$$Q_{34} = W_{34} = m_{se} R T_H \ln \gamma_H \quad (3-42)$$

在一个循环过程中, 理论吸收热为

$$Q_{th} = Q_{3'3} + Q_{34} = \frac{1-e}{k-1} m_{se} R (T_H - T_L) + m_{se} R T_H \ln \gamma_H \quad (3-43)$$

3.1.3.2 不可逆因素及损失

本文主要考虑以下不可逆因素及损失:

(1) 非理想传热影响

由于加热器和冷却器的传热过程并非理想传热, 它们的流体同换热器壁面间存在温差。加热器中的热流体温度 T_H 要高于加热器的壁面温度 T_{hw} , 冷却器中的冷却流体温度 T_L 要低于冷却器的壁面温度 T_{cw} 。根据传热学, T_H 和 T_L 可以通过下式修正:

$$T_H = T_{hw} - \frac{Q s_{se}}{h_h A_{hw}} \quad (3-44)$$

$$T_L = T_{cw} + \frac{(Q - W)s_{se}}{h_c A_{cw}} \quad (3-45)$$

其中的传热系数可以通过下式获得^[123]:

$$h_{h,c} = \frac{\mu c_p f_{Re}}{2D_{h,c} Pr_{h,c}} \quad (3-46)$$

式中, f_{Re} 是与雷诺数有关的摩擦因子:

$$f_{Re} = 0.0791 Re_{h,c}^{0.75} \quad (3-47)$$

$Re_{h,c}$, $Pr_{h,c}$ 和 $D_{h,c}$ 分别是加热器/冷却器的雷诺数, 普朗特数和水利直径。

(2) 压力损失带来的影响

压力损失使斯特林机的输出功率下降。压力损失可以表示为^[124]:

$$\Delta p = -\frac{2f_{Re}\mu u V}{d^2 A} \quad (3-48)$$

其中, u 是工作气体的流速, V 是流通体积, A 是流动截面积。

由压力损失带来的斯特林机的净输出损失可以由下式计算得到:

$$W_{pd} = \oint \sum_{i=E,C} (\Delta p_i \frac{dV_i}{d\theta}) d\theta \quad (3-49)$$

(3) 由于活塞运动及机械摩擦带来的损失

由于活塞的运动, 压缩过程和膨胀过程中活塞表面的压力与气体压力不同。可以证明, 压缩过程中活塞表面的压力要高于气体压力, 膨胀过程中活塞表面的压力要低于气体压力。这意味着输出功要少于理论值。此外, 机械摩擦的存在也会减少输出功率。由于活塞运动及机械摩擦带来的损失可以由下式得到^[123]:

$$W_{fs} = \oint p(\pm \frac{au_p}{c} \pm \frac{\Delta p_f}{p}) dV \quad (3-50)$$

其中, 加号(+)用于压缩过程, 减号(-)用于膨胀过程。 p 是压缩腔和膨胀腔的平均压力, u_p 是活塞的速度, c 是气体分子的平均速度, Δp_f 是由于机械摩导致的压力损失。 Δp_f , a 和 c 可以由下列各式得到^[125]:

$$\Delta p_f = 0.97 + 0.009 s_{se} \quad (3-51)$$

$$a = \sqrt{3k} \quad (3-52)$$

$$c = \sqrt{3RT} \quad (3-53)$$

(4) 由于内部导热引起的能量损失

由于加热器和冷却器存在温差,会有热量以导热的形式透过回热器壁进行传输^[126]。在一个循环周期中,由于内部导热引起的损失可以由下式得到:

$$Q_{id} = \frac{k_r A_r}{L_r s_{se}} (T_{hw} - T_{cw}) \quad (3-54)$$

其中, k_r 、 L_r 和 A_r 分别表示回热器的导热率、长度和导热面积。

(5) 穿梭导热产生的能量损失

由于置换器在膨胀腔和压缩腔中往来穿梭,它会在热端区间吸热,在冷端区间放热。这部分损失可以由下式估算^[127]:

$$Q_{sc} = 0.4 \frac{Z^2 k_p D_p}{J L_d s_{se}} (T_H - T_L) \quad (3-55)$$

其中, Z 、 k_p 、 D_p 、 J 和 L_d 分别表示置换器的往复长度、活塞导热率、置换器的直径、置换器和圆柱体内壁之间的缝隙大小以及置换器的长度。

于是,斯特林机在一个循环过程中的总吸热量可以表述为

$$Q = Q_{th} + Q_{id} + Q_{sc} \quad (3-56)$$

总的输出功可以表述为

$$W = W_{th} - W_{pd} - W_{fs} \quad (3-57)$$

斯特林机的输出功率为

$$P = W s_{se} \quad (3-58)$$

斯特林机的效率为

$$\eta = W/Q \quad (3-59)$$

3.1.3.3 斯特林机与冷热流体间的传热

对于斯特林机的传热过程,加热器、冷却器和回热器的壁面温度被假定为均匀且恒定。于是可以利用附录 A 中的流体与定温热源的传热计算公式,有

$$\frac{T_o - T_w}{T_i - T_w} = \exp\left(-\frac{UA}{\dot{m}c_p}\right) \quad (3-60)$$

对于斯特林机,可以分别用 T_{hw} 和 T_{cw} 来替代 T_w ,用 $T_{i,h}, T_{o,h}$ 及 $T_{i,c}, T_{o,c}$ 来替代 T_i 与 T_o 。

$$\frac{T_{o,h} - T_{hw}}{T_{i,h} - T_{hw}} = \exp\left(-\frac{U_h A_h}{\dot{m}_h c_{p,h}}\right) \quad (3-61)$$

$$\frac{T_{o,c} - T_{cw}}{T_{i,c} - T_{cw}} = \exp\left(-\frac{U_c A_c}{\dot{m}_c c_{p,c}}\right) \quad (3-62)$$

斯特林机的热流体的出口温度

$$T_{o,h} = (T_{i,h} - T_{hw}) \exp\left(-\frac{U_h A_h}{\dot{m}_h c_{p,h}}\right) + T_{hw} \quad (3-63)$$

斯特林机的热流体的出口温度

$$T_{o,c} = (T_{i,c} - T_{cw}) \exp\left(-\frac{U_c A_c}{\dot{m}_c c_{p,c}}\right) + T_{cw} \quad (3-64)$$

在一个循环周期中,热流体传递给斯特林机的热量为

$$Q = \dot{m}_h c_{p,h} (T_{i,h} - T_{o,h}) / s_{se} \quad (3-65)$$

在一个循环周期中,斯特林机传递给冷流体的热量为

$$Q - W = \dot{m}_c c_{p,c} (T_{o,c} - T_{i,c}) / s_{se} \quad (3-66)$$

基于以上简化假设和对斯特林机循环及其各种不可逆因素损失的分析,本文建立了斯特林机的模型。依据此模型可以求解给定斯特林机及其冷热流体条件下,斯特林机的输出功率和效率。并可以得到冷热流体流出斯特林机后的状态信息。

3.1.3.4 模型验证

通过选用 GPU-3 型斯特林机作为实例,对所建立的模型进行评估。GPU-3 型斯特林机的设计参数见表 3-2 [123,128]。将建立的模型计算得到的斯特林机效率和功率同经典模型及实验结果进行比较,结果如表 3-3 和表 3-4 所示。

从表中可以发现,与之前的斯特林机热力模型相比,本文建立的模型同实验在不同转速和不同平均有效压力的条件下得到的结果更加接近。需要指出的是,上述所有模型中,输入热量 Q 和输出功率 W 都由工作气体同壁面的换热得到。在本文建立的模型中, Q 和 W 由式 3-56 和式 3-57 得到。因此, Q , W 和 η 都可以由热力模型和输入参数得到。这些输入参数包括加热器参数、冷却器参数、回热器参数、平均有效压力、工作气体的类型以及斯特林机的几何尺寸。

表 3-2 GPU-3 型斯特林机的设计参数

参数	值
斯特林机类型	β 型
工作气体	氦气
工作气体的质量	1.136 g
加热器	
管道数量	40
管道外径	4.83×10^{-3} m
管道内径	3.02×10^{-3} m
管道长度(圆柱体部分)	0.1164 m
管道长度(回热器部分)	0.1289 m
冷却器	
管道数量	312
管道外径	1.59×10^{-3} m
管道内径	1.09×10^{-3} m
平均管道长度	4.61×10^{-2} m
回热器	
回热器数量	8
回热器内径	2.26×10^{-2} m
回热器长度	2.26×10^{-2} m
材料	不锈钢
容积	
波及容积(膨胀/压缩)	120.82/114.13 cm ³
余隙容积(膨胀/压缩)	30.52/28.68 cm ³
死区容积(加热器/冷却器/回热器)	70.28/13.18/50.55 cm ³

表 3-3 和表 3-4 表明, 当斯特林机的平均有效压力位于 2.76 MPa 到 6.90 MPa 之间时, 本文建立的模型具有最佳性能预测准确性。当斯特林机的转速从 16.67 Hz 增加到 58.33 Hz 时, 本文建立的模型的性能预测的误差也随之增大。所以本文所建立的模型在平均有效压力在 2.76 MPa 和 6.90 MPa 之间, 转速较低时具有最佳性能预测准确

表 3-3 模型及实验的热效率($T_{hw} = 922\text{ K}$, $T_{cw} = 288\text{ K}$)

转速 (Hz)	平均 有效 压力 (MPa)	简单分析模型 (变普朗特数 ^[124])				绝热分析模型 (simple II ^[126])				本文提出的模型				实验 数据 ^[123]
		数值 (%)	误差 (%)	平均 误差 (%)	数值 (%)	误差 (%)	平均 误差 (%)	数值 (%)	误差 (%)	平均 误差 (%)	数值 (%)	误差 (%)		
16.67	38.72	18.22		32.48	11.98		28.16	7.66		20.50				
25.00	36.16	15.46		31.21	10.51		27.75	7.05		20.70				
33.33	33.79	15.79		29.45	11.45		27.43	9.43		18.00				
41.67	31.48	16.28		27.45	12.25		27.17	11.97		12.10				
50.00	29.12	17.32		25.21	13.41		26.94	15.14		15.20				
58.33	29.74	24.34		22.89	17.49		26.74	21.34		11.80				
25.00	35.65	10.85		32.29	7.49		27.29	2.49		24.80				
33.33	33.52	9.62		30.40	6.50		26.94	3.04		23.90				
41.67	31.48	10.18		28.39	7.09		8.28	26.65		5.35				
50.00	29.45	11.25		26.33	8.13		26.39	8.19		6.65				
58.33	27.40	15.40		24.21	12.21		26.17	14.17		18.20				
41.67	31.20	8.70		28.59	6.09		26.24	3.74		12.00				
50.00	29.33	10.53		26.62	7.82		8.11	25.97		7.17				
58.33	27.44	13.24		24.62	10.42		25.73	11.53		7.48				
50.00	29.07	10.37		26.61	7.91		9.19	25.62		18.80				
58.33	27.29	13.09		24.67	10.47		25.37	11.17		9.05				
50.00	29.07	10.37		26.61	7.91		9.19	25.62		14.20				
58.33	27.29	13.09		24.67	10.47		25.37	11.17		18.70				

表 3-4 模型及实验的输出功率($T_{hw} = 922\text{ K}$, $T_{cw} = 288\text{ K}$)

转速 (Hz)	压力 (MPa)	简单分析模型 (变普朗特数 ^[124])				绝热分析模型 (simple II ^[126])				本文提出的模型				实验 数据 ^[123]
		平均 数值 (kW)	误差 (%)	平均 数值 (kW)	误差 (%)	平均 数值 (kW)	误差 (%)	平均 数值 (kW)	误差 (%)	平均 误差 (%)	误差 (%)	平均 误差 (%)	误差 (%)	
16.67		1.796	119.02	1.772	116.10	0.861	4.98	0.82						
25.00		2.555	128.13	2.500	123.21	1.253	11.88							1.12
33.33	2.76	3.215	165.70	3.117	157.60	1.632	34.88							1.21
41.67		3.769	211.49	272.03	3.615	198.76	254.71	2.001	65.37	104.84				1.21
50.00		4.195	303.37	3.973	282.08	2.362	127.12							1.04
58.33		4.505	704.46	4.203	650.54	2.715	384.82							0.56
25.00		3.844	114.75	3.761	110.11	1.818	1.56							1.79
33.33		4.856	120.73	4.708	114.00	2.362	7.36							2.20
41.67	4.14	5.734	136.94	259.70	5.501	127.31	158.41	2.890	19.42	39.83				2.42
50.00		6.462	174.98	6.126	160.68	3.405	44.89							2.35
58.33		7.030	306.36	6.573	279.94	3.908	125.90							1.73
41.67		7.645	133.08	7.334	123.60	3.742	14.09							3.28
50.00	5.52	8.655	163.87	180.02	8.206	150.18	164.91	4.401	34.18	43.68				3.28
58.33		9.470	243.12	8.858	220.94	5.045	82.79							2.76
50.00		10.788	174.50	10.223	160.13	5.362	36.44							3.93
58.33	6.90	11.840	399.58	287.04	11.071	367.13	6.140	159.07	97.75					2.37

性。

然而, 同实验结果相比, 本文提出的模型仍然存在一些误差。未来的研究工作可能会考虑斯特林机的其它不可逆损失, 如斯特林机向环境的散热, 气弹滞后效应等等, 从而建立更加精确的斯特林机模型。值得指出的是, 其它文献也有提到更加精确的斯特林机模型。例如, 多变过程模拟模型具有比本文提出的模型更高的性能预测精度^[123,129]。然而, 该模型需要假定斯特林循环中各过程的多变指数, 该多变指数又与具体的斯特林机及具体的过程相关, 而且多变过程模拟模型需要更多的计算量。

3.2 朗肯循环发电子系统建模

依据工作流体的不同, 存在两种不同的朗肯循环发电子系统——水工质朗肯循环子系统和有机工质朗肯循环子系统。

3.2.1 水工质朗肯循环

水工质朗肯循环需要设置除氧器以去除给水中的氧气和其它不凝结气体。给水中溶解的氧气将会给蒸汽发生系统造成严重的腐蚀损伤, 并使金属管道形成氧化物(生锈)。溶解在给水中的二氧化碳将会形成碳酸, 并进一步对管道造成腐蚀。不凝结气体的聚集将会增加热阻, 这对各种换热器很不利。本系统中的除氧器采用汽轮机抽汽作为热源。

以图 3-6 为例, 详细介绍水工质朗肯循环的建模理论研究。图 3-6 中, 各种流体的不同状态点用数字加字母标出。其中, 数字表示流体类型: 1 代表空气, 2 代表水, 3 代表导热油; 字母代表不同位置的状态点。有的状态点还加有圆圈, 表示其为饱和状态: 实线圆圈表示为饱和液态, $x = 0$; 虚线圆圈表示为饱和气态, $x = 1$ 。

梯级系统的水循环的温熵图如图 3-7a 所示。过程曲线 2a-2c-2b 表示汽轮机内蒸汽做功的过程, 其焓熵曲线图如图 3-7b 所示。状态点 2b 和 $i, 2b$ 的压力相等, 状态点 2c 和 $i, 2c$ 的压力相等。为了简化汽轮机内效率的计算, 假定汽轮机在不同负荷、不同级中的相对内效率不变, 即

$$\eta_{i,tb} = (h_{2a} - h_{2b}) / (h_{2a} - h_{i,2b}) = (h_{2a} - h_{2c}) / (h_{2a} - h_{i,2c}) \quad (3-67)$$

其中, $h_{i,2b}$ 由 s_{2a} 和 p_c 得到, $h_{i,2c}$ 由 s_{2a} 和 p_e 得到。

汽轮机的输出功率

$$P_{tb} = (1 - y) \dot{m}_2 (h_{2a} - h_{2b}) + y \dot{m}_2 (h_{2a} - h_{2c}) \quad (3-68)$$

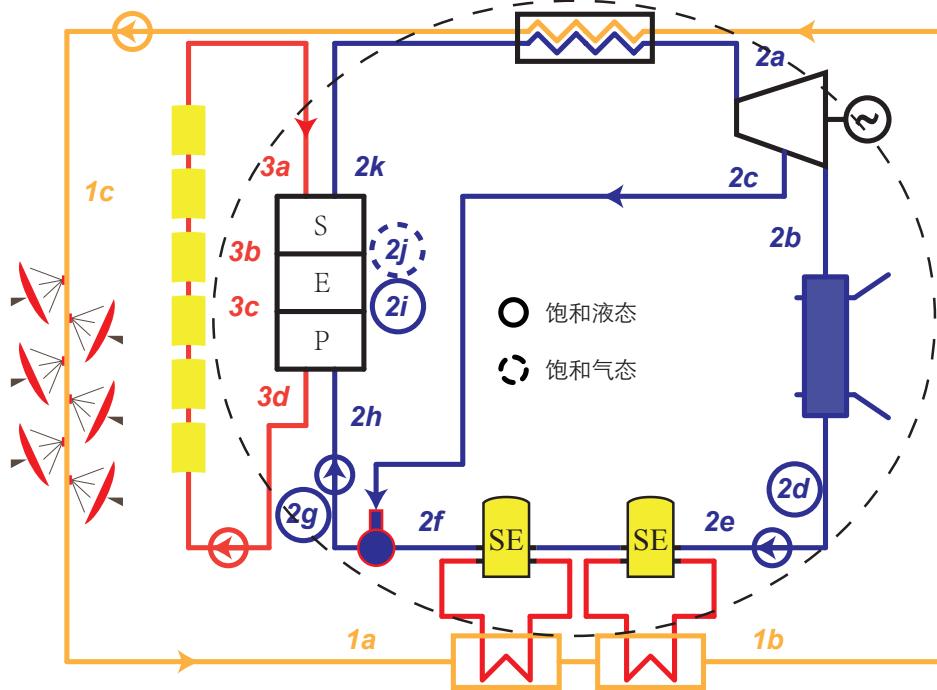


图 3-6 用于分析水工质朗肯循环的梯级系统结构示意图

过程 $2b-2d$ 表示凝汽器中的换热工况。凝汽器的出口水是饱和液态水，其出口温度 T_{2d} 和出口焓值 h_{2d} 由汽轮机的排汽压力 p_e 确定。凝汽器释放的热量

$$Q_{cd} = (1 - y)\dot{m}_2(h_{2b} - h_{2d}) \quad (3-69)$$

除氧器的各进口压力和出口压力相等，状态点 $2c, 2f$ 和 $2g$ 具有相同的压力（等于 p_e ）。除氧器的出口水是饱和液态水，其焓值可以由 p_e 确定。由能量平衡方程

$$yh_{2c} + (1 - y)h_{2f} = h_{2g} \quad (3-70)$$

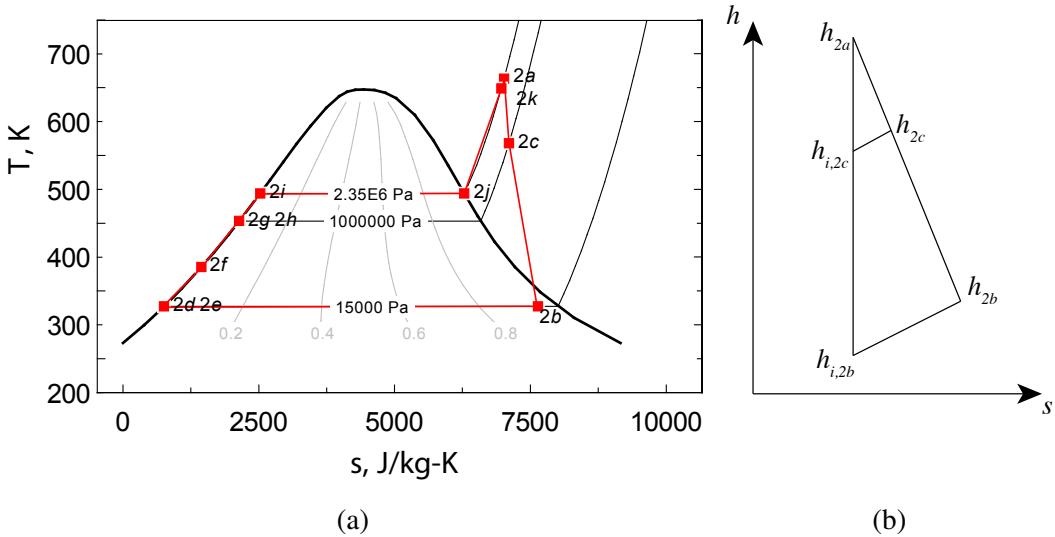
泵消耗的总功率

$$P_{pu} = (1 - y)\dot{m}_2(h_{2e} - h_{2d}) + \dot{m}_2(h_{2h} - h_{2g}) \quad (3-71)$$

其中， h_{2e} 可以通过方程 $\eta_{pu} = (h_{i,2e} - h_{2d})/(h_{2e} - h_{2d})$ 获得， h_{2h} 可以通过方程 $\eta_{pu} = (h_{i,2h} - h_{2g})/(h_{2h} - h_{2g})$ 获得。 $h_{i,2e}$ 由 s_{2d} 和 p_e 决定， $h_{i,2h}$ 由 s_{2g} 和 p_s 决定。

由于除氧器的出口水是饱和液态水，其出口温度 T_{2g} 和出口焓值 h_{2g} 由除氧器的压力 p_{2g} 决定。

$$p_{2g} = p_{2c} \quad (3-72)$$


 图 3-7 水循环的 T - s 图及过程 $2a-2c-2b$ 的 h - s 图

水循环吸收的总热量为

$$Q_2 = (1 - y) \dot{m}_2 (h_{2f} - h_{2e}) + \dot{m}_2 (h_{2a} - h_{2h}) \quad (3-73)$$

朗肯循环的效率可以表示为

$$\eta_{rk} = (P_{tb} - P_{pu}/\eta_{ge})/Q_2 \quad (3-74)$$

3.2.2 有机工质朗肯循环

不同有机工质的饱和 T - s 图具有不同形状的饱和曲线。有机工质可以根据 T - s 图中饱和蒸气曲线斜率 dT/ds 的不同分为三种类型： $dT/ds > 0$ 表示该流体为干工质(高压饱和蒸气定熵膨胀时不会进入湿气区), 大多数有机工质为干工质; $dT/ds < 0$ 表示该流体为湿工质(高压饱和蒸气定熵膨胀时会产生液滴), 少数有机工质为湿工质; $dT/ds \rightarrow \pm\infty$ 表示该流体为等熵流体, 例如 R134a。对于干工质, 由于在汽轮机中不会出现液滴, 有机工质无需过热。此外, 对于应用于低温废热回收的有机工质朗肯循环, 也无需进行过热。由于本文讨论的太阳能光热发电技术所获得的集热温度一般高于有机工质的饱和温度, 所以本文选用的有机工质朗肯循环仍然采用过热, 以提高朗肯循环的效率。

水工质朗肯循环和典型有机工质朗肯循环的 T - s 图分别如图 3-8a 和图 3-8b 所示。在典型有机工质循环(其系统结构图如图 3-9)中, 循环效率可以通过使用回热器

来得到提升。这是因为汽轮机出口工质是过热气体，其温度比对应压力下的凝汽温度高。利用这部分高出的温度可以给加压的凝结液提供热量。通常会在有机工质汽轮机的出口和蒸发器的进口之间安装一个逆流布置的回热器。回热器可以回收部分热量，从而降低对热源的需求，提升循环的效率。

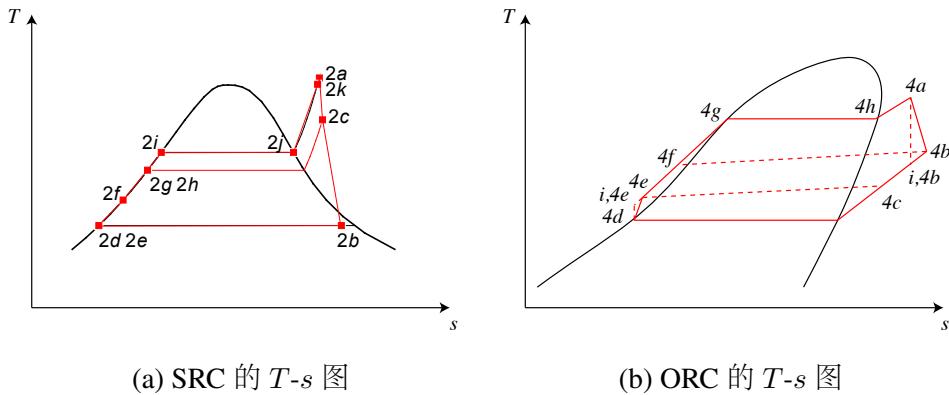


图 3-8 朗肯循环的 $T-s$ 图

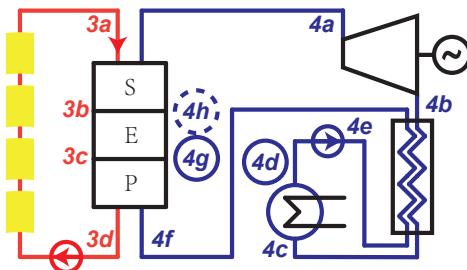


图 3-9 具有回热器的 ORC 系统结构示意图

汽轮机的相对内效率为

$$\eta_{i,tb} = (h_{4a} - h_{4b}) / (h_{4a} - h_{i,4b}) \quad (3-75)$$

其中, $h_{i,4b}$ 由 s_{4a} 和 p_c 决定。

汽轮机的输出功率为

$$P_{tb} = \dot{m}_4 (h_{4a} - h_{4b}) \quad (3-76)$$

过程曲线 $4c-4d$ 显示的是凝汽器中的放热曲线。凝汽器的出口流体为饱和液态。出口温度 T_{4d} 和出口焓值 h_{4d} 由汽轮机的出口压力 p_c 决定。

对于回热器,依据能量平衡

$$h_{4b} - h_{4c} = h_{4f} - h_{4e} \quad (3-77)$$

凝汽器放出的凝结热

$$Q_{cd} = \dot{m}_4(h_{4c} - h_{4d}) \quad (3-78)$$

泵的功率

$$P_{pu} = \dot{m}_4(h_{4e} - h_{4d}) \quad (3-79)$$

其中, h_{4e} 可以由方程 $\eta_{pu} = (h_{i,4e} - h_{4d})/(h_{4e} - h_{4d})$ 计算得到。 $h_{i,4e}$ 由 s_{4d} 和 p_s 得到。

输入朗肯循环的总热量

$$Q_4 = \dot{m}_4(h_{4a} - h_{4f}) \quad (3-80)$$

朗肯循环的效率为

$$\eta_{rk} = \frac{P_{tb} - P_{pu}/\eta_{ge}}{\dot{m}_4(h_{4a} - h_{4f})} \quad (3-81)$$

3.2.2.1 发电机

发电机相对而言是独立于梯级系统之外的部件,它的效率一般假定为常数,值为0.975。

3.3 蒸汽发生系统建模

槽式太阳能光热发电厂的蒸汽发生系统可以被分成三部分——预热器、蒸发器和过热器,它们都是换热器。为了便于系统分析,假定这些换热器都不存在流动压力损失,即加热器中的加热流体(以导热油为例)和被加热流体(以水为例)的压力保持不变。水的压力和汽轮机的入口压力相等。此外,假设这些换热器都不与环境交换热量。

