

塔式聚光太阳能热发电系统总效率极限研究

何雅玲^{1*}, 蒋睿¹, 钟声远², 杜燊¹, 李梦杰¹

1. 西安交通大学能源与动力工程学院, 热流科学与工程教育部重点实验室, 西安 710049

2. 中国长江三峡集团有限公司科学技术研究院, 北京 100038

* 联系人, E-mail: yalinghe@mail.xjtu.edu.cn

2025-08-25 收稿, 2025-10-11 修回, 2025-10-19 接受, 2025-10-21 网络版发表

国家自然科学基金(52341601)和中国长江三峡集团有限公司科研项目(NBWL202500201)资助

摘要 获得聚光太阳能热发电系统的效率极限是指导系统设计的重要理论基础. 光热发电系统的能量传递与转换环节主要包括聚光、光-热转换和热-功转换等. 其中, 光-热转换效率 η_{rec} 与热-功转换效率 η_{t} 之间的相互制约关系目前已有共识, 然而, 聚光过程的光学效率 η_{opt} 与另外两项效率之间的相互关系尚未明确, 系统总效率极限 η_{total} 及其关键影响参数仍不清晰, 难以进一步指导系统的设计. 针对这一问题, 本文以塔式光热发电系统为研究对象, 建立了理想塔式系统的全链条效率极限理论模型, 并开展了总效率极限研究. 研究发现, 除了当前共识中的吸热器运行温度 T 以外, 聚光比 C 同样是影响总效率极限的关键参数, 总效率极限与这两项关键参数之间的构效关系可表示为: $\eta_{\text{total}}(C, T) = \eta_{\text{opt}}(C) \cdot \eta_{\text{rec}}(C, T) \cdot \eta_{\text{t}}(T)$. 定量分析表明, 随着聚光比的增加, 镜场光学效率极限 $\eta_{\text{opt}}(C)$ 逐渐衰减, 而光-热-功转换效率极限 $\eta_{\text{rec}}(C, T) \cdot \eta_{\text{t}}(T)$ 则逐渐提高, 两者相互制约, 存在最佳聚光比和吸热器运行温度使得系统总效率极限 $\eta_{\text{total}}(C, T)$ 达到最高. 基于此, 本文提出了“以热定温、以光定比”的多级寻优方法以对实际塔式电站进行设计. 以哈密50 MW塔式电站为例, 给出了在真实镜场和循环构型约束下的最高总效率以及对应的最佳聚光比、最佳吸热器运行温度等. 该最高总效率(27.01%)相比于现有哈密电站的总效率(约15%)可提高12%. 上述总效率极限分析和多级寻优方法可为下一代塔式光热电站的设计与优化提供方向和指导.

关键词 塔式聚光太阳能热发电系统, 光学效率, 光-热-功转换效率, 太阳能利用总效率极限

太阳能是自然界最丰富、最清洁的可再生能源, 其大规模、高效利用是实现碳达峰碳中和的重要途径. 在诸多太阳能利用方式中, 太阳能发电是最重要的利用方式之一, 其技术途径主要包含光伏发电和光热发电两种^[1-4]. 对于这两种太阳能发电方式, 获得各自的效率极限是指导系统设计和优化的重要理论基础. 以光伏发电为例, 经典的Shockley-Queisser极限给出了单结光伏电池的理论光-电转换效率极限及其对应的最佳半导体材料带