为了更加清晰地理解这些换热器的机理建模理论,本文使用图 3-10 中的蒸汽发生系统作为例子进行详细分析,其传热过程如图 3-11 所示。

蒸汽发生系统的机理建模过程从本质上来看,是求解各未知状态点的过程。需要再次提出的是,由于水和导热油在换热过程中都没有压降,对于饱和状态,由于其干度已知,其状态是确定的;对于不饱和状态,只要已知温度或焓值,那么其状态也可以确定。这意味着,已知温度可以求出焓值,反之亦然。

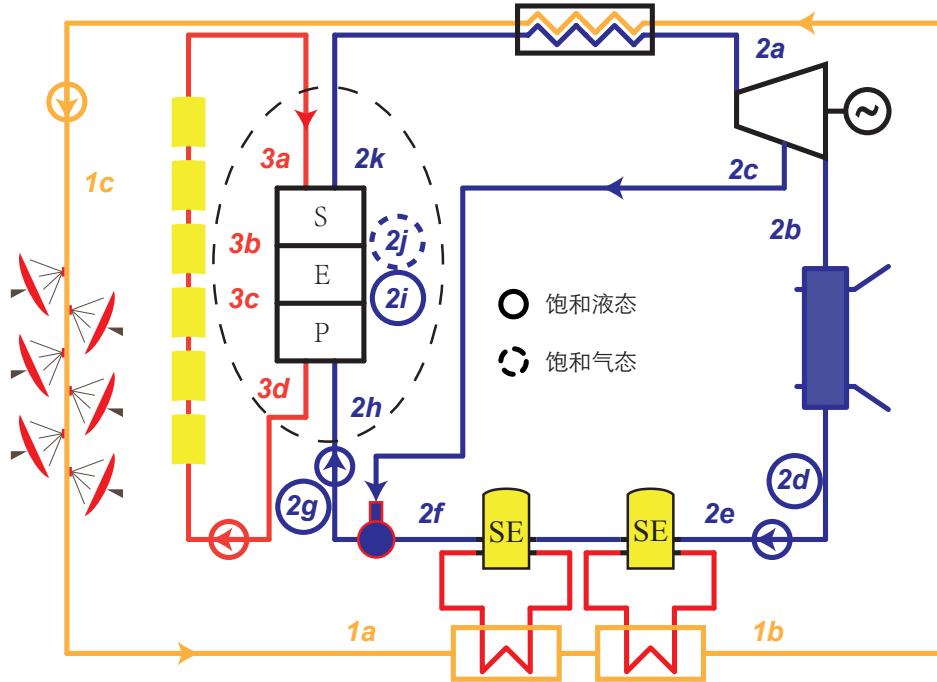
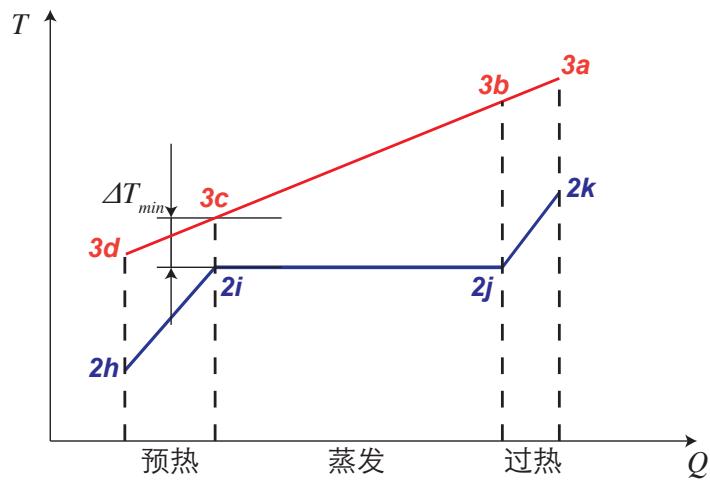


图 3-10 用于分析蒸汽发生系统的梯级系统结构图


 图 3-11 蒸汽发生过程的 T - Q 曲线图

对于如图 3-10 所示的典型的蒸汽发生系统的建模过程,水工质质量流量 \dot{m}_2 , 状态点 2h 和状态点 2k 都由汽轮机及朗肯循环的参数确定,可以看作已知量。状态点 3a 的状态由槽式镜场的设计参数确定,状态点 2i 和 2j 的状态可以由其干度确定。

(1) 预热器

预热器出口的水是饱和液态水($x = 0$), 所以其出口温度 T_{2i} 和出口焓值 h_{2i} 由汽轮机的主汽压力 p_s 决定。根据能量平衡方程,

$$\dot{m}_3(h_{3c} - h_{3d}) = \dot{m}_2(h_{2i} - h_{2h}) \quad (3-82)$$

(2) 蒸发器

蒸发器出口的水是饱和蒸汽($x = 1$), 所以其出口温度 T_{2j} 和出口焓值 h_{2j} 由汽轮机的主汽压力 p_s 决定。根据能量平衡方程,

$$\dot{m}_3(h_{3b} - h_{3c}) = \dot{m}_2(h_{2j} - h_{2i}) \quad (3-83)$$

需要指出的是, 状态点 $3c$ 的状态由 T_{3c} 决定。而 T_{3c} 由夹点温度(pinch temperature) ΔT_{min} 确定, 即 $T_{3c} = T_{2i} + \Delta T_{min}$ 。关于夹点温度, 第 5 章有更加详细的说明。

(3) 过热器

根据能量平衡方程,

$$\dot{m}_3(h_{3a} - h_{3b}) = \dot{m}_2(h_{2k} - h_{2j}) \quad (3-84)$$

通过求解式 3-82 到式 3-84, 可以得到导热油的质量流量 \dot{m}_3 和状态点 $3b$ 、 $3d$ 的状态。

3.4 梯级系统建模

由于系统建模采用面向对象的方法, 系统是利用各种部件的接口(进出口)相互连接形成的。这些接口通过各股流体(称为流, stream)相互作用。例如图 3-10 中的汽轮机和除氧器之间通过抽汽流相互连接。每个流都拥有独立的属性, 如流体类型, 质量流量, 温度, 压力, 比焓, 比熵等等。为此, 利用 MATLAB 建模工具建立了专门的 Stream 类, 将各流都作为对象进行计算分析。附录 C 给出了 Stream 类的定义的源代码。Stream 类中的一些属性由于被多个 Stream 实例所共用, 也被定义为对象。如 Stream 类中的属性 **T**, **q_m** 和 **p** 也是对象, 它们分别属于 Temperature 类, Massflow 类和 Pressure 类。

给定了 Stream 对象的固有属性(inherent properties, 包括流体类型, 质量流量, 温度, 压力和干度), 其依赖属性(dependent properties, 包括比焓, 比熵和比热容)可以依据其内部方法获得。

如果流是单相流体, 它没有干度值, 它的依赖属性就可以通过温度和压力获得。如果流是两相流体或饱和流体, 那么其干度 $0 \leq x \leq 1$, 它的依赖属性可以通过压力和

干度获得。选择压力而不是温度作为输入参数的原因是,在梯级系统中,流的压力往往更容易确定。

由于流包含了状态点的所有信息,它被用来记录状态点。梯级系统的模型中创建了多个流对象,用于连接各部件,并记录各部件进出口的状态点信息。各个部件通过流对象连接在一起形成整个系统,流对象也作为参数在各个部件之间传递信息,以完成部件和系统的计算分析及用于结果的展示。不同的部件通过赋值同一个流对象而连接在一起,它们的进出口是连接的接口。系统通过给定的参数(设计参数)完成初始化,这些参数被赋值给相应的流对象,并影响相关部件的状态。

针对系统计算,需要指出的是,一个部件的某些参数可能和其它多个部件相关联。在这种条件下,需要使用估值来辅助计算。估值用于设定未定状态的流对象的固有属性(如质量流量或温度),以便于获得流的依赖属性,进而得到状态点的状态信息。这些流对象通过参数传递给相应的部件,进而完成部件内部的计算方法,获得相应的计算结果。这些结果会以状态点参数的形式,和原来设定的估值进行比较。如果估值和相应计算值之间的差异在允许误差范围之内,则接受该估值;否则,估值将会依据隆戈库塔法重新设定,并重新启动部件内的计算,并将新估值和获得的新的计算值进行比较,直至二者之间的差异小于允许误差为止。

例如,在图 3-10 所示的蒸汽发生系统中,蒸发器的出口油温还和过热器有关。想要获得该温度值,就需要先使用估值。估值用于赋值给对应于状态点 3b 的流对象的温度属性,这样可以获得该流对象的所有依赖属性(因为其压力已知),包括状态点 3b 的焓值。该流对象作为蒸发器和过热器的输入参数将该状态点相应的焓值带入到蒸发器和过热器中,在蒸发器中通过计算得到导热油的质量流量,并在过热器中计算得到过热器的出口油温,并将此值和估值进行比较,如果估值与计算得到的过热器出口油温之差的绝对值比允许误差小,则接受该估值;否则,依据隆戈库塔法迭代调整估值,并重新进行计算,直至新估值与计算得到的过热器出口油温之差的绝对值小于允许误差。

完成各部件的数学机理研究和运行特征分析后,利用 MATLAB 的数学计算和建模分析等功能,采用面向对象的方式,以运行库文件和各模型基础模块为基础,编写设计软件的主程序,开发了具有软件著作权的太阳能光热发电系统设计软件。图 3-12 是太阳能光热发电系统设计软件结构图。该设计软件具有系统部件选择、部件模型选择、部件连接、设定系统参数、模拟计算、结果分析等功能。通过该设计软件,可以选择太阳能光热发电系统拓扑结构,连接系统中的各个部件,设定系统初始参数,并进行模拟计算和结果分析,最终实现太阳能光热发电系统的建模,计算和分析工作。

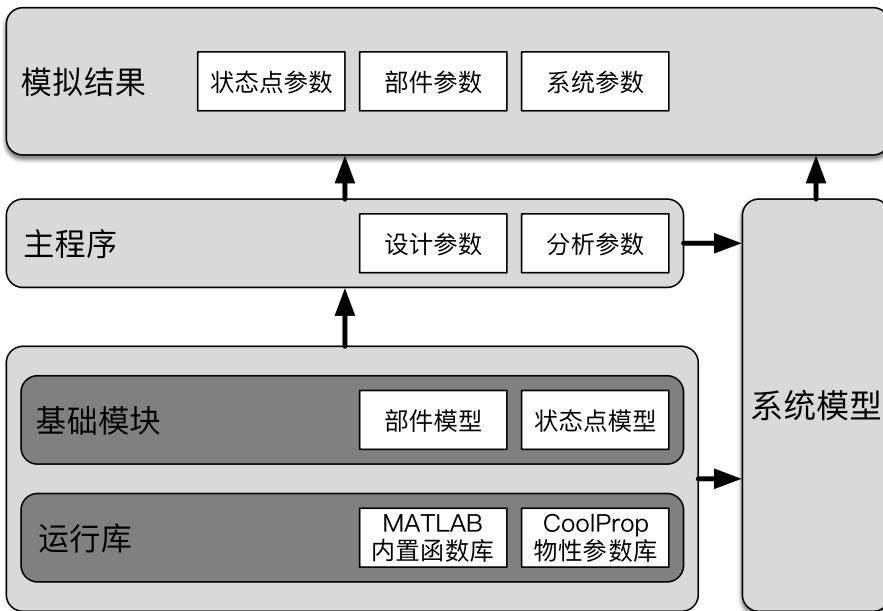


图 3-12 太阳能光热发电系统设计软件结构图

3.5 本章小结

本章分析了太阳能光热梯级系统的建模方法，并详细研究了系统中关键部件和子系统的机理建模。部件模型使用 MATLAB 建模工具，采用面向对象的方法，部件模型的机理建模充分考虑了各部件的热力学特性，动力学特性以及能量平衡。系统模型采用自底向上的方法，利用部件模型完成系统模型的搭建工作。基于面向对象语言的封装、组合和多态等特性，各部件间既具有独立性，又具有关联性。所建立的系统模型具有易于搭建，结构清晰，便于替换或改进部件，容易检查单个部件等优点。

系统还专门建立了 **Stream** 类用于部件的连接工作，部件的进出口是连接的接口。两个不同的部件通过被赋值同一个流对象而实现相互连接。此外，本章还简单介绍了不同部件间通过流对象进行耦合计算的方法。

本文还利用 MATLAB 的数学计算和建模分析等功能，以运行库文件和各模型基础模块为基础，编写设计软件的主程序，完成了具有软件著作权的太阳能光热发电系统设计软件的开发，为本文研究中的大量的建模仿真分析工作提供了坚实的基础。

本文建立的关键部件模型可以通过实验或与经典模型比较等方式进行验证。斯特林机的验证工作表明，与传统的经典的斯特林机模型相比，本文所建立的模型在不同的转速和平均有效压力下，具有与实验数据更接近的性能结果。

4 斯特林机组排列方式优化研究

由第 3.1.3 小节中对斯特林机的机理建模研究分析可知,对于单台斯特林机,斯特林机与传热流体之间的换热过程和流体的流动方向无关,这意味着改变冷热流体的流动方向并不会影响斯特林机的功率和效率。然而,本文的梯级系统中考虑了使用多台斯特林机组成斯特林机组。

对于多台斯特林机,斯特林机的连接方式和流体的流动方向需要进行优化分析。它们既影响冷热流体的温度,又影响冷热流体的质量流量分布,这两者对斯特林机的功率和效率都有很大影响。

如果采用串联连接,则一方面,每台斯特林机都可以获得全部的流体流量,这有利于获得较高的输出功率;另一方面,各斯特林机的入口加热流体温度随着流动方向逐渐降低(或各斯特林机的入口冷却流体温度随着流动方向逐渐升高),这将使沿着流动方向的斯特林机的功率和效率逐渐下降。如果采用并联连接,则一方面,每台斯特林机的入口加热流体的温度都为最高值(或每台斯特林机的入口冷却流体的温度都为最低值),这有利于获得较高的输出功率;另一方面,由于每台斯特林机都分流了热流体(或冷流体)的流量,每台斯特林机的输入总能量降低,这将不利于获得较高的输出功率。如果采用顺流连接(这里的顺流和逆流是指冷热流体依次流经一列斯特林机的次序是否一致,和传统的换热器中的顺流和逆流的含义不同),则一方面,最先流经的数台斯特林机具有最大的冷热源温差,具有最大的输出功率;另一方面,最后流经的数台斯特林机具有最小的冷热源温差,具有最小的输出功率。如果采用逆流连接,则会使斯特林机组中的每台斯特林机具有接近的冷热源温差,每台斯特林机的输出功率都比较接近。对于传统的传热器,采用逆流可以降低冷热流体的传热温差,降低换热过程中产生的烟损,并因此获得更优的换热效果。而对于斯特林机,需要增大冷热流体的温差,以提高斯特林机的输出功率和效率。

为此,分析不同斯特林机组排列方式对斯特林机组性能(包括功率和效率)的影响,并优化梯级系统中斯特林机组的排布,是非常有意义的。

4.1 斯特林机组的排列方式

由于斯特林机组的排列方式多种多样,既可以是串联并联,又可以是顺流逆流,还可能是四者的复杂组合。因此在分析斯特林机组的排列方式之前,需要先将其进行

归类。

考虑到斯特林机串联并联及流体顺流逆流的可能,除去其它混合的排列方式,则有如图 4-1 所示的八种基本排列方式。

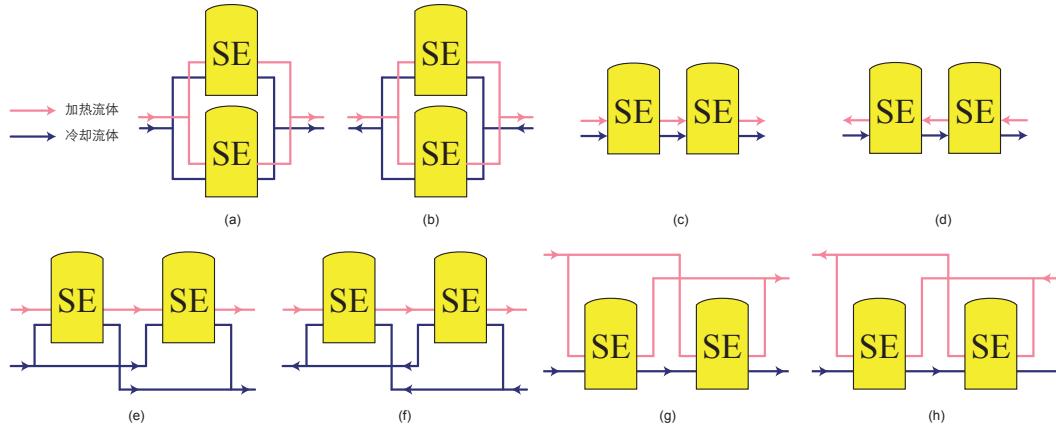


图 4-1 斯特林机组的八种基本连接方式

本文依据斯特林机的性能与流体流向无关性的特点,将图 4-1 中的八种斯特林机组排列方式归纳为如图 4-2 所示的五种基本排列方式,其中,第 1 种为并联连接,第 2 种为串联顺流连接,第 3 种为串联逆流连接,第 4 种为加热流体串联连接而冷却流体并联连接,第 5 种为加热流体并联连接而冷却流体串联连接。这是因为在图 4-1 中,排列方式 (a) 和排列方式 (b) 的各斯特林机因流经的流体的属性完全相同而具有相同的性能,可以将排列方式 (a) 和 (b) 归为图 4-2 中的第 1 种排列方式。同理,图 4-1 中的排列方式 (e) 和排列方式 (f) 可以归为图 4-2 中的第 4 种排列方式;图 4-1 中的排列方式 (g) 和排列方式 (h) 可以归为图 4-2 中的第 5 种排列方式。

所有其它的斯特林机组的连接方式都为图 4-2 中的五种基本方式的组合。例如,图 4-3 中斯特林机组的排列方式是第 2 种和第 4 种的组合。图 4-2 中的五种排列方式是本文对斯特林机组排列方式的研究基础。

4.2 斯特林机组的建模

正如第 4.1 节中所提到的,存在五种基本的斯特林机组的排列方式,任何其它排列方式是这五种方式的组合。获得了这五种基本排列方式的性能计算方法,就可以计算其它排列方式的性能。

为了得到斯特林机组的性能,需要构建各斯特林机的模型,并依据斯特林机的参

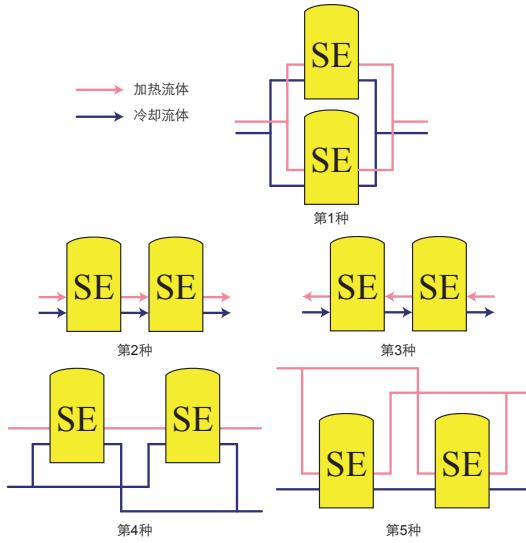


图 4-2 斯特林机组的五种基本连接方式

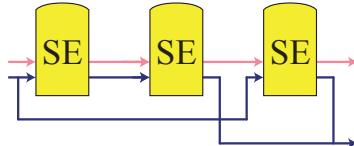


图 4-3 一种斯特林机组连接方式的例子

数对斯特林机组进行分析。为了便于分析排列方式带来的影响,选定斯特林机组中的各斯特林机具有相同的设计参数,包括转速 s_{se} 。这对于用于发电的斯特林机是个合理的假设,因为各斯特林机的输出功的频率应该保持一致。斯特林机的速度可以通过速度控制系统进行校正^[130]。为了消除其它影响,不同排列方式的冷热流体的参数也选择相同值。为了更加清楚地表明排列方式对斯特林机组性能的影响,本文选用换热后温差变化较大的空气作为传热介质。使用空气代替传统的水来给斯特林机冷却,以避免冷却斯特林过程中仅仅产生很小的温升或是导致蒸发带来的一系列不利影响。各斯特林机的设计参数如表 3-2 所示,斯特林机的其它参数以及冷热流体的参数如表 4-1 所示。如第 3.1.3.4 小节中提到的,斯特林机的转速和平均有效压力分别设为 25 Hz 和 5 MPa 来使所建立的斯特林机模型获得最佳性能预测精度。

每台斯特林机组都有两股流体,每股流体都有串联流动和并联流动两种形式,如图 4-2 所示。对于串联流动,每台斯特林机的流体质量流量均为 \dot{m} ,从流体流动的方向看,对于第 x 台斯特林机($2 \leq x \leq n_{se}$),

$$T_{i,x} = T_{o,x-1} \quad (4-1)$$

表 4-1 斯特林机组模型中选用的参数

参数	值	参数	值
加热流体	空气	\dot{m}_h	0.4 kg/s
冷却流体	空气	$T_{i,h}$	1000 K
n_{se}	6	$p_{i,h}$	5×10^5 Pa
s_{se}	25 Hz	\dot{m}_c	0.4 kg/s
p_{se}	5 MPa	$T_{i,c}$	300 K
$U_h A_h$	180 W/K	$p_{i,c}$	5×10^5 Pa
$U_c A_c$	180 W/K		

对于并联流动, 每台斯特林机的流体质量流量均为 \dot{m}/n_{se} , 对于第 x 台斯特林机 ($2 \leq x \leq n_{se}$),

$$T_{i,x} = T_{i,h} \quad (4-2)$$

依据第 3.1.3 小节中的方程及式 4-1 到式 4-2, 已知冷热流体的属性就可以求解各台斯特林机的功率和效率。斯特林机组的功率和效率可以由各斯特林机的功率和热流体的流入流出参数获得。

$$P_{sea} = \sum_{x=1}^{n_{se}} P_{se,x} \quad (4-3)$$

$$\eta_{sea} = \frac{P_{sea}}{\dot{m}_1(h_{1o} - h_{1i})} \quad (4-4)$$

系统以 MATLAB 作为建模工具, 利用 CoolProp 提供的物性参数来进行计算分析, 组建斯特林机组的模型。以前文提出的斯特林机参数和流体参数为基础, 建立了五种基本斯特林机组排列方式的模型。为了比较各排列方式的性能, 以几个参数为变量, 研究了不同排列方式下斯特林机组在各种条件下的性能参数。

斯特林机组的求解算法如图 4-4 所示, 其中流程图 (a) 是求解已知斯特林机入口流体参数(用于顺流)的算法, 流程图 (b) 是求解已知斯特林机热流体入口参数和冷流体出口参数(用于逆流)的算法, 流程图 (c) 是迭代求解各种不同连接方式的求解方法。各流程图中引用了 Levenberg-Marquardt 算法来求解非线性方程组。

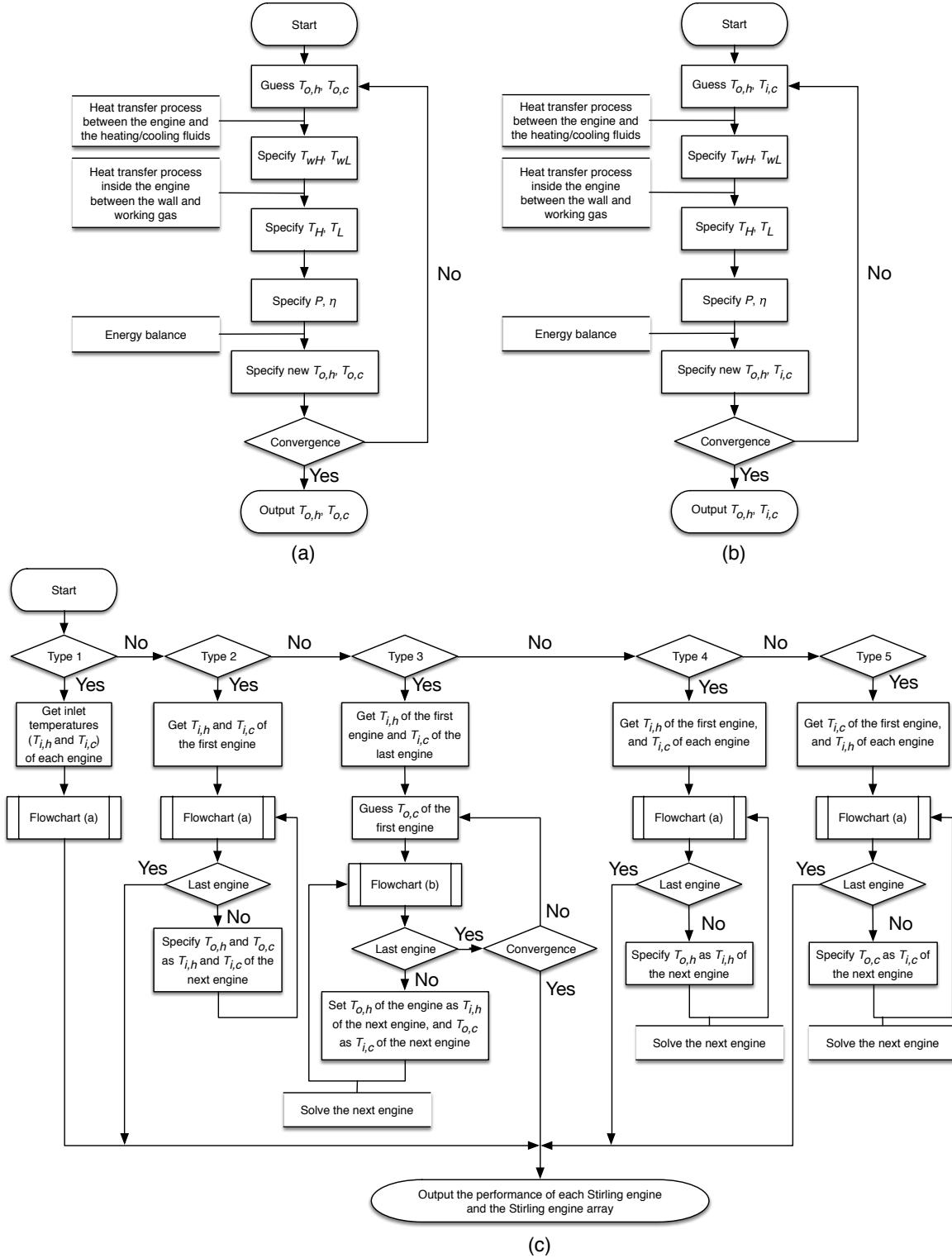


图 4-4 斯特林机组模型的性能分析流程图

4.3 结果分析

本文依据表 4-1 中的参数,建立了不同排列方式的斯特林机组的模型,并依据算法进行了计算分析。各斯特林机组的结果见表 4-2,其中 $\eta_1, \eta_2, \eta_3, \eta_4, \eta_5$ 分别表示第 1 种排列方式至第 5 种排列方式对应的斯特林机组的效率; P_1, P_1, P_1, P_1, P_1 分别表示第 1 种排列方式至第 5 种排列方式对应的斯特林机组的输出功率。从表中可以发现,在给定的参数条件下,第 3 种排列方式的斯特林机组具有最高的输出功率和效率,第 1 种排列方式的斯特林机组中具有最低的输出功率和效率。

表 4-2 给定参数条件下不同排列方式的斯特林机组的性能

参数	值	参数	值
η_1	0.2215	P_1	8022 W
η_2	0.2273	P_2	8483 W
η_3	0.2277	P_3	8512 W
η_4	0.2227	P_4	8116 W
η_5	0.2263	P_5	8399 W

4.3.1 热流体入口温度 $T_{i,h}$ 的影响

根据第 3.1.3 小节中的公式,热流体的温度对斯特林机的效率有很大的影响。斯特林机的效率随着热流体温度的降低而减小。当热流体温度足够低时,热源温度将不足以带动斯特林机,斯特林机的输出功率和效率可能将为零(不工作)。斯特林机组对于 $T_{i,h}$ 的性能曲线图如图 4-5 所示。随着 $T_{i,h}$ 的增加,所有排列方式的斯特林机组的效率和功率都会上升。然而,对于有些排列方式的斯特林机组,当 $T_{i,h}$ 低于某临界温度时,斯特林机组中的一些斯特林机会停止工作。在这种情况下,适当减少正在运行的斯特林机的数目反而可以增加斯特林机组的总功率输出。当 $T_{i,h}$ 很低时,图 4-5 中的一些斯特林机组使用了这种策略。 $\eta-T_{i,h}$ 和 $P-T_{i,h}$ 曲线上的拐点就是这种策略的结果。图中的数据点都是以在给定的条件下以最大输出功率为目标计算得到的。例如,对于第 1 种连接方式的斯特林机组,当 $T_{i,h} < 850\text{ K}$ 时,如果不减少运行的斯特林机数目,则所有斯特林机都会因为较低的热源温度和较小的冷热流体质量流量而停止工作,斯特林机组的输出功率和效率都会降至零。然而,当 $T_{i,h} = 820\text{ K}$ 时,从 6 台斯特林机中移除 1 台斯特林机以后,由于每台斯特林机的冷热流体质量流量都增加了,剩

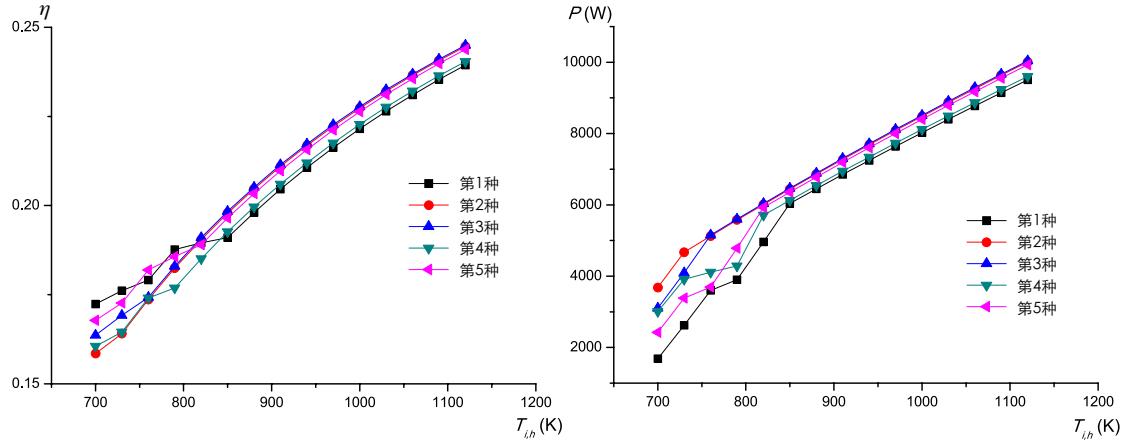


图 4-5 入口温度 $T_{i,h}$ 对斯特林机组效率和功率的影响

余的 5 台斯特林机都会再次工作，并获得给定参数下的最大输出功率（虽然效率仍然很低）。850 K 是第 1 种连接方式的斯特林机组的临界温度，图 4-5 中的 $\eta-T_{i,h}$ 曲线和 $P-T_{i,h}$ 曲线在 850 K 处有拐点。

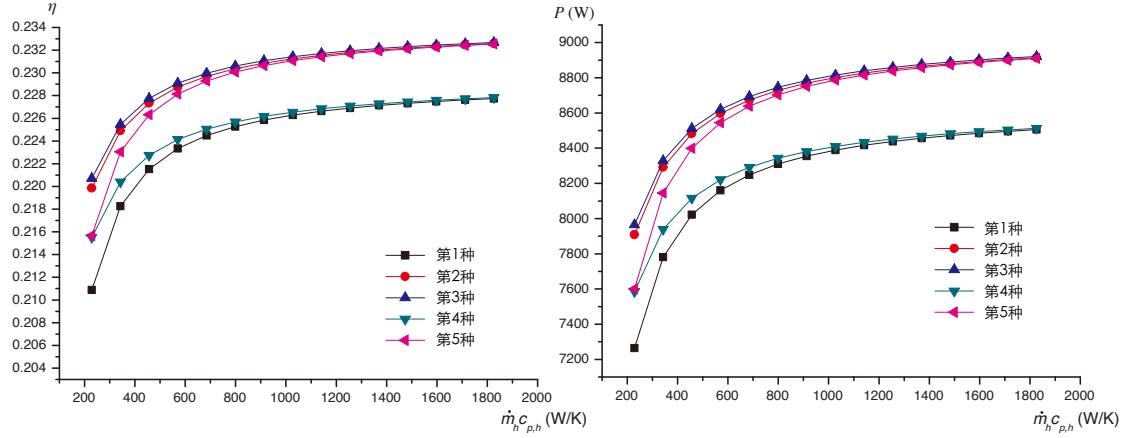
从图 4-5 中的曲线可以发现，第 2 种排列方式和第 3 种排列方式可以让斯特林机组获得最佳的性能，第 2 种排列方式具有最佳的健壮性（较低温度下所有斯特林机仍然可以工作）。第 2 种排列方式中的所有斯特林机在 730 K 以上时都会工作。

4.3.2 流体热容量 $\dot{m}c_p$ 的影响

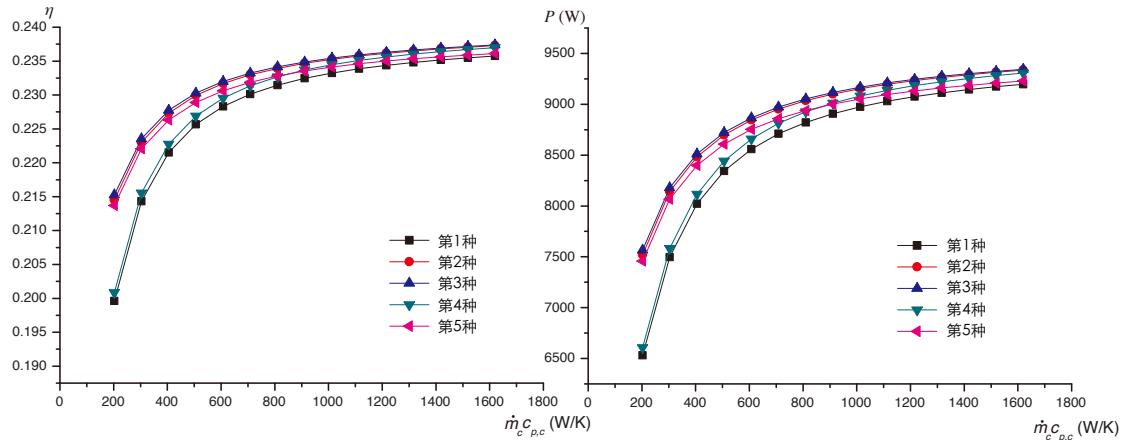
根据式 3-65 和式 3-66，流体热容量 $\dot{m}c_p$ ($\dot{m}_h c_{p,h}$ 和 $\dot{m}_c c_{p,c}$) 将会对传热过程产生很大的影响，它是影响斯特林机组性能的一个重要因素。

斯特林机组对于热流体热容量 $\dot{m}_h c_{p,h}$ 的性能曲线图如图 4-6 所示。各种排列方式的斯特林机组的性能都随着 $\dot{m}_h c_{p,h}$ 的增加而上升。对于较大的 $\dot{m}_h c_{p,h}$ ($> 800 \text{ W/K}$)，第 2 种，第 3 种，第 5 种排列方式的斯特林机组具有类似的性能，这可以解释为这几种排列方式的冷却流体的属性相同，对于较大的 $\dot{m}_h c_{p,h}$ ，其加热效果在分流后降低地并不明显。同样，当 $\dot{m}_h c_{p,h}$ 较大时，第 1 种和第 4 种排列方式的斯特林机组的性能也很接近。这也可以用类似的原因解释。

斯特林机组对于冷流体热容量 $\dot{m}_c c_{p,c}$ 的性能曲线图如图 4-7 所示。各种排列方式的斯特林机组的性能都随着 $\dot{m}_c c_{p,c}$ 的增加而上升。对于较大的 $\dot{m}_c c_{p,c}$ ($> 800 \text{ W/K}$)，第 2 种和第 3 种排列方式的斯特林机组具有类似的性能，这意味着当 $\dot{m}_c c_{p,c}$ 较大时，顺流或是逆流对斯特林机组的性能的影响不大。第 4 种和第 5 种排列方式的性能曲线存在交点（约 830 W/K 处），对于较大的 $\dot{m}_c c_{p,c}$ ，第 4 种排列方式具有更优的性能，对


 图 4-6 热流体热容量 $\dot{m}_h c_{p,h}$ 对斯特林机组效率和功率的影响

于较小的 $\dot{m}_c c_{p,c}$, 第 5 种排列方式具有更优的性能。这可以解释为, 较大的 $\dot{m}_c c_{p,c}$ 削弱了冷流体的并行连接带来的不利影响。


 图 4-7 冷流体热容量 $\dot{m}_c c_{p,c}$ 对斯特林机组效率和功率的影响

4.3.3 运行的斯特林机的数目 n_{se} 的影响

改变运行的斯特林机的数目, 斯特林机组的性能也会随之改变。斯特林机的数目 n_{se} 会影响到每一台斯特林机的流体流量和温度。斯特林机组对于 n_{se} 的性能曲线图如图 4-8 所示。随着 n_{se} 的增大, 所有排列方式的斯特林机组的效率都会下降。这是由于随着斯特林机数目的增加, 每台斯特林机的平均冷热流体温差下降了。对于一些

排列方式, n_{se} 同样存在临界值。当 n_{se} 大于该临界值时, 斯特林机组中的一些斯特林机将会停止工作。基于第 4.3.1 小节所采用的策略, 减少运行的斯特林机的数目才能获得最大功率的输出。显然, 当 n_{se} 大于临界值时, 将运行的斯特林机数目减少至临界值可以获得最大的功率输出。图 4-8 中性能曲线中的水平线部分就是在这种策略下产生的结果。

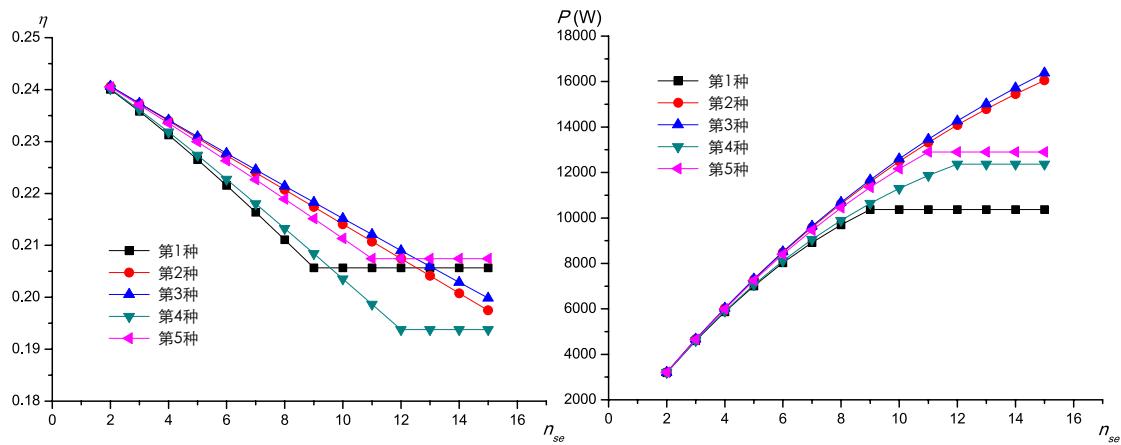


图 4-8 运行的斯特林机的数目 n_{se} 对斯特林机组效率和功率的影响

对于给定的冷热流体, 选择合适的斯特林机数目显得格外重要。对于第 1 种排列方式, 当 $n_{se} \geq 10$ 时, 所有的斯特林机停止工作, 这是因为冷热流体的热容量太小。对于第 2 种和第 3 种排列方式, 所有斯特林机都会工作。斯特林机组的效率随着 n_{se} 的增大而减小, 功率随着 n_{se} 的增大而增大。对于第 4 种排列方式, 通过检查计算结果可以发现, 如果一直不减少运行的斯特林机数目, 当 $n_{se} = 13$ 时, 最后 1 台斯特林机停止工作; 当 $n_{se} = 14$ 时, 只有前 10 台斯特林机正常工作; 当 $n_{se} = 15$ 时, 正常工作的斯特林机数目降至 9 台。对于第 5 种排列方式, 通过检查结果可以发现, 如果不减少运行的斯特林机数目, 当 $n_{se} = 12$ 时, 最后 2 台斯特林机停止工作; 当 $n_{se} = 13$ 时, 只有前 8 台斯特林机正常工作; 当 $n_{se} = 14$ 时, 正常工作的斯特林机数目降至 6 台。

4.4 本章小结

斯特林机组的排列方式影响流体的流量和温度分布, 进而影响了斯特林机组中每台斯特林机的性能。为了比较不同排列方式的斯特林机组在不同运行参数下的性能, 进而优化太阳能光热发电梯级系统中斯特林机组的排列方式, 本文依据斯特林机的特性提出了五种基本的斯特林机组排列方式, 并为这五种基本排列方式建立了分析模

型。

本章系统性地分析了不同排列方式的斯特林机组在不同 $T_{i,h}$ 、 $\dot{m}_h c_{p,h}$ 、 $\dot{m}_c c_{p,c}$ 及 n_{se} 下的性能, 得到了以下结论:

- (1) 降低流体入口温度 $T_{i,h}$ 或流体热容量 $\dot{m}c_p$ 将会给各种排列方式的斯特林机组的性能带来不利影响。这是显而易见的, 因为 $T_{i,h}$ 或 $\dot{m}c_p$ 的降低将导致斯特林机热腔更低的温度分布, 斯特林机的热腔和冷腔温差的降低将会削弱斯特林机的性能。
- (2) 当热流体的入口温度低于某临界值时, 斯特林机组中的一些斯特林机将会停止工作。降低运行的斯特林机的数目则可能会增加斯特林机组的总输出功率。
- (3) 不同排列方式对热流体入口温度具有不同的健壮性。第 2 种排列方式对于较低的 $T_{i,h}$ 具有最佳健壮性, 当 $T_{i,h} \geq 730\text{ K}$ 时, 所有 6 台斯特林机都在工作。
- (4) 串联排布(第 2 种和第 3 种)的斯特林机组具有最优的性能和健壮性。给定了冷热流体, 采用串联排布是最优的排列方式。

5 蒸汽发生系统的优化研究

在传统的使用传热流体(以导热油为例)的太阳能槽式发电厂中,朗肯循环(以水工质为例)的吸热过程发生在三个逆流布置的换热器中。这三个换热器分别为预热器、蒸发器和过热器,它们合称为蒸汽发生系统。传统蒸汽发生系统的传热过程因存在着很大的传热温差而产生大量的烟损。导热油与水之间存在较大的温差,一方面,会降低朗肯循环的最高吸热温度,降低朗肯循环的效率;另一方面,会导致导热油温度较高,降低太阳能集热器场(简称太阳能场)的集热效率。这些都对太阳能光热系统的效率提升不利。本章试图通过对蒸汽发生系统的优化研究,提出新的分段加热系统,来改善传统太阳能槽式电厂中蒸汽发生系统,为提高太阳能光热梯级系统的效率提供一条可行之路。

5.1 蒸汽发生子系统

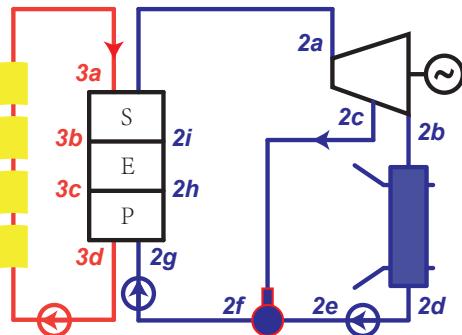


图 5-1 典型的太阳能槽式发电厂结构示意图

传统太阳能槽式电厂中的蒸汽发生系统的结构示意图见图 5-1。在蒸汽发生系统中,导热油和水的流量都不发生改变。水工质在吸热的过程中发生相变,在预热器中从过冷液体被加热成饱和液态水,在蒸发器中从饱和液态水被加热成饱和蒸汽,在过热器中从饱和蒸汽被加热成过热蒸汽。水工质的比热容在三个换热器中发生了巨大的变化。然而,由于导热油始终没有发生相变,其比热容相对变化很小。蒸汽发生系统中的传热过程曲线图如图 5-2 所示。

状态点 3a 的温度代表了太阳能场的出口油温,而状态点 3d 的温度代表了太阳能不能

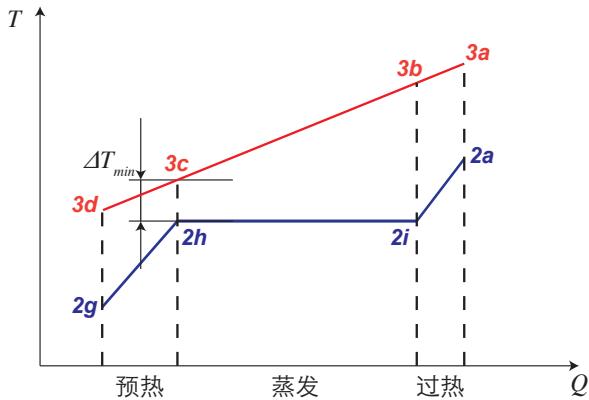


图 5-2 逆流布置的蒸汽发生器中的换热过程曲线

场的进口油温。二者之间的差异可以通过调节太阳能场中的导热油的流量来调节。

由于换热器必须保持正温差(加热流体的温度高于被加热流体的温度)工作,在蒸汽发生系统中,必须保证油温高于水温。另一方面,油温不能比水温高太多。更高的导热油温度意味着太阳能场中运行的导热油也具有更高的温度,集热器的集热效率将会下降,从而引起系统效率的下降。此外,较高的油温会给太阳能光热系统的运行带来不利的影响。因此,在蒸汽发生系统中,导热油的温度必须比水的温度高但不能高太多。设置适当的导热油和水之间的传热温差就显得格外重要。

为了确定导热油的温度,一般设计了蒸汽发生系统中导热油与水之间的最小传热温差,这个温差称为夹点温度(ΔT_{min})。夹点温度一般设定为蒸发器的导热油出口温度与水的进口温度之差,即 $T_{3c} - T_{2h} = \Delta T_{min}$ 。这是因为传统太阳能槽式电站的蒸汽发生系统中,导热油和水的温差在这里最低。太阳能槽式电站的夹点温度一般设置为 10~20 K。需要注意温差 $T_{3d} - T_{2g}$ 和 $T_{3a} - T_{2a}$ 应该保持大于 ΔT_{min} 。

然而,即使设定了蒸汽发生系统中的最小换热温差 ΔT_{min} ,由于水存在相变,整个换热过程的平均换热温差依然很大。在图 5-2 中,水的 T - Q 曲线为折线,而导热油的 T - Q 曲线几乎为直线(因为导热油的比热容变化不大)。在各个换热器的进出口存在很大的温差。

虽然可以通过改变导热油的流量来改变导热油的温度,但在考虑选取导热油的流量时,需要作出折衷选择。如图 5-3 所示,改变导热油的质量流量 m_3 会影响过程线 3a-3b-3c-3d 的斜率。更低的质量流量将使过程线更加陡峭,这样虽然减小了 $T_{3d} - T_{2g}$,降低了预热器中的平均换热温差,但同时也升高了 $T_{3a} - T_{2a}$,增加了过热器中的平均换热温差;更高的质量流量将使过程线更加平缓,这样虽然减小了 $T_{3a} - T_{2a}$,降低了过热器中的平均换热温差,但同时也升高了 $T_{3d} - T_{2g}$,增加了预热器中的平均换热温

差。传统蒸汽发生系统的换热过程总是伴随着很高的换热温差，并因此产生大量的㶲损。基于此，本文提出了一种新型的蒸汽发生系统来减少换热温差。

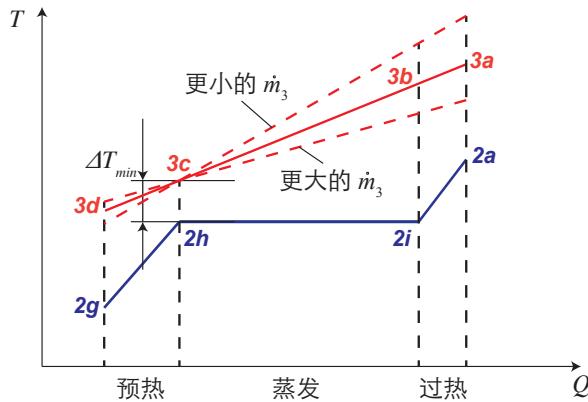


图 5-3 选择导热油质量流量的折衷方案

5.2 分段加热系统

传统蒸汽发生器的换热过程具有很大温差的原因在于，在换热过程中，水在不同换热器中的比热容差别很大，而导热油的比热容差别很小。这样在图 5-2 中，水工质的斜率变化很大，而导热油的斜率变化很小。导热油换热过程的斜率和水的换热过程的斜率不能保持接近，所以二者会出现较大的温差。

$$\Delta Q = \dot{m} c_p \Delta T \quad (5-1)$$

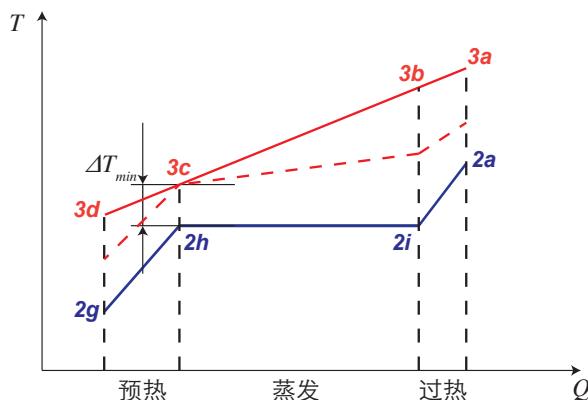


图 5-4 改变各换热器中的导热油流量来减小换热温差

换热曲线的斜率取决于流体的热容量 $\dot{m}c_p$, 所以除了比热容 c_p 的改变会导致换热曲线的斜率发生变化以外, 改变流体质量流量 \dot{m} 也可以改变换热曲线的斜率。一方面, 比热容属于物性参数, 难以调整。另一方面, 水的质量流量需要满足朗肯循环的需要, 并不能随意改变。所以改变换热器中导热油的质量流量 \dot{m}_3 就成了最后一种选择。

在图 5-4 中, 导热油的换热曲线可以通过调整质量流量从实线段调整到虚线段。导热油和水的换热温差可以得到有效降低。水在三个换热器中被三股不同质量流量的导热油分段加热, 所以该新的蒸汽发生系统称为分段加热系统, 其太阳能槽式集热系统的结构示意图如图 5-5 所示。太阳能场被分成三个独立的片区。三个片区分别单独为蒸汽发生过程中的预热、蒸发和过热提供热量, 且三个分区的导热油的质量流量不同。需要指出的是, 图 5-5 中各太阳能场分区的集热器布置只是为了表示质量流量的不同。这些片区的集热器可以选取合适的数量采用串联、并联以及混联的形式进行连接。

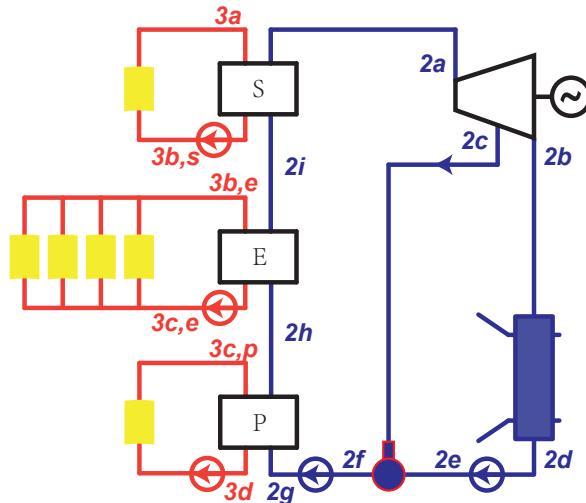


图 5-5 分段加热系统的结构示意图

值得额外说明的是, 太阳能场各片区的独立性和其对应集热温度的不同给太阳能场提供了优化空间。各片区可以布置不同类型的集热器, 以便于收集不同温度的热量。预热器对应的片区可以采用平板式集热器或菲涅尔反射镜来降低低温区的集热成本。蒸发器对应的片区可以选用大量槽式集热器并联连接以提高导热油的流量。由于该片区对温升的要求很低, 所以可以将所有集热器并联使用, 以最大限度地提高蒸发区的导热油流量。过热器对应的片区可以选用熔融盐作为太阳能槽式集热器的传热介质, 这也有诸多益处。首先, 熔融盐的稳定性要比导热油高很多, 熔融盐的工作压

力(约 2 bar)要比导热油的工作压力(约 10 ~ 20 bar)低很多,这更有利于系统的稳定运行。其次,熔融盐只运行于高温片区,降低了低温凝固的风险。最后,熔融盐作为传热介质可以克服导热油极限温度较低(约 400 °C)的缺陷,可以通过提高主汽温度提升朗肯循环的效率。针对采用分段加热系统的太阳能场的这些优化工作有待未来进一步深入研究,本文仅仅分析各片区均采用导热油为传热流体的槽式集热器的情况。

为了优化分段加热系统,考虑到夹点温度的限制,为导热油在各换热器的进出口的温度设置了以下限制条件:

$$T_{3d} = T_{2g} + \Delta T_{min}$$

$$T_{3c,p} = T_{3c,e} = T_{3c}$$

$$T_{3c} = T_{2h} + \Delta T_{min}$$

$$T_{3b,e} = T_{3b,s} = T_{3b}$$

$$T_{3a} = T_{2a} + \Delta T_{min}$$

可以增大蒸发器中导热油的质量流量 $\dot{m}_{3,e}$ 来减小 T_{3b} ,进而减小蒸发器中的换热温差。需要指出的是,大的流量将会导致油泵功率的增加。此外,导热油的流速还受到管道极限流速的限制(虽然采用集热器并联方案可以有效降低导热油的流速)。

导热油的每一个状态点都由温度和压力确定。为预热过程供热的太阳能场片区的最佳平均油温为

$$T_{3,p} = (T_{2g} + T_{2h})/2 + \Delta T_{min} \quad (5-2)$$

为预热过程供热的太阳能场片区的最佳导热油流量为

$$\dot{m}_{3,p} = \dot{m}_2(h_{2h} - h_{2g})/(h_{3c} - h_{3d}) \quad (5-3)$$

为蒸发过程供热的太阳能场片区的最佳平均油温为

$$T_{3,e} = (T_{3b} + T_{3c})/2 \quad (5-4)$$

为蒸发过程供热的太阳能场片区的最佳导热油流量为

$$\dot{m}_{3,e} = \dot{m}_2(h_{2i} - h_{2h})/(h_{3b} - h_{3c}) \quad (5-5)$$

为过热过程供热的太阳能场片区的最佳平均油温为

$$T_{3,s} = (T_{3b} + T_{2a} + \Delta T_{min})/2 \quad (5-6)$$

为过热过程供热的太阳能场片区的最佳导热油流量为

$$\dot{m}_{3,s} = \dot{m}_2(h_{2a} - h_{2i})/(h_{3a} - h_{3b}) \quad (5-7)$$

5.3 对比分析

为了更深入地研究分段加热系统, 本文利用太阳能光热发电系统的部件模型, 分别建立了传统型式的蒸汽发生系统和本文提出的分段加热系统的模型。为了更加清楚地描述分段加热对太阳能场带来的影响, 在研究太阳能场的效率时使用了第 3.1.1 小节中的式 3-9 来计算太阳能场片区导热油进出口温度对太阳能场集热效率的影响。

表 5-1 传统蒸汽发生系统和分段加热系统采用的主要设计参数

参数	值	参数	值
I_r	700 W/m^2	T_s	613.15 K
P_{ge}	$6 \times 10^6 \text{ W}$	p_s	$2.35 \times 10^6 \text{ Pa}$
$\eta_{i,tb}$	0.711	p_c	$1.5 \times 10^4 \text{ Pa}$
η_{ge}	0.975	p_{de}	$1 \times 10^6 \text{ Pa}$
ΔT_{min}	15 K		

由于两个系统(传统蒸汽发生系统和分段加热系统)的汽轮机和除氧器完全相同, 水循环的各状态点的参数也一样。朗肯循环的主汽参数见表 5-1。

正如在第 5.2 节中所讨论的, T_{3b} 是未定的参数。图 5-6 显示了其最小值 $T_{3b,min}$ 和最大值 $T_{3b,max}$ 。 $T_{3b,min}$ 表示当蒸发区导热油的流量为无穷大时, 蒸发器的进口油温, $T_{3b,min} = T_{3c}$ 。 $T_{3b,max}$ 和传统蒸汽发生系统在蒸发区和过热区的效果相同, 即导热油在这两个区的流量相同, $\dot{m}_{3,e} = \dot{m}_{3,s}$ 。本文添加了另一个中间值 T_{3b} 作为参考值, $T_{3b} = (T_{3b,min} + T_{3b,max})/2$ 。

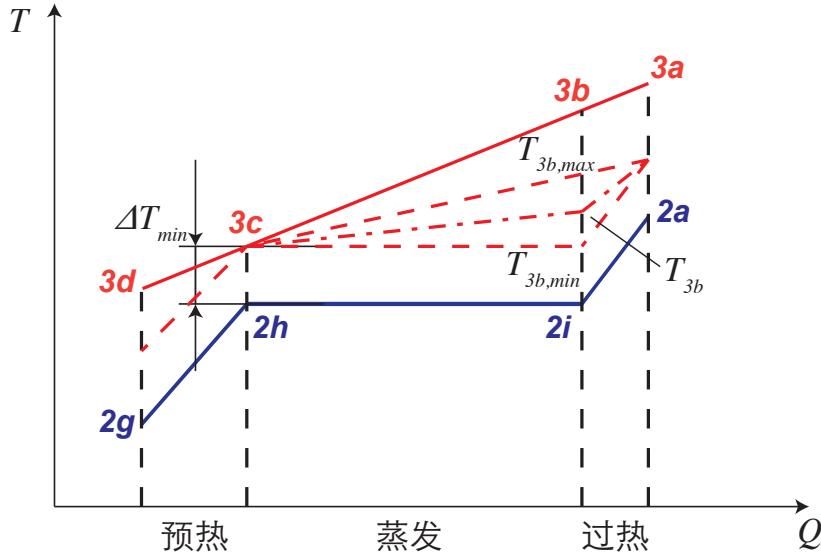
$$\frac{T_{3b,max} - T_{3c}}{T_{3a} - T_{3c}} = \frac{T'_{3b} - T_{3c}}{T'_{3a} - T_{3c}} \quad (5-8)$$

其中, T'_{3a} 和 T'_{3b} 分别是传统蒸汽发生系统中过热器和蒸发器的进口油温。

单位时间内一个换热过程产生的熵损由下式计算

$$\dot{I} = T_{amb} \left(\sum \dot{m}_o s_o - \sum \dot{m}_i s_i \right) \quad (5-9)$$

传统蒸汽发生系统及三种分段加热系统的模型的模拟结果见表 5-2。可以发现, 分段加热系统可以有效降低蒸汽发生过程中产生的熵损。三种方案的熵损可以减少 14.3% 到 76.7%。太阳能场的集热效率可以提升 0.9% 到 3.6%。

图 5-6 T_{3b} 的取值示意图

需要指出的是,对于 $T_{3b} = T_{3b,min}$ 的方案,当蒸发区的导热油的质量流量趋于无穷大时,式 5-9 不再适用。这时采用等温换热过程的计算公式来计算单位时间的熵损

$$\dot{I} = T_{amb} \left(\frac{\dot{Q}}{T_{2h}} - \frac{\dot{Q}}{T_{3c}} \right) = \frac{\dot{Q} T_{amb} (T_{3c} - T_{2h})}{T_{2h} T_{3c}} \quad (5-10)$$

其中, \dot{Q} 是蒸发过程中单位时间内传递的热量。

由于水回路相同,四种系统的 T_{2a} 、 T_{2i} 、 T_{2h} 、 T_{2g} 和 T_{3c} 都相同。油回路的流量各不相同,这导致了不同的油水换热温差,并因此带来不同的熵损。从表中可以发现,改变导热油的流量可以有效降低整个换热过程中的熵损。分段加热系统的预热器中的熵损值($2.58 \times 10^4 \text{ W}$)要小于传统蒸汽发生系统的熵损值($4.80 \times 10^4 \text{ W}$)。不同分段加热系统的蒸发器中的熵损值差别很大,当导热油的流量从 58.6 kg/s 增加到无穷大时,熵损从 $9.68 \times 10^5 \text{ W}$ 降到 $2.41 \times 10^5 \text{ W}$ 。蒸发器中的熵损占整个蒸汽发生系统中的熵损的最大比例,不同系统中的占比在 78.0% 到 85.2% 之间。不同分段加热器的过热器的熵损值($1.42 \times 10^5 \text{ W}$ 、 $9.19 \times 10^4 \text{ W}$ 及 $4.24 \times 10^4 \text{ W}$)要远小于传统蒸汽发生系统的熵损值($1.81 \times 10^5 \text{ W}$)。

上述结果还表明,采用分段加热系统可以有效降低蒸汽发生过程中导热油的平均温度,提升各片区的集热效率,太阳能场的总体集热效率可以得到有效提升。三种分段加热系统方案可使太阳能场的集热效率提升 0.9% 到 3.6%。

表 5-2 传统蒸汽发生系统和分段加热系统的模拟结果

传统蒸汽发生系统	分段加热系统		
	$T_{3b,max}$	T_{3b}	$T_{3b,min}$
T_{2a}		613.15 K	
T_{2i}		493.83 K	
T_{2h}		493.83 K	
T_{2g}		453.28 K	
T_{3c}		508.83 K	
T_{3a}	653.15 K	628.15 K	628.15 K
T_{3b}	634.11 K	612.41 K	560.62 K
T_{3d}	495.43 K	468.28 K	468.28 K
\dot{m}_{3p}	47.8 kg/s	16.1 kg/s	16.1 kg/s
\dot{m}_{3e}	47.8 kg/s	58.6 kg/s	120.8 kg/s
\dot{m}_{3s}	47.8 kg/s	59.4 kg/s	14.3 kg/s
\dot{I}_p	4.80×10^4 W	2.58×10^4 W	2.58×10^4 W
\dot{I}_e	1.10×10^6 W	9.68×10^5 W	6.24×10^5 W
\dot{I}_s	1.81×10^5 W	1.42×10^5 W	9.19×10^4 W
\dot{I}_{total}	1.33×10^6 W	1.14×10^6 W	7.44×10^5 W
η_p	0.699	0.703	0.703
η_e	0.673	0.678	0.689
η_s	0.633	0.648	0.662
$\eta_{overall}$	0.670	0.676	0.686
			0.695

5.4 本章小结

针对传统蒸汽发生系统中存在较大烟损的问题,本文提出了分段加热系统。该系统将传统的太阳能场分成了独立的三个片区来分别为预热过程、蒸发过程和过热过程提供热量。不同片区具有不同的导热油流量,来控制各换热过程的换热温差。

通过给各片区设置合适的导热油流量,可以有效降低各换热过程的换热温差。较低的换热温差意味着较低的导热油温度,这有利于提高太阳能场的集热效率。此外,太阳能场各片区的独立性和集热温度的差异也给太阳能场的优化提供了空间。给不

同的片区配置不同类型的集热器是提高系统效率的一条可行方案。

为了精确描述本文提出的分段加热系统相比于传统蒸汽发生系统的优越性,本文建立了各类系统的模型,并提出了各片区导热油流量的控制策略。利用所建立的模型,对各系统进行了效率分析和熵分析。结果表明,本文提出的分段加热方法能够有效降低蒸汽发生过程中产生的熵损,系统的效率也会得到相应的提高。与传统的蒸汽发生系统相比,三种不同方案可使蒸汽发生过程的熵损失减少 14.3% 到 76.7%,太阳能场的集热效率也会提高 0.9% 到 3.6%。

6 梯级系统性能评估

第 2 章中通过对梯级系统拓扑结构的研究,提出了两种典型的太阳能光热梯级系统的拓扑结构。这两种结构都采用了多种型式的集热器和多个热力循环来实现能量的梯级收集和梯级利用。本章主要研究第一种拓扑结构,因为它使用更加广泛,也更适合大规模利用。图 6-1 为其拓扑结构示意图,在该系统结构中,碟式集热器用于为斯特林机和空气-水换热器提供热源,槽式集热器用于为朗肯循环的蒸汽发生过程提供热源。碟式集热器出口的高温空气先为斯特林机供热,以实现较高的转换效率,接着再进入空气-水换热器为朗肯循环提供热量。朗肯循环的凝结水用于冷却斯特林机组,以回收利用斯特林机组释放的热量。斯特林机组以串联的形式连接以获得最佳的性能。

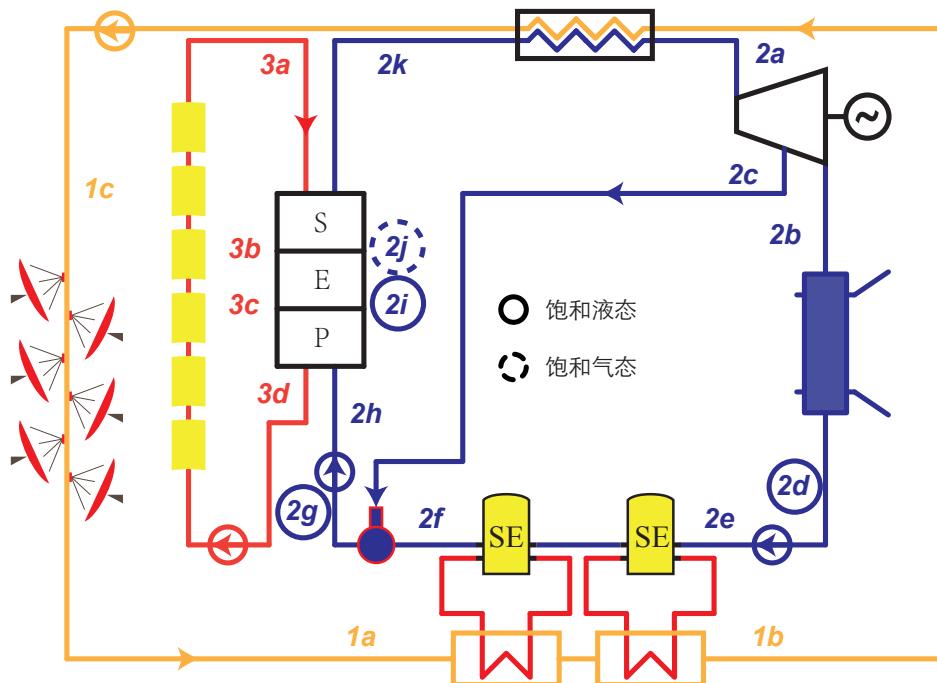
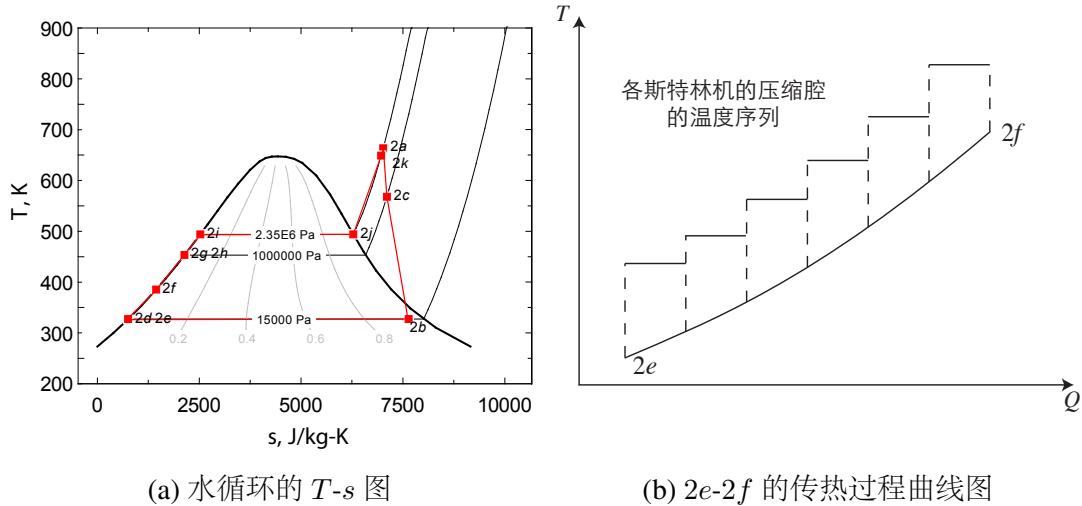


图 6-1 梯级系统结构示意图

梯级系统的水回路的 $T-s$ 图如图 6-2a 所示。在朗肯循环中,过程 $2e-2f$ 的热量由斯特林机组提供,其传热过程曲线图如图 6-2b 所示。


 图 6-2 水循环的过程曲线图和过程 $2e-2f$ 的传热曲线图

需要指出的是,第 5 章提出并分析了分段加热系统。分段加热系统比传统的蒸汽发生系统具有更好的热效率和㶲效率。然而,本章的梯级系统并没有使用该分段加热系统方案。这是因为,首先,为了更加清晰地表明本文所提出的梯级系统因梯级集热和梯级利用带来的收益,本章的梯级系统不使用分段加热系统。其次,同使用传统的蒸汽发生系统的太阳能光热发电系统相比,使用分段加热系统的太阳能光热发电系统只是改变了太阳能场部分。因此可以方便地将分段加热系统引入梯级系统而不影响其它部分的计算。最后,第 5 章提出的分段加热系统有很大的改进空间,值得以后进行更深入地研究。

6.1 系统对比方案

梯级系统评估的一个重要方面是与现有太阳能光热发电技术进行对比分析。对比分析主要有以下几种对比方案:

(1) 同槽式系统进行对比。

当选择与槽式系统进行对比时,梯级系统获取的效率提升难以辨别出是由于采用梯级系统带来的提升还是只是由于采用了碟式集热器和斯特林机组带来的提升。

(2) 同碟式系统进行对比。

当选择与碟式系统进行对比时,梯级效率获得的成本的降低难以区分是由于采用梯级系统带来的降低还是只是由于采用了槽式集热器和朗肯循环带来的降低。

(3) 与多种系统同时对比。

一种自然的想法是,尽可能选用和梯级系统中相同的部件来组成对比系统。这意味着,需要同时选择槽式-朗肯循环系统和碟式-斯特林机系统作为对比的系统。这两个系统独立存在,不存在梯级利用的关系,称为独立系统。

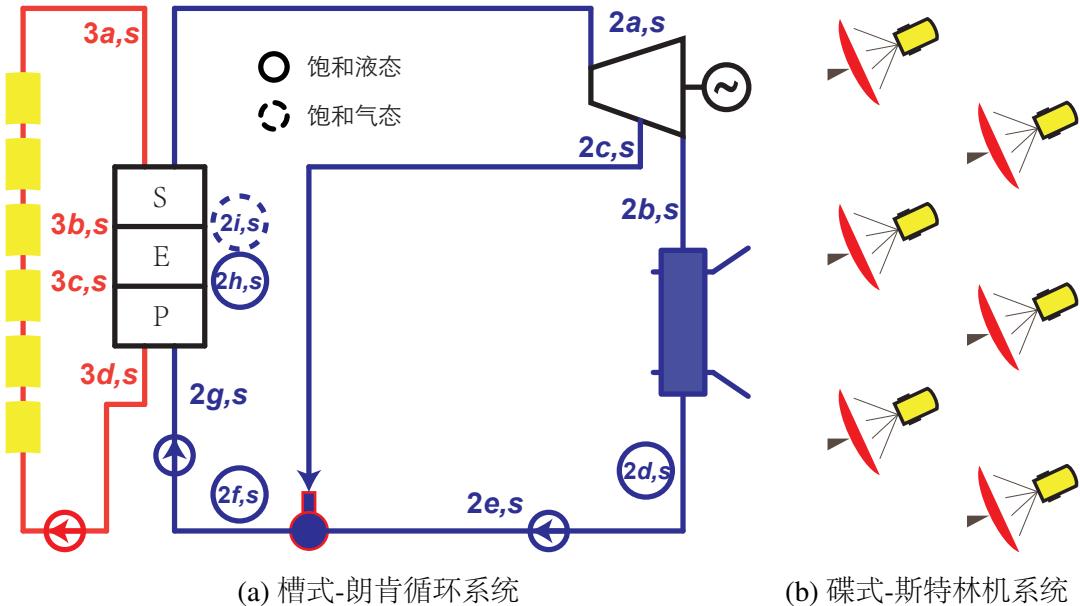


图 6-3 独立系统的结构示意图

由于独立系统和梯级系统不同,独立系统中的槽式集热器集热面积和汽轮机输出功不可能同时和梯级系统中的相同。同样,独立系统中的碟式集热器集热面积和斯特林机输出功不可能同时和梯级系统中的相同。

如果以相同的汽轮机输出功和相同的斯特林机输出功作为选择独立系统的条件,独立系统将具有和梯级系统不同的槽式集热面积以及不同的碟式集热面积。然而,这将非常不利于未来对梯级系统进行经济性对比分析,因为槽式集热器单位面积的成本和碟式集热器单位面积的成本相差很大。

一个更好的选择方案则是,以相同的槽式集热器和相同的碟式集热器作为选择独立系统的条件,这样可以利用发电设备的变工况运行来实现不更换设备而满足发电要求。同时,由于输出都是电能,可以很方便地进行效率对比分析和经济对比分析。

本文选用第三种对比方案,同时,以相同的槽式集热器和相同的碟式集热器作为选择独立系统的条件,即所选择的独立系统具有和梯级系统相同的槽式集热器和碟式集热器。独立系统的结构示意图如图 6-3 所示。为了完成梯级系统的对比分析,利用系统建模方法,对两个独立系统分别进行建模工作。

6.2 系统性能计算模型

6.2.1 梯级系统性能指标

梯级系统同时使用不同类型的集热器和不同种类的热力循环，它们相互耦合在一起。无法评价某一种型式的集热器收集的能量所产生的电能及其光电转换效率。一个更加通用的选择是定义系统的整体效率。梯级系统的整体光电转换效率定义为总的输出功除以总的输入太阳能。

$$\eta_{cs} = \frac{P_{cs}}{I_r A_{cs}} = \frac{P_{rk} + P_{sea}}{I_r A_{tc} + I_r A_{dc}} \quad (6-1)$$

其中, P_{rk} 是朗肯循环的输出功率, P_{sea} 是所有斯特林机的输出功率之和。

$$P_{rk} = P_{tb} - P_{pu}/\eta_{ge} \quad (6-2)$$

汽轮机的功率

$$P_{tb} = (1 - y) \dot{m}_2 (h_{2a} - h_{2b}) + y \dot{m}_2 (h_{2a} - h_{2c}) \quad (6-3)$$

泵消耗的功率

$$P_{pu} = (1 - y) \dot{m}_2 (h_{2e} - h_{2d}) + \dot{m}_2 (h_{2h} - h_{2g}) \quad (6-4)$$

依据能量守恒, 斯特林机组的输出总功率等于单位时间内热流体的焓降减去热流体的焓升。

$$P_{sea} = \dot{m}_1 (h_{1,i,1} - h_{1,o,n_1}) - \dot{m}_2 (h_{2,o,n_1} - h_{2,i,1}) \quad (6-5)$$

正如前文提到的, $\frac{P_{rk}}{I_r A_{tc}}$ 并不能表示槽式集热器的发电效率, $\frac{P_{sea}}{I_r A_{dc}}$ 也不能表示碟式集热器的发电效率。

6.2.2 独立系统性能指标

6.2.2.1 独立槽式-朗肯循环系统

在独立槽式-朗肯循环系统中, 槽式集热器选取与梯级系统中相同的集热器。汽轮机、发电机、除氧器等部件用相同的部件以变工况的形式运行。汽轮机的设计参数和相对内效率与梯级系统中的汽轮机一样。除氧器的工作压力与梯级系统中的一样。于是, 图 6-3 中汽轮机的状态点 $2b, s$ 和 $2c, s$ 的参数可以由下式求出

$$\eta_{i,tb} = (h_{2a,s} - h_{2b,s}) / (h_{2a,s} - h_{i,2b,s}) = (h_{2a,s} - h_{2c,s}) / (h_{2a,s} - h_{i,2c,s}) \quad (6-6)$$

汽轮机的输出功率

$$P_{tb,s} = (1 - y_s) \dot{m}_{2,s} (h_{2a,s} - h_{2b,s}) + y_s \dot{m}_{2,s} (h_{2a,s} - h_{2c,s}) \quad (6-7)$$

发电机的输出功率

$$P_{ge,s} = P_{tb,s} \eta_{ge} \quad (6-8)$$

泵消耗的总功率

$$P_{pu,s} = (1 - y_s) \dot{m}_{2,s} (h_{2e,s} - h_{2d,s}) + \dot{m}_{2,s} (h_{2g,s} - h_{2f,s}) \quad (6-9)$$

水循环的吸热量

$$Q_{2,s} = \dot{m}_{2,s} (h_{2a,s} - h_{2g,s}) \quad (6-10)$$

发电机的效率和梯级系统中发电机的效率相同, 所以朗肯循环的效率可以表示为

$$\eta_{rk,s} = (P_{tb,s} - P_{pu,s}/\eta_{ge})/Q_{2,s} \quad (6-11)$$

6.2.2.2 独立碟式-斯特林机系统

在独立碟式-斯特林机系统中, 碟式集热器选取与梯级系统中相同的集热器。为了和现有技术进行对比, 将具有和碟式集热器相同数目的斯特林机放置于各碟式集热器的焦点处。斯特林机利用水来冷却。 $T_{H,s}$ 选择为碟式集热器出口的空气温度, 即 1073 K。 $T_{L,s}$ 依据 Fraser 的论文^[131] 中的默认膨胀腔的温度数据选定为 310 K。 k 和 γ 选择和梯级系统中的斯特林机相同。

由于冷热流体的改变(冷流体改用了冷却水, 选用固定膨胀腔温度的方式进行计算; 取消了热流体, 而采用太阳辐射直接照射的方式让斯特林机直接从太阳辐射中获取能量), 本文建立的斯特林机模型不能应用于该独立碟式-斯特林机系统中的斯特林机。采用经典的斯特林机模型公式来计算斯特林机的效率^[132]:

$$\eta_{sea,s} = \frac{T_{H,s} - T_{L,s}}{T_{H,s} + \frac{1 - e_s}{k - 1} \cdot \frac{T_{H,s} - T_{L,s}}{\ln \gamma}} \quad (6-12)$$

其中, $T_{R,s} = \frac{T_{H,s} - T_{L,s}}{\ln(T_{H,s}/T_{L,s})}$, $e_s = \frac{T_{R,s} - T_{L,s}}{T_{H,s} - T_{L,s}}$ 。

斯特林机组的总输出功率为

$$P_{sea,s} = n_{dc} A_{dc} I_r \eta_{dc} \eta_{sea,s} \quad (6-13)$$

6.3 系统参数设置

为了研究梯级系统的性能及其影响因素，需要对系统进行建模仿真分析。第3章详细介绍了系统的建模方法。利用太阳能光热系统设计软件完成系统建模后，另一项重要的任务就是确定系统的参数。

系统中的参数主要由以下部分确定：

(1) 环境

典型的环境参数值设定为: $I_r = 700 \text{ W/m}^2$, $T_{amb} = 293 \text{ K}$, $p_{amb} = 1 \times 10^5 \text{ Pa}$, $v_{amb} = 1 \text{ m/s}$ 。

(2) 汽轮机

汽轮机以青岛捷能汽轮机集团股份有限公司的 N-6 2.35 系列产品为设计原型。其额定参数为: $P = 6 \text{ MW}$, $p_s = 2.35 \text{ MPa}$, $T_s = 390^\circ\text{C}$, $\dot{m} = 32.09 \text{ t/h}$, $p_c = 0.015 \text{ MPa}$, $s_{tb} = 3000 \text{ rpm}$ 。

已知主汽参数，其比焓和比熵可以通过物性参数插件 CoolProp 获得: $h_s = 3.2203 \times 10^6 \text{ J/kg}$, $s_s = 7.0149 \times 10^3 \text{ J/(kg} \cdot \text{K)}$ 。

汽轮机的排汽焓: $h_c = h_s - \frac{P}{\dot{m}} = 2.5472 \times 10^6 \text{ J/kg}$ 。

已知排汽压力以及 $s_{i,c} = s_s$, 汽轮机的理想排汽焓值可以由 CoolProp 获得: $h_{i,c} = 2.2737 \times 10^6 \text{ J/kg}$ 。

所以，汽轮机的相对内效率 $\eta_{i,tb} = \frac{h_s - h_c}{h_s - h_{i,c}} = 0.71$ 。

考虑到适用于本文提出的梯级系统，汽轮机的参数选择值见表 6-2。

(3) 槽式集热器

由于 LUZ 公司的 LS-3 型号的集热器的实验数据比较丰富，本文选用它作为槽式集热器。它的主要参数见表 6-1 [133]。

表 6-1 LS-3 型槽式集热器的主要参数

参数	值	参数	值	参数	值
A_{pc}	570.2 m^2	w_{dc}	5.76 m	L_{dc}	99 m
f	1.71 m	d_i	0.066 m	d_o	0.07 m
$d_{abs,i}$	0.113 m	$d_{abs,o}$	0.115 m	Rim angle	80°
ϵ	0.15	η_{peak}	0.77	ρ	0.94
τ	0.95	α	0.96	Fe	0.97

(4) 碟式集热器

碟式集热器的反射镜选用 SES 公司的产品,而碟式接收器采用自行设计的方案。碟式集热器的反射镜参数和接收器参数见表 3-1。

(5) 斯特林机

梯级系统所用的斯特林机和第 3.1.3 小节中分析的斯特林机相同,即 GPU-3 型斯特林机,其参数见表 3-2。

(6) 预热器

水在预热器中由过冷水被加热成饱和液态水,水在预热器的出口干度为 0 ($x = 0$)。

此外,考虑到夹点温度,预热器的入口油温要比出口水温高出 ΔT_{min} ,即 $T_{3c} - T_{2i} = \Delta T_{min}$, ΔT_{min} 设定为 15 K。

(7) 蒸发器

水在蒸发器中由饱和液态水被加热成饱和蒸汽,水在蒸发器的出口干度为 1 ($x = 1$)。

(8) 过热器

过热器的入口油温受限于导热油的属性。在梯级系统中,导热油选用 Therminol VP-1 型合成油,它的物性参数可以通过 CoolProp 得到。过热器的入口油温设定为 $T_{3a} = 623$ K。

(9) 除氧器

除氧器具有两股入口流体和一股出口流体,它们都具有相同的压力。设定除氧器的压力 $p_e = 1 \times 10^6$ Pa。除氧器的出口流体为饱和液态水,其干度为 0 ($x = 0$)。

(10) 空气-水换热器

空气-水换热器的入口空气温度设定为 $T_{1b} = 673$ K。

梯级系统的主要设计参数归纳见表 6-2。

6.4 同独立系统的对比分析

在设计参数条件下,经过系统建模和仿真,得到梯级系统和其对应的独立系统的结果如表 6-3 所示。其中,梯级系统的斯特林机组采用串联逆流的排列方式(第 3 种基本排列方式)。可以发现,在设计参数条件下,梯级系统可以获得比其对应的独立系统更高的光热发电效率。尽管梯级系统斯特林机组的效率较低,但朗肯循环的效率更高。梯级系统可以获得额外 3.83×10^4 W 的功率输出。

表 6-2 梯级系统的基本设计参数

参数	值	参数	值	参数	值
I_r	700 W/m^2	$T_{dc,o}$	1073 K	n_{se}	100
T_{amb}	293 K	p_{dc}	$5 \times 10^5 \text{ Pa}$	T_s	613 K
p_{amb}	$1 \times 10^5 \text{ Pa}$	$\Delta T_{3,2,min}$	15 K	p_s	$2.35 \times 10^6 \text{ Pa}$
v_{amb}	1 m/s	$T_{tc,o}$	623 K	p_c	$1.5 \times 10^4 \text{ Pa}$
P_{ge}	$6 \times 10^6 \text{ W}$	p_{tc}	$2 \times 10^6 \text{ Pa}$	$T_{s,d}$	663 K
$T_{dc,i}$	623 K	T_{1b}	673 K	p_{de}	$1 \times 10^6 \text{ Pa}$

表 6-3 设计参数下, 梯级系统和其对应的独立系统的模拟分析结果

参数	值	参数	值	参数	值
η_{cs}	0.1974	$\eta_{sea,s}$	0.3786	$P_{ge,s}$	$5.826 \times 10^6 \text{ W}$
η_s	0.1962	η_{rk}	0.2660	P_{sea}	$3.552 \times 10^5 \text{ W}$
η_{diff}	0.0062	$\eta_{rk,s}$	0.2678	$P_{sea,s}$	$4.909 \times 10^5 \text{ W}$
η_{sea}	0.3407	P_{ge}	$6 \times 10^6 \text{ W}$	P_{diff}	$3.830 \times 10^4 \text{ W}$

接下来的各小节分析在不同因素的影响下, 梯级系统与其对应的独立系统之间的效率差异 η_{diff} 的分析。

6.4.1 法向直射强度 I_r 的影响

法向直射强度 I_r 对梯级系统和独立系统都有影响, 因此对两种系统的效率差异 (η_{diff}) 也会有影响。 I_r 对 η_{diff} 的影响曲线图如图 6-4 所示。从图中可以发现, 对于较高的辐射强度 ($I_r > 550 \text{ W/m}^2$), $\eta_{diff} > 0$, 梯级系统可以获得更高的光电转换效率。对于较低的辐射强度 ($I_r < 550 \text{ W/m}^2$), η_{diff} 可能为负值。在这种条件下, 梯级系统的光电转换效率要低于其对应的独立系统。这可以被解释为, 由于梯级系统使用朗肯循环的给水来冷却斯特林机, 随着给水温度的升高, 这种冷却方式将会削弱斯特林机的冷却效果, 导致斯特林机功率和效率的下降。对于较低的辐射强度, 汽轮机功率的增加量要小于斯特林机组因此带来的功率损失。而随着辐射强度的增大, 凝结水吸收的热量给汽轮机带来的功率提升逐渐高于斯特林机的功率损失。此外, 在高辐射强度的条件下, 不同型式的集热器具有更显著的集热性能差异, 更能体现出梯级集热带来的

益处。所以,太阳法向直射强度 I_r 较高的地区更适合采用梯级系统。这意味着太阳法向直射强度是梯级系统选址所需要考虑的一个重要因素。

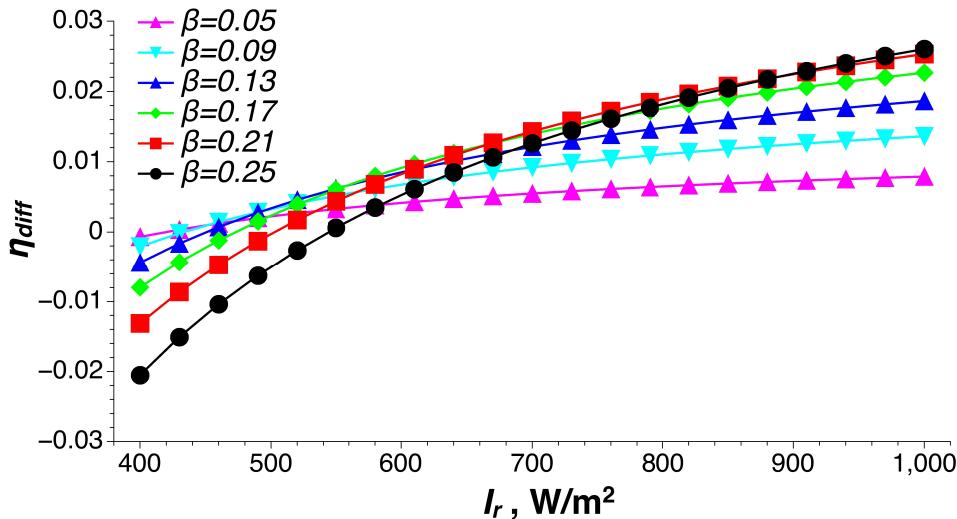


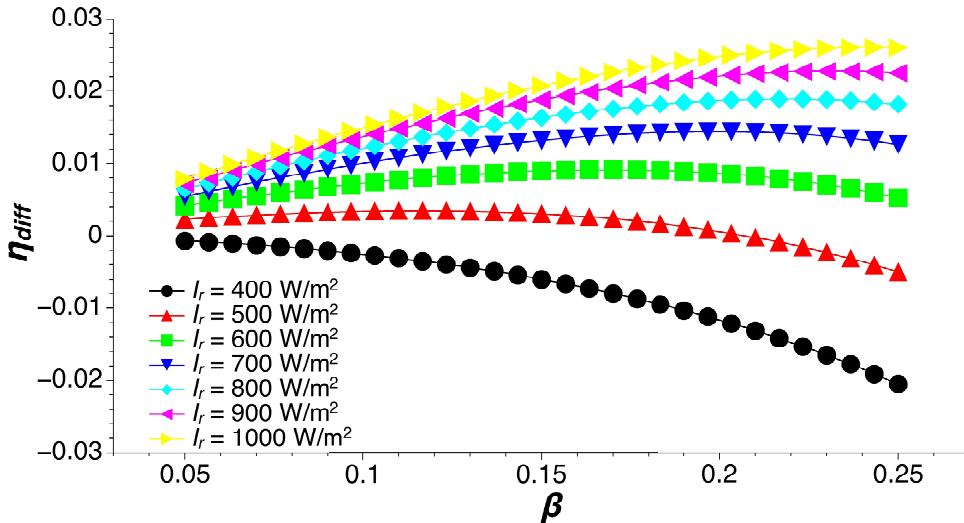
图 6-4 法向直射强度 I_r 对 η_{diff} 的影响曲线图

6.4.2 斯特林机发电比例 β 的影响

表 6-3 中的结果表明,在设计参数条件下,梯级系统带来的效率提升非常低。其中的一个原因就是斯特林机发电功率占系统发电总功率的比例 β 太小。这样被朗肯循环给水吸收的斯特林机组释放的热量只占朗肯循环吸收总热量的一小部分,梯级利用的效果并不明显。所以,增加 β 可以增加梯级利用的效果,可能会获得更大的 η_{diff} 。不同太阳辐射强度条件下的 β 对 η_{diff} 的影响如图 6-5 所示。可以发现,对于较高的太阳法向直射辐射,增加 β 可以获得更高的效率提升,但是,这个提升存在极限值。对于 $I_r = 900\text{W/m}^2$,当 $\eta_{diff} = 0.0228$ 时,获得最大效率提升值 $\eta_{diff} = 0.0228$ 。对于较低的太阳法向直射辐射, η_{diff} 为负值,增加 β 将会进一步减小 η_{diff} 。这可以解释为, β 的增大将会恶化斯特林机组的散热,使斯特林机组性能下降。

6.4.3 冷热流体流动方向的影响

正如第 4 章中提到的,斯特林机组的排列方式对系统的发电效率有影响。采用串联连接是最好的连接方式。本小节研究在串联连接的条件下,冷热流体流动方向(顺流逆流)对 η_{diff} 的影响。同逆流相比,顺流会导致前面的斯特林机的功率和效率更高,


 图 6-5 斯特林机发电比例 β 对 η_{diff} 的影响曲线图

而后面的斯特林机的功率和效率更低。

两种不同流体流动方向的模拟结果见表 6-4。冷热流体在不同斯特林机处的温度以及不同斯特林机的效率的拟合曲线如图 6-6 和图 6-7 所示。

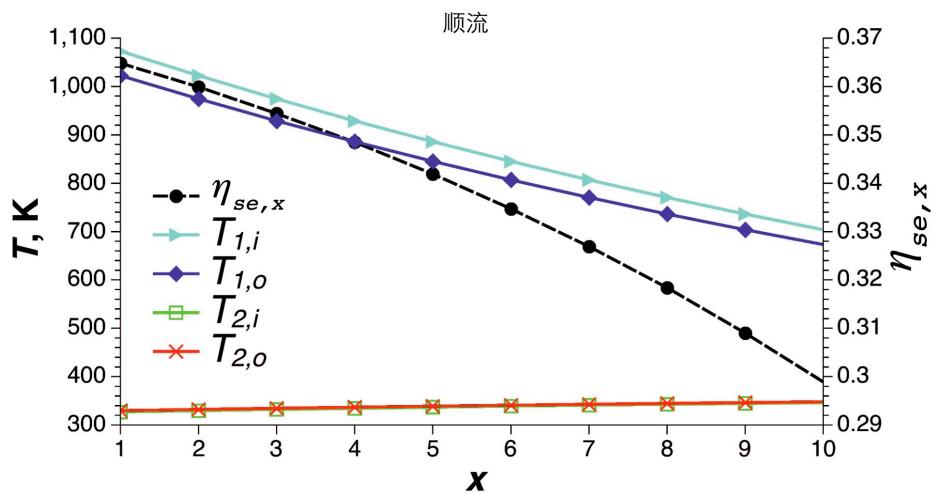


图 6-6 顺流时, 各斯特林机的效率及其进出口流体温度的拟合曲线图

可以发现, 相比于热流体温度变化量, 冷流体的温度增量非常小, 这是因为冷流体(水)具有大得多的热容量 mc_p 。这也使得两种流动方向的斯特林机组的性能差异很小。

表 6-4 斯特林机组采用不同流体流动方向时的模拟结果

x	顺流				逆流			
	$T_{1,i}$	$T_{2,i}$	P_{sea}	η_{sea}	$T_{1,i}$	$T_{2,i}$	P_{sea}	η_{sea}
	K	K	W	-	K	K	W	-
1	1073.15	327.17	5000	0.3648	1073.15	348.09	4867	0.3601
2	1022.38	329.80	4630	0.3599	1023.25	345.48	4541	0.3562
3	974.35	332.29	4280	0.3544	975.82	343.00	4230	0.3520
4	928.90	334.65	3949	0.3485	930.75	340.65	3934	0.3474
5	885.91	336.88	3635	0.3419	887.94	338.42	3654	0.3424
6	845.26	339.00	3338	0.3347	847.28	336.29	3387	0.3370
7	806.82	341.00	3057	0.3269	808.69	334.28	3134	0.3312
8	770.49	342.91	2792	0.3184	772.06	332.37	2894	0.3248
9	736.16	344.71	2541	0.3090	737.31	330.55	2666	0.3180
10	703.75	346.43	2304	0.2989	704.37	328.82	2450	0.3106

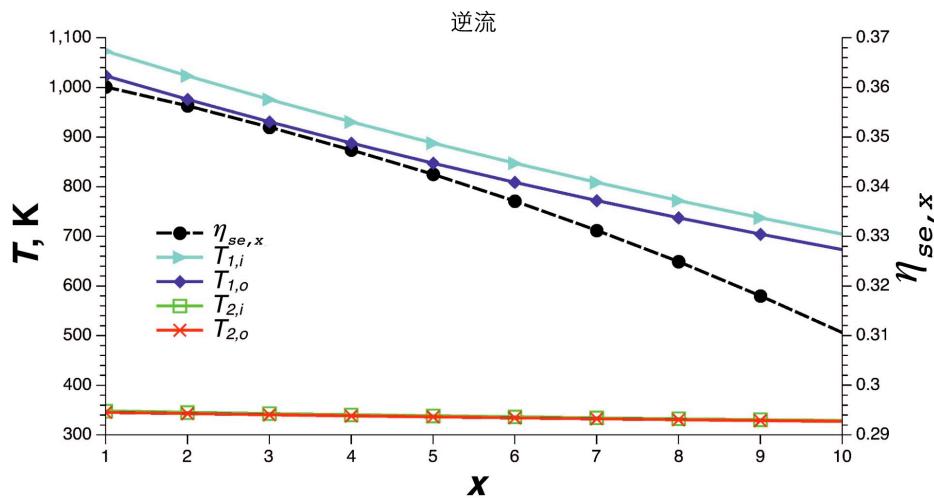


图 6-7 逆流时, 各斯特林机的效率及其进出口流体温度的拟合曲线图

为了更加清晰地找出两种流动方向的差异, 本文建立了简单的斯特林机组模型, 并进行了模拟分析。 $T_{1,i}$, $T_{1,o}$, $T_{2,i}$ 及 $q_{1,m}$ 设定为固定值, 并和梯级系统中的值相同。通过改变 $q_{2,m}$ 的值, 研究不同冷却水流量的条件下, 两种流动方向的斯特林机组的效

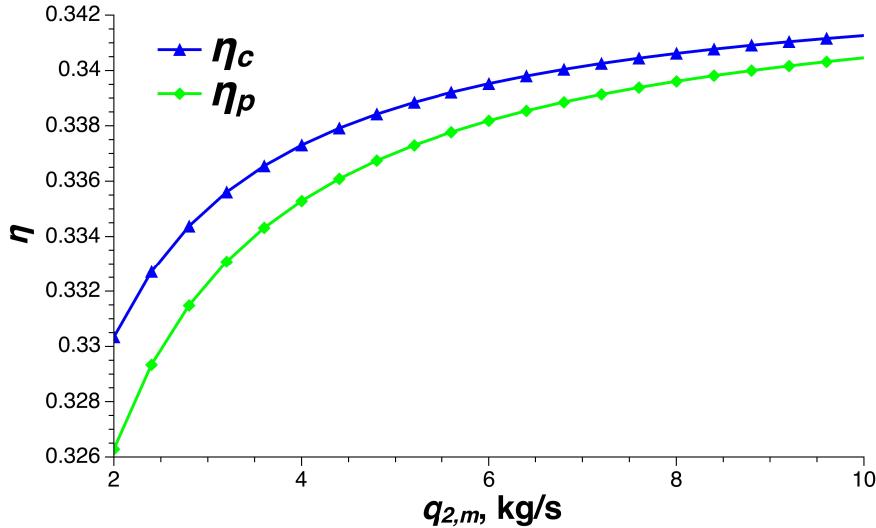


图 6-8 斯特林机组效率与冷却流体流量之间的曲线关系图

率(对应顺流和逆流, 分别为 η_p 和 η_c)。斯特林机组的效率曲线图如图 6-8 所示, 可以发现, 逆流方式具有比顺流方式更高的斯特林机组效率。但是, 随着 $q_{2,m}$ 的增大, 这种差异越来越小。

对于冷热流体的热容量 $m c_p$ 差别很大的系统, 这意味着一种流体流经斯特林机换热之后的温度变化量很小, 这时采用顺流和逆流对系统效率的影响很小。对于冷热流体的热容量相差不大的系统, 采用逆流方式将会获得更高的效率。

6.5 本章小结

本章选取了一种有效的典型梯级系统拓扑结构进行梯级系统性能评估。该梯级系统使用两种不同型式的集热器, 两种不同的热力循环, 实现了能量的梯级收集和梯级利用。

针对梯级系统的性能评估, 本章给出了梯级系统的评估指标——整体光电转换效率, 并提出了合适的独立系统进行对比分析。本文选取了合理的系统参数, 并利用太阳能光热发电系统建模方法对梯级系统和其对应的独立系统进行了建模仿真分析。

结果表明, 太阳法向直射强度是决定梯级系统是否具有更高效率的决定因素。同其对应的独立系统相比, 梯级系统在较高辐射强度的条件下($I_r > 550 \text{ W/m}^2$)具有更高的发电效率。当 $I_r = 900 \text{ W/m}^2$, $\eta_{diff} = 0.0228$ 时, 梯级系统相比其独立系统可以获得 $\eta_{diff} = 0.0228$ 的效率提升。此外, 增加斯特林机组的发电比例也是增大梯级系统

发电效率提升的方法之一。本章还考虑了冷热流体流动方向对梯级系统的影响。分析表明,对于冷热流体热容量相差不大的情况,采用逆流方式是最佳的选择方案。

7 太阳能梯级发电实验台的建设及实验研究

本文建立了槽式集热器和碟式集热器的机理模型。在假定整体传热系数沿着集热器长度方向均匀分布的条件下,建立了传热流体温升与太阳法向直射强度、集热器长度、传热流体流量、环境温度、传热流体入口温度等因素之间的关系式,得出了槽式集热器的热效率计算公式。还详细分析了碟式接收器的各种能量损失,建立了详细的热网络模型。通过使用各种经典的传热公式,求解了热网络模型中各节点温度值,并得到了碟式集热器的热效率计算公式。

为了更加深入地理解太阳能光热发电系统,也为了对所提出的部件模型进行验证分析和误差分析,建立了包括太阳能槽式集热器、太阳能碟式集热器、有机工质朗肯循环系统(ORC 系统)的太阳能聚光集热实验台。该实验台的建立为后续太阳能梯级集热系统的完善提供了良好的基础。

7.1 太阳能聚光集热实验台结构

太阳能聚光集热实验台的结构示意图如图 7-1 所示。不同的流体构建了三个回路,包括空气回路、油回路和有机工质回路。在空气回路中,环境中的空气首先在空气压缩机中被加压,再被送到碟式集热器中实现高温集热,经过空气-油换热器将获得的热量提供给朗肯循环,再经过冷却系统排至环境中。此外,空气回路还设有加热器支路,可以将空气预热之后再送入碟式集热器中,以便于研究不同空气入口温度对碟式集热器热效率的影响。在油回路中,导热油先被槽式集热器加热,然后流入空气-油换热器吸收热空气提供的热量,接着流入 ORC 系统的蒸发器,为朗肯循环提供热量后再经油泵回到槽式集热器。此外,油回路还设有加热器支路,可以将导热油再次加热之后送入 ORC 系统。利用此加热器支路,可以将导热油加热至指定温度,为 ORC 系统提供温度稳定的热源。在有机工质回路中,有机工质流体在蒸发器中吸收热量,变成蒸气,进入有机工质汽轮机膨胀做功,接着流入回热器回收部分热能,然后通过有机工质泵回到蒸发器。

接下来详细介绍太阳能聚光集热实验台的重要设备。

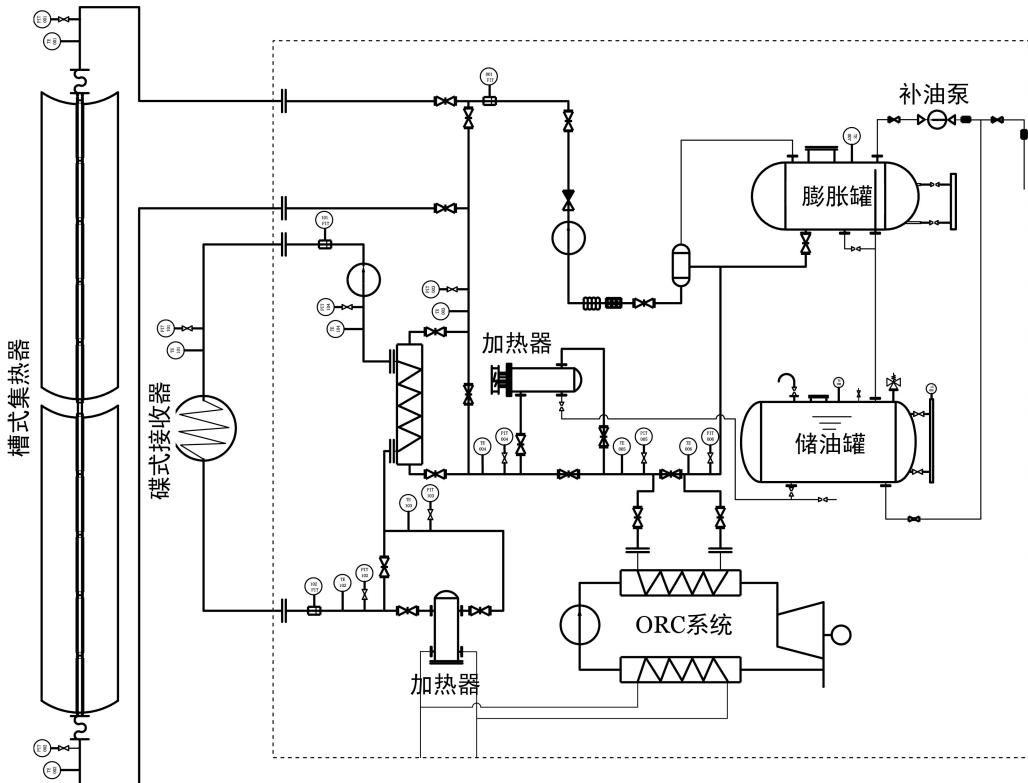


图 7-1 太阳能聚光集热实验台的结构示意图

7.1.1 碟式集热器

受限于实验台的土地, 碟式集热器沿东西方向布置。它由槽式反射镜、接收器和支架组成, 其实物图如图 7-2 所示。槽式反射镜长 20 m, 宽 2.55 m。接收器采用的是北京桑普公司的 SEIDO-I 系列产品, 它由黑色的金属吸热管和透明的玻璃管组成, 二者之间抽成真空以减少散热损失。玻璃管的外径为 0.11 m, 内径为 0.106 m, 金属管的外径为 0.038 m, 内径为 0.035 m。金属和玻璃采用溶封(火封)连接, 玻璃管和金属管之间起始真空度在 0.05 Pa 左右, 真空管内设有消气剂以保持管内真空度。支架用于支撑反射镜和接收器, 其结构足以抵御市内的大风、雷电及雨雪等恶劣天气。槽式系统采用单轴跟踪系统, 水平回转角度为 -85° 至 $+175^{\circ}$, 能够运算太阳轨迹, 并进行实时跟踪。此外, 除了自动跟踪模式以外, 跟踪系统还提供了手动模式, 控制柜中的控制按钮可以方便地将集热器调整到指定方位。跟踪系统还提供了意外事故发生时系统自动切换至自动保护的功能。整个槽式集热器系统装置的转动, 定位和连接等机械结构简单可靠, 便于安装, 拆装和运输, 运行和维护方便, 能够连续 24 小时稳定工作。

槽式集热器选用长城润滑油 L-QD350 合成型导热油作为传热介质, 其典型参数

由商家提供。

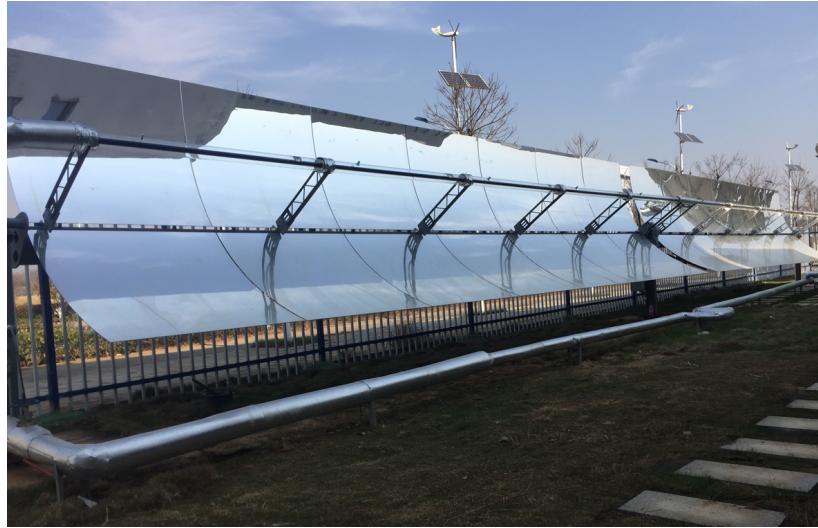


图 7-2 实验台的槽式集热器

7.1.2 碟式集热器

碟式集热器的实物图如图 7-3 所示, 其镜面由多块弯曲成型的玻璃反射面组成。当集热器开口正对太阳时, 每块玻璃反射面都将入射光线反射到集热器的焦点处。集热器的焦点处放置有自行设计的接收器, 如图 7-3 的右上角所示。碟式集热器的各重要参数见表 7-1。碟式集热器采用 YYGN-GR-1A 型双轴跟踪系统, 该跟踪系统同时采

表 7-1 碟式集热器的重要参数列表

参数	值	参数	值	参数	值
d_{cav}	0.45 m	ϵ_{insu}	0.6	θ_{dc}	20°
δ_{insu}	0.11 m	α_{cav}	0.87	γ	0.97
l_{cav}	0.45 m	δ_a	0.002 m	$\eta_{shading}$	1
d_{ap}	0.25 m	$d_{i,1}$	0.07 m	ρ	0.91
λ_{insu}	0.06 W/(m · K)	A_{dc}	23.3 m ²		

用算法跟踪和传感器跟踪。除了自动跟踪功能外, 该跟踪系统还提供了手动调整集热器朝向的功能。通常在进行聚焦工作时, 先启用手动模式, 将集热器粗略调整至朝向

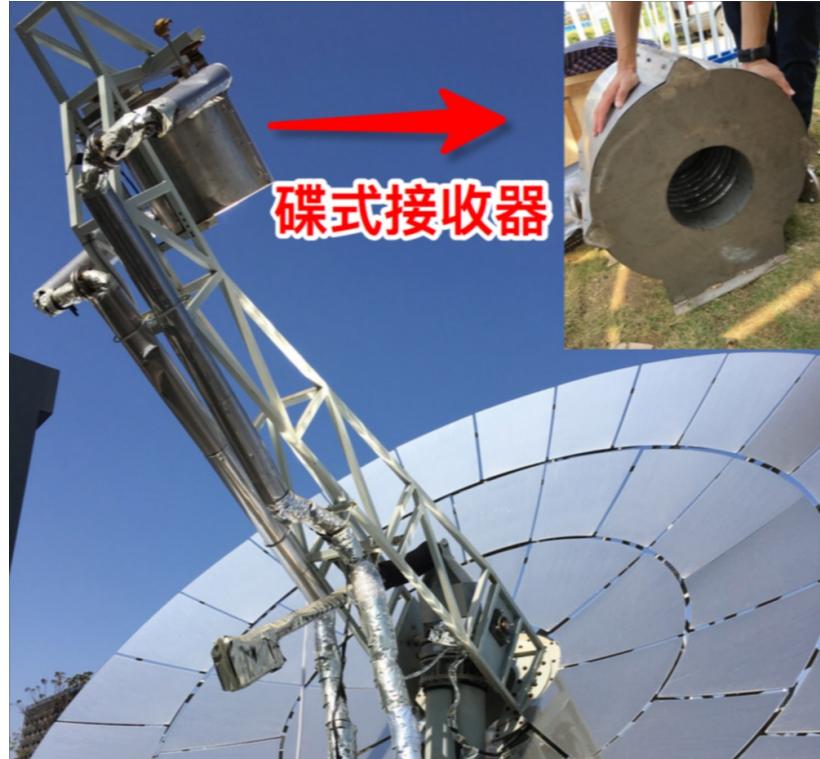


图 7-3 实验台的碟式集热器

太阳的方向,然后再启用自动模式,利用传感器精确对准太阳,并启用跟踪算法,实现连续精确地跟踪太阳。这为碟式集热器提供了非常精确的跟踪方式,其误差小于 0.2° ,且没有累积误差。

碟式集热器的控制柜提供了机械电气等控制功能。它还提供了对环境风速的实时监测结果,可以设定极限风速。当环境风速达到设定的极限风速时,系统将启用保护动作,将碟式集热器旋转至安全角度(朝向天顶)。

7.1.3 有机工质朗肯循环系统

ORC 系统选用的是法国公司 Enogia 的产品,整个 ORC 系统放置在长 1.2 m,宽 0.8 m,高 1.7 m 的钢架结构中,其系统结构示意图和实物图分别如图 7-4 和图 7-5 所示,ORC 系统由汽轮机、发电机、回热器、凝汽器、缓冲罐、泵、蒸发器、控制柜、润滑冷却系统等部件组成。

ORC 系统采用导热油作为热源,采用自来水作为冷源。在额定工况下,导热油的入口温度为 180°C ,出口温度为 160°C ,质量流量为 0.44 kg/s 。冷却水的入口温度为 30°C ,质量流量为 0.83 kg/s 。额定工况的输出功率为 1.5 kW 。

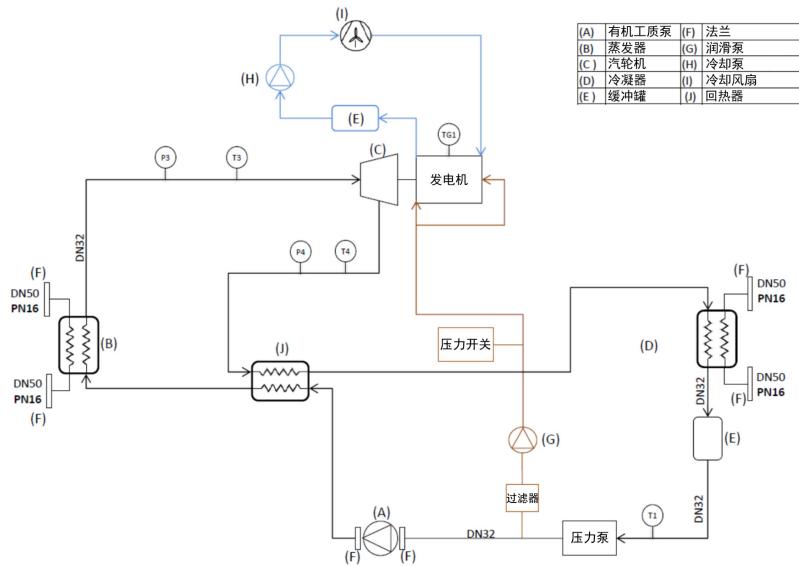


图 7-4 ORC 系统结构示意图

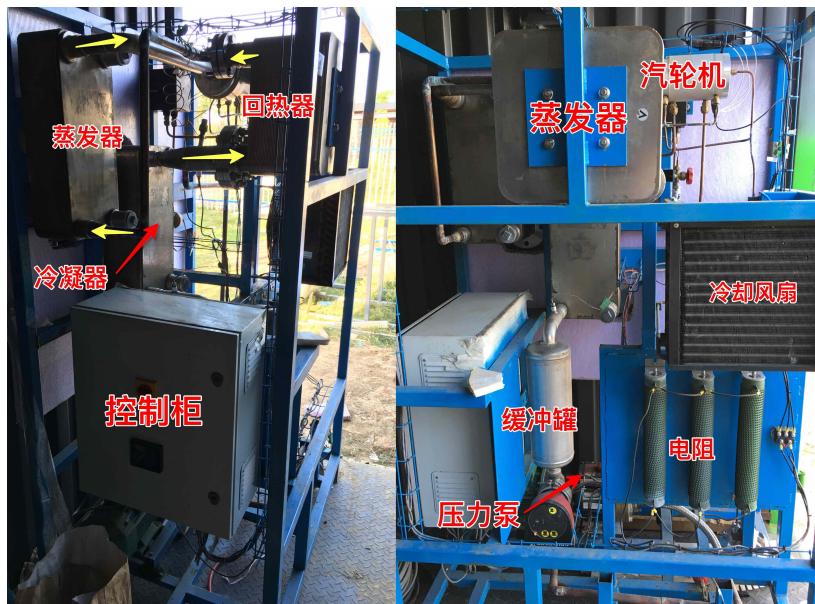


图 7-5 ORC 系统实物图

控制柜提供了触摸屏来控制 ORC 系统，控制柜提供了自动模式和手动模式。在自动模式下，所有的启动工作和关停工作都由程序设定自行完成，系统根据当前热源和冷源的情况自行调整输出功率。在手动模式下，可以手动调节系统运行参数，如有机工质泵的频率，来对系统进行精确调节。



图 7-6 ORC 系统控制柜的操作界面

需要指出的是,由于 ORC 系统在运输和存放过程中,汽轮机末端轴承产生了损伤。ORC 系统不能连续稳定运行,需要待更换轴承后再进行相关实验工作。

7.1.4 管道系统

管道系统提供了流体流动和换热的基础。此外,它还铺设了保温层以减少热流体的对环境的散热。管道中布置了测量仪表、泵、阀门、罐体及加热器等器件来维持系统正常有序地运行。

太阳能聚光集热实验台采用了两个加热器来调节流体(空气和导热油)的温度,以满足实验的要求。两个加热器都可以通过改变功率来维持其出口流体温度的稳定。此外,当太阳辐射强度不够高时,可以启用加热器辅助加热,实现 ORC 系统的正常运行。

7.2 集热器性能测试实验

为了测试实验台的性能并验证本文建立的部件模型,进行了相关的实验操作。

7.2.1 槽式集热器实验

7.2.1.1 实验目的

槽式集热器实验的目的是研究太阳法向直射强度,传热流体流量,入口温度对槽式集热器热性能的影响,并验证第 3.1.1 小节所建立的槽式集热器模型。

7.2.1.2 实验步骤

实验步骤分为以下几步：

- (1) 完成准备工作。确保所有部件和仪表都正确连接，并可以正常工作。
- (2) 初始化太阳能辐射仪。调整太阳能辐射仪的方向来获取太阳法向直射强度的数值，确保穿过辐射仪孔道的阳光落在校准位置。
- (3) 打开油回路的阀门，并开启油泵。
- (4) 打开槽式集热器跟踪系统的马达。同步跟踪系统的时间，并开启自动模式，让槽式系统自动对向太阳，并开始跟踪。
- (5) 调整槽式系统参数来满足设计工况要求。当实验数据稳定后，记录并保存数据收集系统采集到的实验数据。
- (6) 当所有设计工况测试完毕后，结束实验。
- (7) 复位槽式集热器。在系统控制界面将槽式集热器调整至其开口水平的状态，关闭马达。
- (8) 关闭油泵。

7.2.1.3 实验设计工况

考虑到太阳法向直射强度在晴天具有不可控性和相对连续性，当以太阳法向直射强度为控制变量时，其值不能控制为设计值，而应该为实测值。当需要固定太阳法向直射强度时，应该尽量控制实验的总时间，以减少太阳法向直射强度变化带来的影响。

表 7-2 中，工况 1 到工况 10 分别在一天或数天间的不同时间点完成。工况 11 到工况 15 的实验要求在半个小时之内完成。需要指出的是，当以入口油温为考察变量时，仅仅设计了 5 个温度相差不大的工况（工况 16 到工况 20）进行实验。这是由于通过加热器提升油温的速度较慢，为了保证太阳辐射强度基本不变，所以各工况入口油温设计值差别不大。这 5 个工况的实验要求在一个小时之内完成。

7.2.1.4 数据处理方法

商家给定的导热油的比热容的数据为：当 $T = 373.15 \text{ K}$ 时， $c_p = 2.44 \times 10^3 \text{ J/(kg} \cdot \text{K)}$ ；当 $T = 473.15 \text{ K}$ 时， $c_p = 2.88 \times 10^3 \text{ J/(kg} \cdot \text{K)}$ 。本文假定导热油的比热容与温度成线性关系，采用线性插值法，则有 $c_p = aT + b$ ，其中 $a = 4.4 \text{ J/(kg} \cdot \text{K}^2)$ ， $b = 798.14 \text{ J/(kg} \cdot \text{K)}$ 。

$$\text{导热油吸收的热量 } Q_{abs} = \int_{T=T_i}^{T=T_o} \dot{m} c_p dT = \frac{1}{2} a(T_o^2 - T_i^2) \dot{m} + b(T_o - T_i) \dot{m}.$$

表 7-2 太阳能槽式系统的设计工况

工况编号	$I_r(\text{W/m}^2)$	流量(kg/s)	入口油温(K)
1-10	实测值	0.2	433.2
11	实测值	0.1	433.2
12	实测值	0.2	433.2
13	实测值	0.3	433.2
14	实测值	0.4	433.2
15	实测值	0.5	433.2
16	实测值	0.2	413.2
17	实测值	0.2	423.2
18	实测值	0.2	433.2
19	实测值	0.2	443.2
20	实测值	0.2	453.2

槽式集热器的集热效率

$$\eta_{tc} = \frac{Q_{abs}}{I_r w_{tc} L_{tc}} \quad (7-1)$$

为了验证本文建立的槽式集热器的模型的正确性,需要检查式 3-4。在模型中,

$$\tilde{T}_o = T_{amb} + \frac{q''}{U(T_{abs})} + \exp\left(-\frac{U(T_{abs})\pi d_o L}{\dot{m}\tilde{c}_p}\right)(T_i - T_{amb} - \frac{q''}{U(T_{abs})}) \quad (7-2)$$

其中, T_{abs} 用 $(T_i + T_o)/2$ 代替 (T_i 和 T_o 分别采用测量的入口油温和出口油温), \tilde{c}_p 是用 $(T_i + T_o)/2$ 得到的平均比热容。 $U(T_{abs})$ 由下式得到^[109]:

$$U(T_{abs}) = 0.687257 + 0.001941(T_{abs} - T_{amb}) + 0.000026(T_{abs} - T_{amb})^2 \quad (7-3)$$

$$q'' = \frac{I_r w_{tc} \rho \gamma \tau F_e K(\theta)}{\pi d_o} \quad (7-4)$$

$$K(\theta) = \cos \theta + 0.000884\theta - 0.00005369\theta^2 \quad (7-5)$$

$$\widetilde{\eta}_{tc} = \frac{\dot{m}\tilde{c}_p(\tilde{T}_o - T_i)}{I_r w_{tc} L_{tc}} \quad (7-6)$$

于是模拟得到的集热器的效率值 $\widetilde{\eta}_{tc}$ 可以同式 7-1 得到的实验值 η_{tc} 进行比较。

7.2.2 碟式集热器实验

7.2.2.1 实验目的

碟式集热器实验的目的是研究太阳法向直射强度,传热流体流量,入口温度对碟式集热器热性能的影响,并验证第 3.1.2 小节所建立的碟式集热器模型。

7.2.2.2 实验步骤

实验步骤分为以下几步:

- (1) 完成准备工作。确保所有部件和仪表都正确连接,并可以正常工作。
- (2) 初始化太阳能辐射仪。调整太阳能辐射仪的方向来获取太阳法向直射强度的数值,确保穿过辐射仪孔道的杨过落在校准位置。
- (3) 打开水冷系统。
- (4) 打开空气回路的入口阀门和开口阀门,再打开空气压缩机。
- (5) 使用手动模式将集热器转动至朝向太阳,再切换至自动模式,让集热器实现自动调整跟踪。
- (6) 调整碟式系统参数来满足设计工况要求。当实验数据稳定后,记录并保存数据采集系统采集到的实验数据。
- (7) 当所有设计工况测试完毕后,结束实验。
- (8) 复位碟式集热器。将集热器切换至手动模式,手动将借热器调整至朝向天顶的方向。依次关闭空气压缩机,空气回路入口阀门和出口阀门,水冷系统。

7.2.2.3 实验设计工况

表 7-3 中,工况 1 到工况 10 分别在一天或数天间的不同时间点完成。工况 11 到工况 15 的实验要求在半个小时之内完成。工况 16 到工况 20 的实验要求在一个小时之内完成。

7.2.2.4 数据处理方法

已知压力($p = 4 \times 10^5 \text{ Pa}$)和测量的温度值,可以得到空气的入口焓 h_i 和出口焓 h_o 。

空气吸收的热量 $Q_{abs} = \dot{m}(h_o - h_i)$ 。

碟式集热器的集热效率 $\eta_{dc} = \frac{Q_{abs}}{I_r A_{dc}}$ 。

表 7-3 太阳能碟式系统的设计工况

工况编号	$I_r(\text{W/m}^2)$	流量(kg/s)	入口温度(K)
1-10	实测值	0.03	423.2
11	实测值	0.01	423.2
12	实测值	0.02	423.2
13	实测值	0.03	423.2
14	实测值	0.04	423.2
15	实测值	0.05	423.2
16	实测值	0.03	383.2
17	实测值	0.03	403.2
18	实测值	0.03	423.2
19	实测值	0.03	443.2
20	实测值	0.03	463.2

为了验证本文建立的碟式集热器的模型的正确性,求解第 3.1.2 小节建立的碟式接收器的热网络模型(见图 3-4)。通过求解该热网络模型,可以得到空气吸收的热量 $Q_{dr,1}$ 。

则模拟所得的碟式集热器的集热效率为 $\tilde{\eta}_{dc} = \frac{Q_{dr,1}}{I_r A_{dc}}$ 。

7.3 实验结果分析

7.3.1 槽式集热器实验结果分析

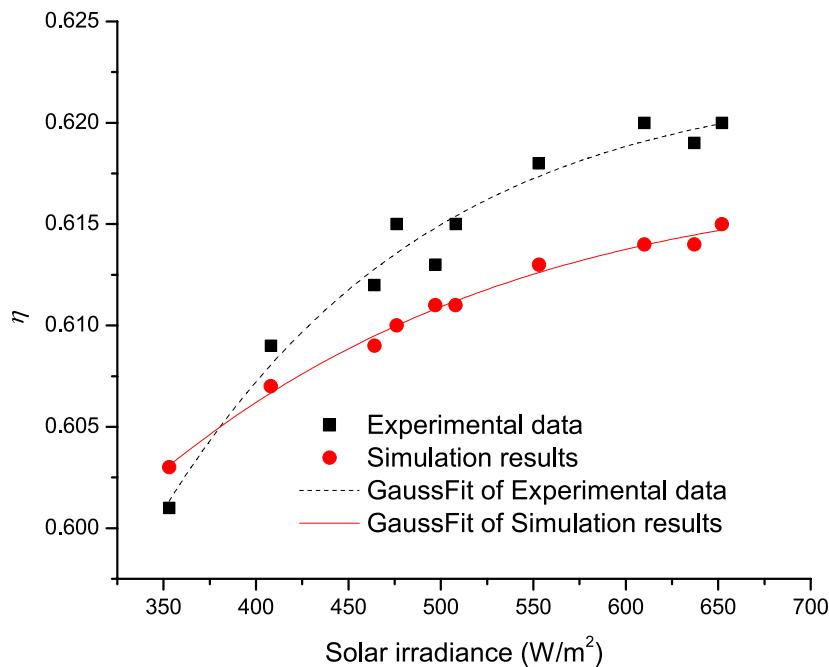
7.3.1.1 法向直射强度 I_r 的影响

工况 1 到工况 10 的实验结果如表 7-4 所示。需要指出的是,由于太阳能辐射强度的不可控性和多变性,表中太阳法向直射强度 I_r 的实测值分布并不均匀。 I_r 对集热器效率的影响曲线见图 7-7。图中还显示了模型计算的结果。模型所采用的参数和实验参数相同。

可以发现,实验数据和模拟结果具有相同的变化趋势,即槽式集热器的集热效率随着 I_r 的增加而升高。模拟结果与实验数据的误差很小(相对误差小于 1%),但随着 I_r 的增加,误差会有所增大。

表 7-4 槽式集热器在工况 1 到工况 10 条件下的实验结果

工况编号	I_r (W/m ²)	\dot{m} (kg/s)	T_i (K)	T_o (K)	T_{amb} (K)
1	353	0.2	433.2	452.9	277.8
2	408	0.2	433.2	456.2	278.0
3	464	0.2	433.2	459.4	278.2
4	476	0.2	433.2	460.2	278.4
5	497	0.2	433.2	461.3	278.4
6	508	0.2	433.2	462.0	278.6
7	553	0.2	433.2	464.6	278.6
8	610	0.2	433.2	467.9	278.8
9	637	0.2	433.2	469.3	278.8
10	652	0.2	433.2	470.2	278.9

图 7-7 法向直射强度 I_r 对槽式集热器效率的影响

7.3.1.2 导热油质量流量 \dot{m} 的影响

工况 11 到工况 15 的实验结果如表 7-5 所示。这些数据点都在半个小时内完成采集，以减小太阳辐射变化带来的影响。导热油质量流量对集热器集热效率的影响曲线

表 7-5 槽式集热器在工况 11 到工况 15 条件下的实验结果

工况编号	I_r (W/m ²)	\dot{m} (kg/s)	T_i (K)	T_o (K)	T_{amb} (K)
11	612	0.1	433.2	501.0	286.3
12	615	0.2	433.2	468.2	286.4
13	615	0.3	433.2	456.7	286.6
14	614	0.4	433.2	451.2	286.7
15	612	0.5	433.2	447.6	286.7

见图 7-8。

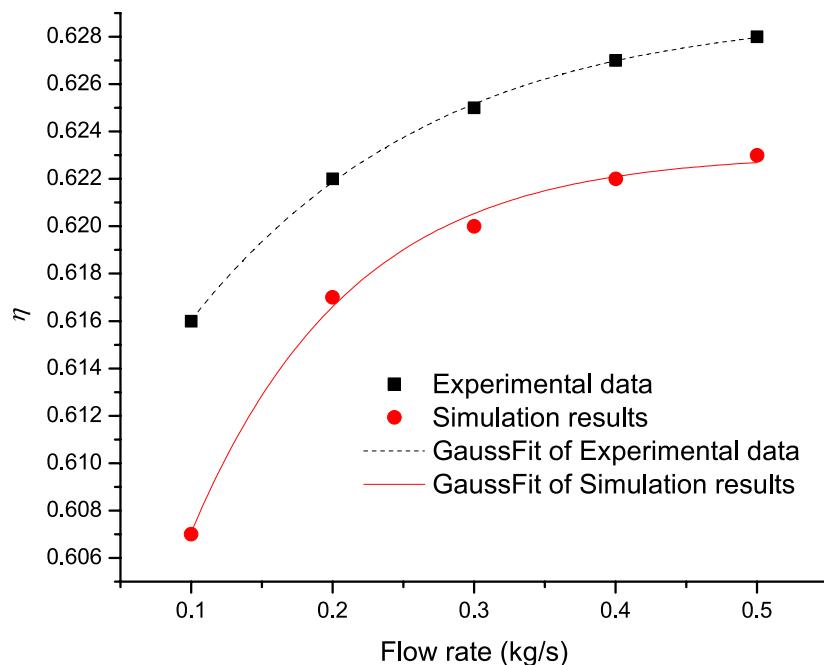


图 7-8 导热油流量对槽式集热器效率的影响

可以发现,实验数据和模拟结果具有相同的变化趋势,即槽式集热器的集热效率随着传热流体流量的增加而升高。这是因为,更大的流量将从吸热器带走更多的热量,导致更低的吸热器温度分布,进而使散热损失减小。模拟结果与实验数据存在较小的偏差(相对误差在 0.4% 到 0.9% 之间),模拟结果所得的集热效率要低于相应的实验数据得到的集热效率。这是由于模拟过程所采用的整体传热系数公式(见式 7-3)适用于 LS-3 型的接收器,而对本实验所采用的集热器并不是很适合。未来可以获得

更多的实验数据来修正此公式,使其更加适用于本实验台的 SEIDO-I 型接收器。

7.3.1.3 入口油温 T_i 的影响

表 7-6 槽式集热器在工况 16 到工况 20 条件下的实验结果

工况编号	I_r (W/m ²)	\dot{m} (kg/s)	T_i (K)	T_o (K)	T_{amb} (K)
16	616	0.2	413.2	449.7	289.5
17	614	0.2	423.2	458.8	288.3
18	610	0.2	433.2	467.9	288.7
19	618	0.2	443.2	477.7	288.9
20	615	0.2	453.2	486.8	286.3

工况 16 到工况 20 的实验结果如表 7-6 所示。导热油入口温度对槽式集热器集热效率的影响曲线见图 7-9。

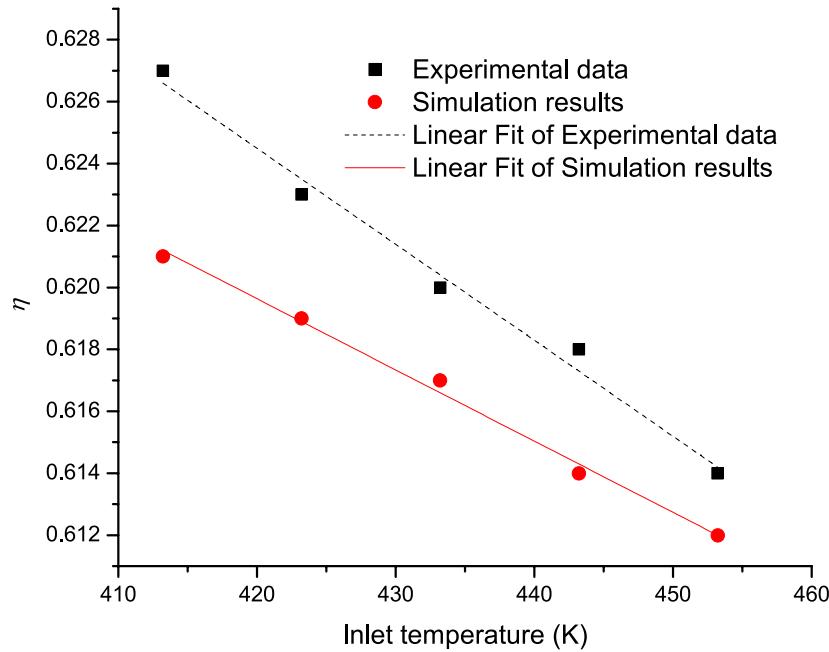


图 7-9 入口油温对槽式集热器效率的影响

可以发现,实验数据和模拟结果具有相同的变化趋势,即槽式集热器的集热效率随着导热油入口温度的提高而降低。这是因为,更高的入口油温将导致更高的吸热器

温度分布，并由此带来更多的散热损失。模拟结果和实验数据算得的集热效率之间存在较小的偏差(0.7% 到 1.5%)，模拟结果的效率要低于相应的实验数据得到的集热效率。这同样可以用整体传热系数不适用来解释。

7.3.2 碟式集热器实验结果分析

7.3.2.1 法向直射强度 I_r 的影响

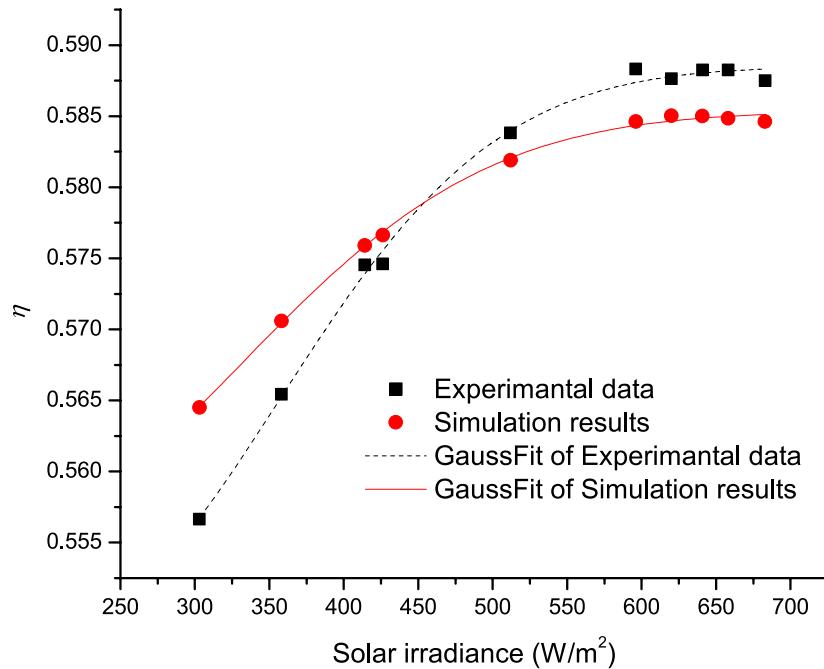
表 7-7 碟式集热器在工况 1 到工况 10 条件下的实验结果

工况编号	I_r (W/m ²)	\dot{m} (kg/s)	T_i (K)	T_o (K)	T_{amb} (K)
1	303	0.03	423.2	552.1	282.1
2	358	0.03	423.2	576.4	282.5
3	414	0.03	423.2	602.3	283.2
4	426	0.03	423.2	607.5	283.4
5	512	0.03	423.2	646.0	285.0
6	596	0.03	423.2	682.7	287.4
7	620	0.03	423.2	692.4	289.2
8	641	0.03	423.2	701.5	289.5
9	658	0.03	423.2	708.7	289.4
10	683	0.03	423.2	719.4	289.5

工况 1 到工况 10 的实验结果如表 7-7 所示。太阳法向直射强度 I_r 对集热器效率的影响曲线如图 7-10 所示。图中还显示了模拟计算的结果。模型所采用的参数和实验参数相同。

可以发现，实验数据和模拟结果具有相同的变化趋势，即碟式集热器的集热效率存在极值。当 I_r 小于 600 W/m² 时，碟式集热器的集热效率随着 I_r 的增加而升高；当 I_r 大于 600 W/m² 时，碟式集热器的集热效率随着 I_r 的增加而下降。这是由于，较高的辐射强度将会增加接收器的内腔温度，进而带来更多的辐射损失，而由于辐射损失与内腔温度的四次方成正比，所以随着辐射强度的增加，集热器的热效率反而下降。模拟结果和实验数据之间的差异可以认为是接收器的绝热措施不够导致的，实验测得的绝热层外壁温度高于热网络结构图算得的温度也验证了这一点。

为了更加清晰地表明更高的辐射强度对碟式集热器的影响，利用碟式集热器模

图 7-10 法向直射强度 I_r 对碟式集热器效率的影响

型对碟式集热器进行了更高辐射强度条件下的模拟分析。模拟的参数为:入口空气温度为 423.2 K, 流量为 0.03 kg/s, 环境温度为 283.2 K, 环境风速为 0.4 m/s。模拟结果如图 7-11 所示。从图中可以发现,对于给定的集热器,存在最佳 I_r ,使得集热器获得最大集热效率。本实验条件下,碟式集热器的最佳 I_r 约为 600 W/m²。

7.3.2.2 质量流量 \dot{m} 的影响

表 7-8 碟式集热器在工况 11 到工况 15 条件下的实验结果

工况编号	I_r (W/m^2)	\dot{m} (kg/s)	T_i (K)	T_o (K)	T_{amb} (K)
11	613	0.01	423.2	950.7	286.3
12	615	0.02	423.2	783.9	286.4
13	616	0.03	423.2	691.8	286.6
14	614	0.04	423.2	634.9	286.7
15	613	0.05	423.2	597.8	286.7

工况 11 到工况 15 的实验结果如表 7-8 所示。这些数据点都在半个小时以内完成

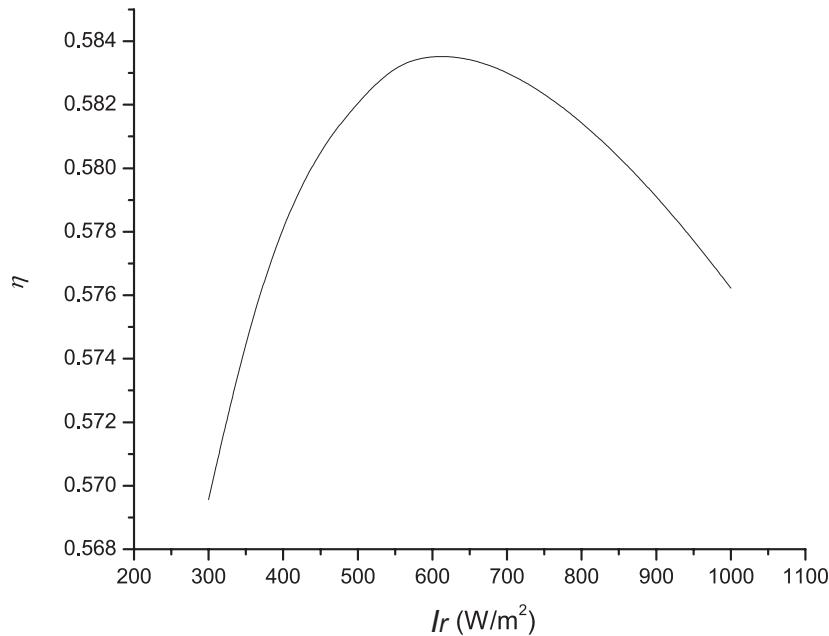


图 7-11 法向直射强度 I_r 与碟式集热器集热效率之间的模拟结果曲线图

采集,以减小太阳辐射变化带来的影响。空气流量对槽式集热器集热效率的影响曲线见图 7-12。

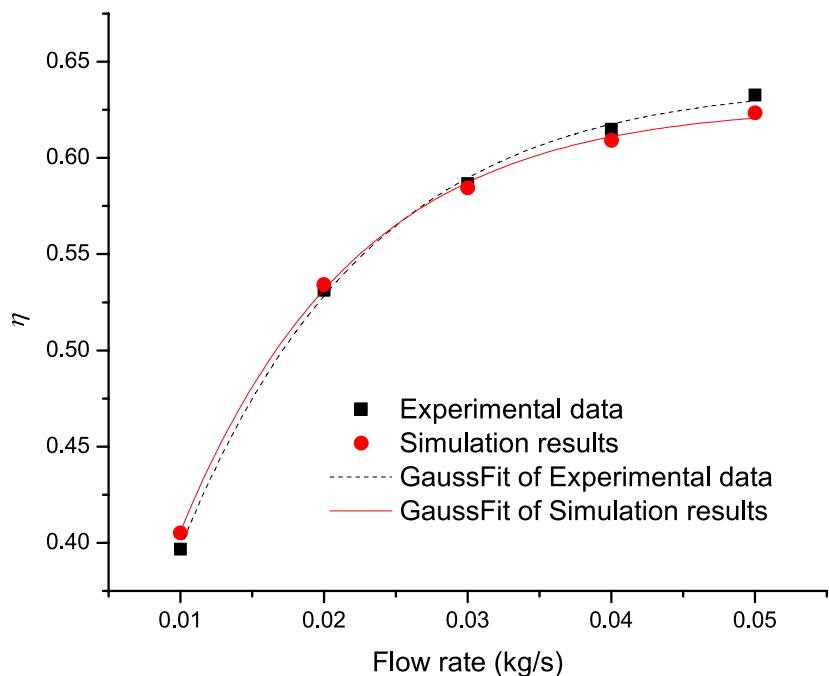


图 7-12 空气流量对碟式集热器效率的影响

可以发现,实验数据和模拟结果具有相同的变化趋势,即碟式集热器的集热效率随着空气流量的增加而增加。这是因为,更大的流量将从接收器带走更多的热量,导致更低的接收器温度分布,进而使散热损失减少。模拟结果和实验数据符合的很好。

7.3.2.3 入口温度 T_i 的影响

表 7-9 碟式集热器在工况 16 到工况 20 条件下的实验结果

工况编号	I_r (W/m ²)	\dot{m} (kg/s)	T_i (K)	T_o (K)	T_{amb} (K)
16	616	0.03	383.2	661.9	289.0
17	615	0.03	403.2	676.4	288.8
18	612	0.03	423.2	690.6	288.8
19	617	0.03	443.2	707.8	288.9
20	615	0.03	463.2	722.2	288.9

工况 16 到工况 20 的实验结果如表 7-9 所示。空气入口温度对碟式集热器效率的影响曲线如图 7-13 所示。

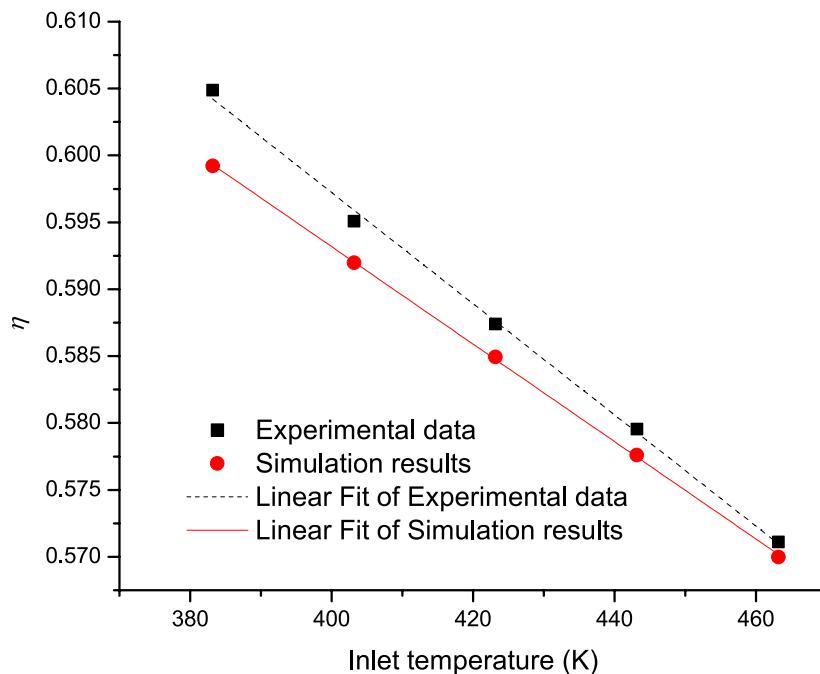


图 7-13 空气的入口温度对碟式集热器效率的影响

可以发现,实验数据和模拟结果具有相同的变化趋势,即碟式集热器的集热效率随着空气入口温度的提高而降低。这是因为,更高的空气入口温度将导致更高的接收器温度分布,并由此带来更多的散热损失。模拟结果和实验数据符合的很好。

7.3.3 实验总结

通过对实验数据和模拟结果的分析,可以发现:

- (1) 在不同测试参数下,模拟结果都与实验数据具有相同的变化趋势。更高的传热流体流量带来更高的集热效率,更高的传热流体入口温度导致更低的集热效率。
- (2) 对于给定的碟式集热器,存在最佳的太阳法向直射强度使集热器获得最高的集热效率。
- (3) 槽式集热器模拟结果和实验数据之间的差异表明模型所用的整体传热系数和实验台所采用的集热器的整体传热系数存在差异,可以通过更多的实验数据来修改公式,使模拟结果更加精确。
- (4) 碟式集热器模拟结果和实验数据之间的差异表明需要检查并加强碟式集热器的绝热措施。

7.4 本章小结

太阳能聚光集热实验台的建立是太阳能梯级系统的建设工作的良好开端。本章简要介绍了实验台的部件和各回路。依据太阳辐射的特点,专门设计了特殊的实验工况来研究不同参数对槽式集热器和碟式集热器的集热效率的影响。明确了实验目的,设计了实验方案,安排了实验步骤,并进行了相关的实验,获得了相关的实验数据。

研究了太阳法向直射强度,传热流体流量,入口温度对集热器性能的影响,并对建立的槽式集热器模型和碟式集热器模型进行了验证分析。需要指出的是,由于实验台并不具备测量各集热器光学效率的能力,且本文建立的集热器模型中光学效率的各参数都是常数值,所以本章所建立的模型的光学效率是人为设定的常数值。这些集热器的光学效率有待在未来的研究工作中进行测量分析。

实验结果表明,本文所建立的槽式集热器模型和碟式集热器模型具有和实验结果相同的变化趋势,且其模拟结果的相对误差较小。

8 总结与展望

8.1 总结

考虑到现有太阳能光热发电技术的优缺点,本文提出,组建并优化太阳能梯级集热发电系统,为大规模低成本高效率利用太阳能光热发电技术提供新的可行方案。本文的研究内容和相关贡献主要有如下几点:

(1) 提出了有效的太阳能梯级集热发电的拓扑结构。通过分析太阳能光热发电系统中各部件的热力学特征及其运行参数,本文系统性地分析了太阳能梯级集热发电系统设计中的各种技术方案,并针对这些方案逐个进行了深入的研究。经过分析和排除,确定了两种有效的太阳能梯级集热发电的拓扑结构。这两种拓扑结构中,同时采用了多种集热器和多个热力循环,以实现能量的梯级收集和梯级利用。在一种拓扑结构中,同时选用朗肯循环和斯特林循环用于发电,利用朗肯循环的凝结液来冷却斯特林机,以回收利用斯特林循环放出的热量。在另一种拓扑结构中,采用多级有机工质朗肯循环的方式,顶部循环的凝结热被底部循环吸收用于发电。

(2) 建立了太阳能光热发电系统中各部件的机理模型。本文详细介绍了太阳能光热发电系统中关键部件的建模研究,包括:槽式集热器、碟式集热器、斯特林机、蒸汽发生系统、朗肯循环子系统等的机理建模研究。各部件的机理模型是由经典理论所证实的或是经过合理简化假设并被大量实验数据所验证的。

针对槽式集热器,进行了整体换热系数沿焦线方向均匀一致的假设,通过对集热器的热力学分析,得到了计算集热器效率的简化方程,建立了槽式集热器的机理模型,并利用实验所得的数据对模型进行了验证。

针对碟式集热器,建立了碟式接收器的热网络模型,通过对模型各项热损失的分析计算,建立了碟式集热器的机理模型,并利用实验所得的数据对模型进行了验证。

针对斯特林机,基于合理的简化和假设,建立了考虑多种不可逆因素和热损失的模型,并经过对 GPU-3 型斯特林机的模拟,同经典斯特林机模型和实验数据进行了对比分析。

(3) 开发了具有自主计算机知识产权的太阳能光热发电系统设计软件,并创建了太阳能光热梯级集热发电系统的模型。太阳能光热发电系统建模设计软件采用面向对象的方式,利用自底向上的设计方法,按照设备-子系统-全系统的顺序,利用部件的机理模型,组建太阳能光热发电系统。所建立的模型具有易于搭建,结构清晰,便于替

换或改进部件等优点。

(4) 针对斯特林机组的排列方式进行了优化工作。斯特林机组的排列方式对梯级系统的性能有很大的影响,为了研究并优化斯特林机组的排列方式,本文依据斯特林机的工作特性,提出了五种基本的斯特林机组排列方式,并对这五种排列方式进行了建模仿真分析。通过分析不同运行参数的影响,得出了串联连接的斯特林机组具有最佳性能和最佳健壮性的结论。

(5) 针对蒸汽发生系统进行了优化工作。针对传统槽式太阳能电厂的蒸汽发生系统存在较大熵损的缺点,提出了新的分段加热系统。并通过系统建模仿真,对传统蒸汽发生系统和分段加热系统进行了对比分析。结果表明,分段加热系统可以有效降低蒸汽发生过程中的传热温差,进而减少传热过程中产生的熵损,同时提高太阳能场的集热效率。与传统的蒸汽发生系统相比,本文给出的三种不同分段加热系统方案可使蒸汽发生过程的熵损失减少 14.3% 到 76.7%,太阳能场的集热效率也会提高 0.9% 到 3.6%。

(6) 针对太阳能梯级集热发电系统建立了对应的独立系统,并对二者进行了多种参数影响下的对比分析。本文提出了梯级系统的性能评估方法和对应独立系统的选取方案,建立了梯级系统及其对应独立系统的模型,进行了多种参数条件下的模拟分析。结果表明,在太阳法向直射强度大于 550 W/m^2 及碟式集热器出口空气温度为 1073 K 时,所提出的梯级系统比其对应的独立系统的发电效率高。

(7) 搭建了太阳能聚光集热实验台,并进行了相关的实验工作。针对太阳辐射的不可控性,连续性及多变性,设计了特殊的实验工况,并分析了太阳法向直射强度、传热流体流量、入口温度对集热器效率的影响,并利用实验结果对同本文提出的模型进行了验证分析。结果表明,本文所建立的集热器模型具有良好的性能趋势预测能力,预测结果具有较小的相对误差。

8.2 创新点

本文主要有以下创新点:

(1) 提出了同时采用多种型式的集热器和多种形式的热力循环的梯级系统。这样,不同工作特性的集热器和不同工作温度区间的热力循环可以有效地组合起来,进而克服传统太阳能光热发电系统中的缺点。这可能为大规模低成本高效率太阳能光热发电提供新的方向。

(2) 提出的梯级系统中,采用了空气-水换热器来提高朗肯循环的主汽温度。这提供了一种新的方式来克服传统的以导热油为传热流体的槽式系统主汽温度受限于导

热油极限温度的缺陷,这为朗肯循环的发电效率提供了提升空间。

(3) 提出的梯级系统中,采用朗肯循环的凝结液来冷却斯特林机,进而有效利用斯特林机放出的热量。通过回收这部分能量,可以有效提升梯级系统的整体发电效率。

(4) 提出了采用分段加热系统来降低蒸汽发生过程中的温差的方案。通过将太阳能场划分为三个片区的方式,分别调节预热区、蒸发区和过热区所对应的导热油的质量流量,进而有效降低传热过程的温差。同时,这也为在太阳能场中使用多种集热技术提供了空间。

8.3 展望

本文所做的研究只是在寻找大规模低成本高效率的光热发电技术方案的研究上做了一些初步的探索,还有很多问题尚待未来的研究工作继续展开:

(1) 多种集热方式集成方案需要进一步深入研究。尤其是第 2.3 节提到的应用于塔式太阳能技术的利用槽式集热器和平板式加热器进行预热的方案。该方案可以有效利用不同形式的集热器的工作特性,有效降低光热发电系统的单位发电成本。

(2) 分段加热系统可以进行更加深入的研究。研究不同太阳能场片区采用不同种类的集热器给系统带来的收益。预热器对应的片区可以采用平板式集热器或菲涅尔反射镜来降低低温区的集热成本。蒸发器对应的片区可以选用大量槽式集热器并联连接以提高导热油的流量,同时,该片区对温升的要求很低,所以不需要串联集热器。过热器对应的片区可以选用集热温度可以达到很高的熔融盐作为太阳能槽式集热器的传热介质以提升朗肯循环的主汽温度。

(3) 需要对梯级系统进行经济性分析。一种新的技术方案在应用之前一定要进行经济性分析,经济上可行是新方案大规模应用的必要条件。

(4) 太阳能光热发电平台仍需进一步完善,为太阳能梯级示范系统的搭建做好准备工作。有机工质朗肯循环系统的汽轮机轴承需要及时更换,实验平台的操作界面及数据采集功能还有很大的优化空间。

参考文献

- [1] International Energy Agency (2014). http://www.iea.org/publications/freepublications/publication/TechnologyRoadmapSolarPhotovoltaicEnergy_2014edition.pdf. Accessed: 2017-05-04.
- [2] Price H, Lupfert E, Kearney D, et al. Advances in Parabolic Trough Solar Power Technology. *Journal of Solar Energy Engineering*, 2002, 124(2):109–125.
- [3] Dudley V E, Kolb G J, Mahoney A R, et al. Test results: SEGS LS-2 solar collector. *Nasa Sti/recon Technical Report N*, 1994, 96(4):2506–2514.
- [4] Burkholder F, Kutscher C. Heat Loss Testing of Schott's 2008 PTR70 Parabolic Trough Receiver. May, 2009.
- [5] Krüger D, Pandian Y, Hennecke K, et al. Parabolic trough collector testing in the frame of the REACt project. *Desalination*, 2008, 220(1):612 – 618. European Desalination Society and Center for Research and Technology Hellas (CERTH), Sani Resort 22 –25 April 2007, Halkidiki, Greece.
- [6] 徐荣吉, 何雅玲, 肖杰等. 槽式太阳能电站集热管热性能测试. *太阳能学报*, 2012, 33(1):99–104.
- [7] Reddy K, Kumar K R, Ajay C. Experimental investigation of porous disc enhanced receiver for solar parabolic trough collector. *Renewable Energy*, 2015, 77(Supplement C):308 – 319.
- [8] Wang J, Wang J, Bi X, et al. Performance Simulation Comparison for Parabolic Trough Solar Collectors in China. *International Journal of Photoenergy*, 2016, 2016(18):1–16.
- [9] Zou B, Yang H, Yao Y, et al. A detailed study on the effects of sunshape and incident angle on the optical performance of parabolic trough solar collectors. *Applied Thermal Engineering*, 2017, 126(Supplement C):81 – 91.
- [10] Lüpfer E, Pottler K, Ulmer S, et al. Parabolic Trough Optical Performance Analysis Techniques. *Journal of Solar Energy Engineering*, 2006, 129(2):147–152.
- [11] Xu C, Chen Z, Li M, et al. Research on the compensation of the end loss effect for parabolic trough solar collectors. *Applied Energy*, 2014, 115:128 – 139.
- [12] Huang W, Hu P, Chen Z. Performance simulation of a parabolic trough solar collector. *Solar Energy*, 2012, 86(2):746 – 755.
- [13] 韩雪, 王志敏, 田瑞等. 槽式太阳能集热器热效率的数值模拟研究. *太阳能学报*, 2016, 37(9):2265–2270.
- [14] 张民幸, 侯宏娟, 周传文等. 槽式太阳能双工质回路热发电系统能量分析及(火用)分析. *现代电力*, 2012, 29(6):74–78.
- [15] Padilla R V, Fontalvo A, Demirkaya G, et al. Exergy analysis of parabolic trough solar receiver. *Applied Thermal Engineering*, 2014, 67(1-2):579 – 586.
- [16] Padilla R V, Demirkaya G, Goswami D Y, et al. Heat transfer analysis of parabolic trough solar

- receiver. *Applied Energy*, 2011, 88(12):5097 – 5110.
- [17] Guo J, Huai X, Liu Z. Performance investigation of parabolic trough solar receiver. *Applied Thermal Engineering*, 2016, 95:357 – 364.
- [18] 王修彦, 韩露. 槽式太阳能聚光集热器传热性能研究. *动力工程学报*, 2017, 37(4):307–312.
- [19] Behar O, Khellaf A, Mohammedi K. A novel parabolic trough solar collector model – Validation with experimental data and comparison to Engineering Equation Solver (EES). *Energy Conversion and Management*, 2015, 106(Supplement C):268 – 281.
- [20] Hachicha A, Rodriguez I, Capdevila R, et al. Heat transfer analysis and numerical simulation of a parabolic trough solar collector. *Applied Energy*, 2013, 111:581 – 592.
- [21] Guo J, Huai X. Multi-parameter optimization design of parabolic trough solar receiver. *Applied Thermal Engineering*, 2016, 98:73 – 79.
- [22] Boukelia T, Arslan O, Mecibah M. ANN-based optimization of a parabolic trough solar thermal power plant. *Applied Thermal Engineering*, 2016, 107:1210 – 1218.
- [23] Liu Q, Yang M, Lei J, et al. Modeling and optimizing parabolic trough solar collector systems using the least squares support vector machine method. *Solar Energy*, 2012, 86(7):1973 – 1980.
- [24] Lobon D H, Valenzuela L, Baglietto E. Modeling the dynamics of the multiphase fluid in the parabolic-trough solar steam generating systems. *Energy Conversion and Management*, 2014, 78:393 – 404.
- [25] Mohamad A, Orfi J, Alansary H. Heat losses from parabolic trough solar collectors. *International Journal of Energy Research*, 2014, 38(1):20–28.
- [26] Guo S, Liu D, Chu Y, et al. Real-time dynamic analysis for complete loop of direct steam generation solar trough collector. *Energy Conversion and Management*, 2016, 126:573 – 580.
- [27] Ashouri M, Vandani A M K, Mehrpooya M, et al. Techno-economic assessment of a Kalina cycle driven by a parabolic Trough solar collector. *Energy Conversion and Management*, 2015, 105:1328 – 1339.
- [28] 郑宏飞, 陶涛, 何开岩等. 多曲面复合聚焦槽式太阳能集热器的研究. *工程热物理学报*, 2011, V32(2):193–196.
- [29] Good P, Ambrosetti G, Pedretti A, et al. A 1.2MWth solar parabolic trough system based on air as heat transfer fluid at 500 °C — Engineering design, modelling, construction, and testing. *Solar Energy*, 2016, 139(Supplement C):398 – 411.
- [30] Bader R, Pedretti A, Barbato M, et al. An air-based corrugated cavity-receiver for solar parabolic trough concentrators. *Applied Energy*, 2015, 138:337 – 345.
- [31] Kaloudis E, Papanicolaou E, Belessiotis V. Numerical simulations of a parabolic trough solar collector with nanofluid using a two-phase model. *Renewable Energy*, 2016, 97:218 – 229.
- [32] 赵婷, 韩巍, 孙流莉等. 中温太阳能驱动的分布式功冷联产系统. *工程热物理学报*, 2013, 34(10):1793–1797.
- [33] Al-Sulaiman F A, Hamdullahpur F, Dincer I. Performance assessment of a novel system us-

- ing parabolic trough solar collectors for combined cooling, heating, and power production. *Renewable Energy*, 2012, 48:161 – 172.
- [34] Tan Y, Zhao L, Bao J, et al. Experimental investigation on heat loss of semi-spherical cavity receiver. *Energy Conversion and Management*, 2014, 87(Supplement C):576 – 583.
- [35] Chaudhary A, Kumar A, Yadav A. Experimental investigation of a solar cooker based on parabolic dish collector with phase change thermal storage unit in Indian climatic conditions. *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, 2013, 5(2):023107.
- [36] Mawire A, Taole S H. Experimental energy and exergy performance of a solar receiver for a domestic parabolic dish concentrator for teaching purposes. *Energy for Sustainable Development*, 2014, 19:162 – 169.
- [37] Zhu J, Wang K, Wu H, et al. Experimental investigation on the energy and exergy performance of a coiled tube solar receiver. *Applied Energy*, 2015, 156:519 – 527.
- [38] Thirunavukkarasu V, Sornanathan M, Cheralathan M. An experimental study on energy and exergy performance of a cavity receiver for solar parabolic dish concentrator. *International Journal of Exergy*, 2017, 23(2):129.
- [39] Pavlovic S, Bellos E, Roux W G L, et al. Experimental investigation and parametric analysis of a solar thermal dish collector with spiral absorber. *Applied Thermal Engineering*, 2017, 121(Supplement C):126 – 135.
- [40] Lovegrove K, Burgess G, Pye J. A new 500m² paraboloidal dish solar concentrator. *Solar Energy*, 2011, 85(4):620 – 626. SolarPACES 2009.
- [41] Berumen C R, Benítez R R, Mendoza J L, et al. Design and Construction of a Parabolic Dish in Mexico. in: *Proceedings of ASME 2004 International Solar Energy Conference*, 2004, 653-657.
- [42] Pavlović S R, Stefanović V P, Suljković S H. Optical modeling of a solar dish thermal concentrator based on square flat facets. *Thermal Science*, 2014, 18(3):989–998.
- [43] Hijazi H, Mokhiamar O, Elsamni O. Mechanical design of a low cost parabolic solar dish concentrator. *Alexandria Engineering Journal*, 2016, 55(1):1 – 11.
- [44] Ma H, Jin G, Xing Z, et al. Optical Design of a Solar Dish Concentrator Based on Triangular Membrane Facets. *International Journal of Photoenergy*, 2012, 2012(2012):3109–3109.
- [45] Schertz P T, Brown D C, Konnerth I. Facet development for a faceted stretched-membrane dish by Solar Kinetics, Inc. *Parabolic Dish Collectors*, 1991, 91.
- [46] 李少华, 王丽伟, 廖明俊等. 碟式太阳能集热器热流密度分布特性. *热力发电*, 2017, (9):78–82.
- [47] 孟珊珊, 郑健, 吴昊. 碟式太阳能集热器出口空气温度预测研究. *太阳能*, 2016, (9):54–59.
- [48] Shuai Y, Xia X, Tan H. Numerical simulation and experiment research of radiation performance in a dish solar collector system. *Frontiers of Energy & Power Engineering in China*, 2010, 4(4):488–495.
- [49] Qianjun M, Ming X, Yong S, et al. Study on solar photo-thermal conversion efficiency of a solar parabolic dish system. *Environmental Progress & Sustainable Energy*, 2014, 33(4):1438–1444.

- [50] Li Z, Tang D, Du J, et al. Study on the radiation flux and temperature distributions of the concentrator–receiver system in a solar dish/Stirling power facility. *Applied Thermal Engineering*, 2011, 31(10):1780 – 1789.
- [51] Wang W, Laumert B. Effect of cavity surface material on the concentrated solar flux distribution for an impinging receiver. *Solar Energy Materials and Solar Cells*, 2017, 161(Supplement C):177 – 182.
- [52] Blázquez R, Carballo J, Silva M. Optical design and optimization of parabolic dish solar concentrator with a cavity hybrid receiver. *AIP Conference Proceedings*, 2016, 1734(1).
- [53] Reddy K, Vikram T S, Veershetty G. Combined heat loss analysis of solar parabolic dish – modified cavity receiver for superheated steam generation. *Solar Energy*, 2015, 121:78 – 93. *Solar World Congress 2013 (SWC2013) Special Issue*.
- [54] Vikram T S, Reddy K. Investigation of convective and radiative heat losses from modified cavity based solar dish steam generator using ANN. *International Journal of Thermal Sciences*, 2015, 87:19 – 30.
- [55] Patil P N, Khandekar M A, Patil S N. Automatic dual-axis solar tracking system for parabolic dish. in: *Proceedings of 2016 2nd International Conference on Advances in Electrical, Electronics, Information, Communication and Bio-Informatics (AEEICB)*, Feb, 2016, 699-703.
- [56] 朱正林, 郑健, 吴昊. 碟式太阳能直接跟踪传感器设计及其应用. *太阳能学报*, 2016, 37(9):2271–2277.
- [57] Raturi M P, Deolal M H, Grover J, et al. Parabolic Dish Type Solar Cooking System with Gravity Based Solar Tracking System. *Journal of Mechanical and Civil Engineering*, 2014, 11(3):34–36.
- [58] Kuang J, Zhang W. Design and Implementation of Tracking System for Dish Solar Thermal Energy Based on Embedded System. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2012.
- [59] 吴振奎, 苏君, 刘旭峰等. 碟式太阳能热发电双轴跟踪控制系统研究. *机械工程与自动化*, 2015, (2):181–182.
- [60] Jin X, Xu G, Zhou R, et al. A Sun Tracking System Design for a Large Dish Solar Concentrator. *International Journal of Clean Coal & Energy*, 2013, 02(2):16–20.
- [61] Shanmugam S, Christraj W. The Tracking of the Sun for Solar Paraboloidal Dish Concentrators. *Journal of Solar Energy Engineering*, 2005, 127(1):156–160.
- [62] Alexopoulos S, Hoffschmidt B. Advances in solar tower technology. *Wiley Interdisciplinary Reviews: Energy and Environment*, 2017, 6(1):e217–n/a. E217.
- [63] Montes M, Abánades A, Martínez-Val J. Performance of a direct steam generation solar thermal power plant for electricity production as a function of the solar multiple. *Solar Energy*, 2009, 83(5):679 – 689.
- [64] Feldhoff J F, Schmitz K, Eck M, et al. Comparative system analysis of direct steam generation and synthetic oil parabolic trough power plants with integrated thermal storage. *Solar Energy*, 2012, 86(1):520 – 530.
- [65] Steinmann W D, Eck M. Buffer storage for direct steam generation. *Solar Energy*, 2006, 80(10):1277 – 1282. *Solar Power and Chemical Energy Systems (SolarPACES'04)*.

- [66] Yu Q, Wang Z, Zhu L. Analysis and improvement of the cavity structure of steam receiver of 1MWe solar tower power plant. in: Proceedings of Solarpaces: International Conference on Concentrating Solar Power & Chemical Energy Systems, 2017, 164-174.
- [67] González-Roubaud E, Pérez-Osorio D, Prieto C. Review of commercial thermal energy storage in concentrated solar power plants: Steam vs. molten salts. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2017, 80(Supplement C):133 – 148.
- [68] Toro C, Rocco M V, Colombo E. Exergy and Thermo-economic Analyses of Central Receiver Concentrated Solar Plants Using Air as Heat Transfer Fluid. Energies, 2016, 9(11).
- [69] Roldán M I, Fernándezreche J. CFD analysis of supercritical CO₂ used as HTF in a solar tower receiver. in: Proceedings of Solarpaces: International Conference on Concentrating Solar Power & Chemical Energy Systems, 2016, 2293-2305.
- [70] Joshi A, Wang C, Akinjiola O, et al. Transient analysis of a molten salt central receiver (MSCR) in a solar power plant. in: Proceedings of American Institute of Physics Conference Series, 2016, 578-592.
- [71] 郭亚楠. 塔式太阳能热发电定日镜的控制系统设计. 黑龙江科技信息, 2016, (11):55–55.
- [72] 王士莹, 郭丽敏, 王智勇等. 太阳能跟踪支架建模及误差分析补偿研究. 控制工程, 2017, 24(6):1153–1156.
- [73] Thalange V C, Dalvi V H, Mahajani S M, et al. Design, optimization and optical performance study of tripod heliostat for solar power tower plant. Energy, 2017, 135(Supplement C):610 – 624.
- [74] Besarati S M, Yogi Goswami D. A computationally efficient method for the design of the heliostat field for solar power tower plant. Renewable Energy, 2014, 69:226–232.
- [75] Sassi G. Some notes on shadow and blockage effects. Solar Energy, 1983, 31(3):331 – 333.
- [76] Wei X, Lu Z, Wang Z, et al. A new method for the design of the heliostat field layout for solar tower power plant. Renewable Energy, 2010, 35(9):1970–1975.
- [77] 张晨, 李凤娟, 张晓燕等. 二次反射塔式太阳能吸热器热力特性分析. 机械工程师, 2015, (7):128–129.
- [78] 王坤, 何雅玲, 邱羽等. 塔式太阳能熔盐腔体吸热器一体化光热耦合模拟研究. 科学通报, 2016, (15):1640–1649.
- [79] Kim J, Kim J S, Stein W. Simplified heat loss model for central tower solar receiver. Solar Energy, 2015, 116:314 – 322.
- [80] Lara-Cerecedo L O, Moreno-Cruz I, Pitalúa-Díaz N, et al. Modeling of Drift Effects on Solar Tower Concentrated Flux Distributions. International Journal of Photoenergy, 2016, 2016:1–9.
- [81] 杨琳, 彭浩, 凌祥. 新型塔式太阳能热板吸热器性能研究. 太阳能学报, 2015, 36(11):2667–2673.
- [82] Franchini G, Perdichizzi A, Ravelli S, et al. A comparative study between parabolic trough and solar tower technologies in Solar Rankine Cycle and Integrated Solar Combined Cycle plants. Solar Energy, 2013, 98, Part C:302 – 314.
- [83] Xu E, Yu Q, Wang Z, et al. Modeling and simulation of 1 MW DAHAN solar thermal power

- tower plant. *Renewable Energy*, 2011, 36(2):848–857.
- [84] Xu E, Wang Z, Wei G, et al. Dynamic simulation of thermal energy storage system of Badaling 1 MW solar power tower plant. *Renewable Energy*, 2012, 39(1):455–462.
- [85] Benammar S, Khellaf A, Mohammedi K. Contribution to the modeling and simulation of solar power tower plants using energy analysis. *Energy Conversion and Management*, 2014, 78(Supplement C):923 – 930.
- [86] Suzuki A. Cascade connection of solar collectors for effective energy gain. *Journal of Solar Energy Engineering Transactions of the Asme*, 1986, 108(3):172–177.
- [87] Kribus A, Doron P, Rubin R, et al. A Multistage Solar Receiver:: The Route To High Temperature. *Solar Energy*, 1999, 67(1–3):3 – 11.
- [88] Oshida I, Suzuki A. Optical Cascade Heat-Collection for Effective Solar Energy Gain. *Journal of Solar Energy Engineering*, 1987, 109(4):298–302.
- [89] Desai N B, Bandyopadhyay S. Integration of parabolic trough and linear Fresnel collectors for optimum design of concentrating solar thermal power plant. *Clean Technologies and Environmental Policy*, 2015, 17(7):1945–1961.
- [90] Coco-Enríquez L, Muñoz-Antón J, Martínez-Val J. Integration between direct steam generation in linear solar collectors and supercritical carbon dioxide Brayton power cycles. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2015, 40(44):15284 – 15300. The 4th International Conference on Nuclear and Renewable Energy Resources (NURER2014), 26-29 October 2014, Antalya, Turkey.
- [91] Li Y, Yang Y. Thermodynamic analysis of a novel integrated solar combined cycle. *Applied Energy*, 2014, 122:133 – 142.
- [92] Gülen S C. Second Law Analysis of Integrated Solar Combined Cycle Power Plants. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 2015, 137(5):51701.
- [93] Shaaban S. Analysis of an integrated solar combined cycle with steam and organic Rankine cycles as bottoming cycles. *Energy Conversion and Management*, 2016, 126:1003–1012.
- [94] Alqahtani B J, Patiño-Echeverri D. Integrated Solar Combined Cycle Power Plants: Paving the way for thermal solar. *Applied Energy*, 2016, 169:927 – 936.
- [95] Manente G. High performance integrated solar combined cycles with minimum modifications to the combined cycle power plant design. *Energy Conversion and Management*, 2016, 111:186 – 197.
- [96] Turchi C S, Ma Z. Co-located gas turbine/solar thermal hybrid designs for power production. *Renewable Energy*, 2014, 64:172 – 179.
- [97] Mukhopadhyay S, Ghosh S. Solar tower combined cycle plant with thermal storage: energy and exergy analyses. *Advances in Energy Research*, 2016, 4(1):29–45.
- [98] Li J, Li P, Pei G, et al. Analysis of a novel solar electricity generation system using cascade Rankine cycle and steam screw expander. *Applied Energy*, 2016, 165:627–638.
- [99] Dunham M T, Lipiński W. Thermodynamic Analyses of Single Brayton and Combined Brayton–Rankine Cycles for Distributed Solar Thermal Power Generation. *Journal of Solar Energy Engineering*, 2013, 135(3):031008–031008–8.

- [100] Bahrami M, Hamidi A A, Porkhial S. Investigation of the effect of organic working fluids on thermodynamic performance of combined cycle Stirling-ORC. International Journal of Energy and Environmental Engineering, 2013, 4(1):12.
- [101] Al-Sulaiman F A. Exergy analysis of parabolic trough solar collectors integrated with combined steam and organic Rankine cycles. Energy Conversion and Management, 2014, 77:441 – 449.
- [102] 吴毅, 王佳莹, 王明坤等. 基于超临界 CO₂ 布雷顿循环的塔式太阳能集热发电系统. 西安交通大学学报, 2016, 50(5):108–113.
- [103] Thierry D M, Flores-Tlacuahuac A, Grossmann I E. Simultaneous optimal design of multi-stage organic Rankine cycles and working fluid mixtures for low-temperature heat sources. Computers & Chemical Engineering, 2016, 89:106 – 126.
- [104] Bahari S S, Sameti M, Ahmadi M H, et al. Optimisation of a combined Stirling cycle–organic Rankine cycle using a genetic algorithm. International Journal of Ambient Energy, 2016, 37(4):398–402.
- [105] Abbin J, Leuenberger W. Program CYCLE: a Rankine cycle analysis routine. [For solar-thermal electricity production for Sandia's Solar Community study]. Oct, 1977.
- [106] Bao J, Zhao L. A review of working fluid and expander selections for organic Rankine cycle. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2013, 24:325 – 342.
- [107] Bilgen E, Rheault J. Solar chimney power plants for high latitudes. Solar Energy, 2005, 79(5):449 – 458.
- [108] Good P, Ambrosetti G, Pedretti A, et al. An array of coiled absorber tubes for solar trough concentrators operating with air at 600°C and above. Solar Energy, 2015, 111:378 – 395.
- [109] Romero-Alvarez M, Zarza E. Concentrating solar thermal power. Efficiency and Renewable Energy, 2007.
- [110] Adkins D R. Control strategies and hardware used in solar thermal applications. Nasa Sti/recon Technical Report N, 1987, 88.
- [111] Coronel P, Sandeep K. Heat transfer coefficient in helical heat exchangers under turbulent flow conditions. International Journal of Food Engineering, 2008, 4(1).
- [112] Serth R W. Process heat transfer principles and applications. Amsterdam; London: Elsevier Academic Press, 2007.
- [113] Churchill S W, Bernstein M. A Correlating Equation for Forced Convection From Gases and Liquids to a Circular Cylinder in Crossflow. Journal of Heat Transfer, 1977, 99(2):300–306.
- [114] Ma R Y. Wind Effects on Convective Heat Loss From a Cavity Receiver for a Parabolic Concentrating Solar Collector. Sandia National Laboratory, 1993, SAND92-7293(September).
- [115] Jilte R D, Kedare S B, Nayak J K. Natural Convection and Radiation Heat Loss from Open Cavities of Different Shapes and Sizes Used with Dish Concentrator. Mechanical Engineering Research, 2013, 3(1).
- [116] Wu S Y, Xiao L, Cao Y, et al. Convection heat loss from cavity receiver in parabolic dish solar thermal power system: A review. Solar Energy, 2010, 84(8):1342 – 1355.

- [117] Leibfried U, Ortjohann J. Convective Heat Loss from Upward and Downward-Facing Cavity Solar Receivers: Measurements and Calculations. *Journal of Solar Energy Engineering*, 1995, 117(2):75–84.
- [118] Koenig A, Marvin M. Convection heat loss sensitivity in open cavity solar receivers. Technical report, Department of Energy, USA, 1981.
- [119] Stine W B, Diver R B. A compendium of solar dish/Stirling technology. Technical report, DTIC Document, 1994.
- [120] Formosa F, Despesse G. Analytical model for Stirling cycle machine design. *Energy Conversion and Management*, 2010, 51(10):1855–1863.
- [121] Juhasz A. A mass computation model for lightweight brayton cycle regenerator heat exchangers. in: Proceedings of 8th Annual International Energy Conversion Engineering Conference, 2010.
- [122] Duan C, Wang X, Shu S, et al. Thermodynamic design of Stirling engine using multi-objective particle swarm optimization algorithm. *Energy Conversion & Management*, 2014, 84:88–96.
- [123] Babaelahi M, Sayyaadi H. A new thermal model based on polytropic numerical simulation of Stirling engines. *Applied Energy*, 2015, 141:143 – 159.
- [124] Urieli I, Berchowitz D M. Stirling cycle engine analysis. Bristol: A. Hilger, 1984.
- [125] Heywood, JohnB. Internal combustion engine fundamentals. Amsterdam; London: McGraw-Hill, 1988.
- [126] Strauss J M, Dobson R T. Evaluation of a second order simulation for Sterling engine design and optimisation. *Journal of Energy in Southern Africa*, 2010, 21(2):17–29.
- [127] Timoumi Y, Tlili I, Nasrallah S B. Design and performance optimization of GPU-3 Stirling engines. *Energy*, 2008, 33(7):1100 – 1114.
- [128] MARTINI W R. Stirling engine design manual, 2nd edition. Technical report, Martini Engineering, Richland, WA (USA), 1983.
- [129] Hosseinzade H, Sayyaadi H, Babaelahi M. A new closed-form analytical thermal model for simulating Stirling engines based on polytropic-finite speed thermodynamics. *Energy Conversion and Management*, 2015, 90:395 – 408.
- [130] Hooshang M, Moghadam R A, AlizadehNia S. Dynamic response simulation and experiment for gamma-type Stirling engine. *Renewable Energy*, 2016, 86:192 – 205.
- [131] Fraser P, Klein P S a. Stirling Dish System Performance Prediction Model. *Mechanical Engineering*, 2008, Master of:203.
- [132] Stine W. Stirling engines. The CRC Handbook of Mechanical Engineers, 1998, pages 8–67. Cited By 7.
- [133] Fernández-García A, Zarza E, Valenzuela L, et al. Parabolic-trough solar collectors and their applications. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2010, 14(7):1695 – 1721.

附录 A 流体与定温热源的传热计算公式

假定 U, T_c, \dot{m} 和 c_p 都为常数, 对于给定的来流温度 T_i ,

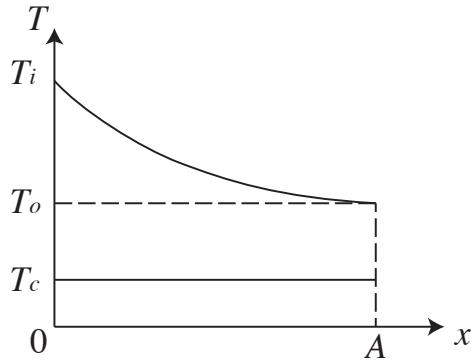


图 A-1 流体与定温热源的传热示意图

取 x 为已经参与换热的面积, 当 $x = 0$ 时, $T(x) = T_i$; 当 $x = A$ 时, $T(x) = T_o$ 。

$$\dot{m}c_p dT(x) = (T_c - T(x))U dx \quad (\text{A-1})$$

于是,

$$\frac{dT(x)}{dx} = -\frac{U}{\dot{m}c_p}(T(x) - T_c) \quad (\text{A-2})$$

$$T_g(x) = T_p(x) + T_h(x) \quad (\text{A-3})$$

其中, $T_g(x)$ 是通解, $T_p(x)$ 是特解, $T_h(x)$ 是齐次解。

$$-\frac{U}{\dot{m}c_p}(T_p(x) - T_c) = 0 \quad (\text{A-4})$$

$$T_p(x) = T_c \quad (\text{A-5})$$

$$\frac{dT_h(x)}{dx} = -\frac{U}{\dot{m}c_p}T_h(x) \quad (\text{A-6})$$

$$\int_{T_h(x)=T_h(0)}^{T_h(x)=T_h(A)} \frac{dT_h(x)}{T_h(x)} = - \int_{x=0}^{x=A} \frac{U}{\dot{m}c_p} dx \quad (\text{A-7})$$

$$\frac{T_h(A)}{T_h(0)} = \exp\left(-\frac{UA}{\dot{m}c_p}\right) \quad (\text{A-8})$$

也就是

$$\frac{T_g(A) - T_p(A)}{T_g(0) - T_p(0)} = \exp\left(-\frac{UA}{\dot{m}c_p}\right) \quad (\text{A-9})$$

$$\frac{T_o - T_c}{T_i - T_c} = \exp\left(-\frac{UA}{\dot{m}c_p}\right) \quad (\text{A-10})$$

附录 B 等热流密度下的流体与定温热源的传热计算公式

假定 U, T_c, \dot{m}, c_p 和 q'' 都为常数, 对于给定的来流温度 T_i ,

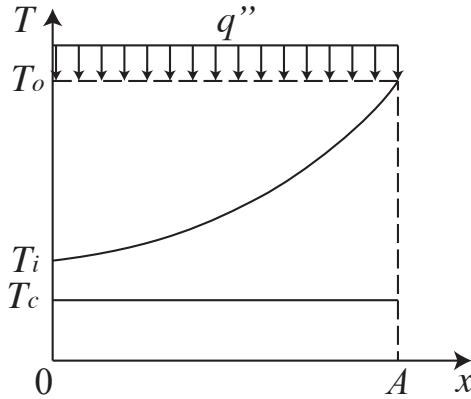


图 B-1 等热流密度下的流体与定温热源的传热示意图

取 x 为已经参与换热的面积, 当 $x = 0$ 时, $T(x) = T_i$; 当 $x = A$ 时, $T(x) = T_o$ 。

$$\dot{m}c_p dT(x) = (T_c - T(x))U dx + q'' dx \quad (\text{B-1})$$

于是,

$$\frac{dT(x)}{dx} = -\frac{UP}{\dot{m}c_p}T(x) + \frac{q''P + UPT_c}{\dot{m}c_p} \quad (\text{B-2})$$

$$T_g(x) = T_p(x) + T_h(x) \quad (\text{B-3})$$

其中, $T_g(x)$ 是通解, $T_p(x)$ 是特解, $T_h(x)$ 是齐次解。

$$-\frac{U}{\dot{m}c_p}T_p(x) + \frac{q'' + UT_c}{\dot{m}c_p} = 0 \quad (\text{B-4})$$

$$T_p(x) = T_c + \frac{q''}{U} \quad (\text{B-5})$$

$$\frac{dT_h(x)}{dx} = -\frac{U}{\dot{m}c_p}T_h(x) \quad (\text{B-6})$$

同式 A-6 一样,于是有

$$\frac{T_g(A) - T_p(A)}{T_g(0) - T_p(0)} = \exp\left(-\frac{UA}{\dot{m}c_p}\right) \quad (\text{B-7})$$

$$\frac{T_o - T_c - \frac{q''}{U}}{T_i - T_c - \frac{q''}{U}} = \exp\left(-\frac{UA}{\dot{m}c_p}\right) \quad (\text{B-8})$$

附录 C 类 Stream 的 MATLAB 源代码

```

1 classdef Stream < handle
2 %Stream This class describes a fluid stream that has inherent
3 %properties and dependent properties
4
5 properties
6     fluid;    % Fluid type
7     dot_m;    % Mass flow rate, kg/s
8     T;        % Temperature, K
9     p;        % Pressure, Pa
10    x;        % Quality, [0, 1] for two phase stream; NaN for single
11        % phase stream
12 end
13 properties(Dependent)
14     h;        % Mass specific enthalpy, J.kg
15     s;        % Mass specific entropy, J/kg-K
16     cp;       % Specific heat under constant pressure, J/kg-K
17 end
18
19 methods
20     function obj = Stream
21         obj.T = Temperature;
22         obj.dot_m = Massflow;
23         obj.p = Pressure;
24     end
25     function flowTo(obj, st)
26         st.fluid = obj.fluid;
27         st.dot_m = obj.dot_m;
28     end
29     function st2 = mix(obj, st1)
30         % Get the properties of a stream mixed by two streams
31         % The two streams must have the same fluid type and pressure
32         if obj.fluid == st1.fluid
33             if obj.p.v == st1.p.v
34                 obj.p = st1.p;
35                 st2.fluid = obj.fluid;
36                 st2.p = obj.p;
37                 st2.dot_m.v = obj.dot_m.v + st1.dot_m.v;
38                 h = (obj.dot_m.v .* obj.h + st1.dot_m.v .* st1.h)...
39                     ./ (obj.dot_m.v + st1.dot_m.v);
40                 st2.T.v = CoolProp.PropsSI('T', 'H', h, 'P', st2.p.v);
41             else
42                 error('The two streams have different pressures!');
43             end
44         else

```

```

45         error('The two streams have different fluid types!');
46     end
47 end
48 function convergeTo(obj, st, y)
49     % Get another stream converged (or diverged)
50     % from the original stream state.
51     % If y < 1, the original stream is diverged
52     % If y > 1, the original stream is converged
53     st.fluid = obj.fluid;
54     st.T = obj.T;
55     st.p = obj.p;
56     st.x = obj.x;
57     st.dot_m.v = obj.dot_m.v .* y;
58 end
59 end
60 methods
61     % The dependent properties can be obtained from the inherent
62     % properties
63     % If x is NaN, then the dependent properties are determined
64     % by T and P; otherwise, they are determined by P and x
65     function value = get.h(obj)
66         if isempty(obj.x)
67             value = CoolProp.PropsSI('H', 'T', obj.T.v, ...
68                                     'P', obj.p.v, obj.fluid);
69         else
70             value = CoolProp.PropsSI('H', 'P', obj.p.v, 'Q', ...
71                                     obj.x, obj.fluid);
72         end
73     end
74     function value = get.s(obj)
75         if isempty(obj.x)
76             value = CoolProp.PropsSI('S', 'T', obj.T.v, ...
77                                     'P', obj.p.v, obj.fluid);
78         else
79             value = CoolProp.PropsSI('S', 'P', obj.p.v, 'Q', ...
80                                     obj.x, obj.fluid);
81         end
82     end
83     function value = get.cp(obj)
84         if isempty(obj.x)
85             value = CoolProp.PropsSI('C', 'T', obj.T.v, ...
86                                     'P', obj.p.v, obj.fluid);
87         else
88             value = inf;
89         end
90     end
91 end
92 end

```

附录D 攻读学位期间的主要成果和奖励

- [1] Cascade system using both trough system and dish system for power generation. Energy Conversion and Management. 2017.06.15;142:494–503.(第1作者)
- [2] Design and Comparison of Solar Thermal Oilfield Steam Production System Plans. Journal of Solar Energy Engineering. 2017.01.08;139;004502-4.(第1作者)
- [3] FEA simulation on the alignment of the shafts of three-fulcrum turbine. International Conference on Power Engineering. 2013.(第1作者)
- [4] Design and Optimization of a High-temperature Cavity Receiver for a Solar Energy Cascade Utilization System. Renewable Energy. 2017.04.01:103; 478-89. (第5作者)
- [5] Effects of Geometrical Parameters on Thermal Performance for a Cylindrical Solar Receiver Using 3D numerical Model. Energy Conversion and Management, 2017.10.1: 126-17.(第6作者)
- [6] Thermal modeling of a pressurized air cavity receiver for solar dish Stirling system, Solarpaces: International Conference on Concentrating Solar Power & Chemical Energy Systems. AIP Publishing LLC, 2017:1884-1892.(第4作者)
- [7] 一种太阳能光热联合发电系统。申请号:201610806296.5(发明专利,申请中)
- [8] 一种采用换热系统对被加热流体进行分阶段加热的流量控制方法。申请号:201610805604.2(发明专利,申请中)
- [9] 软件著作权登记:太阳能光热发电开发系统(登记号:2017SR382378),授权日期 2017.7.19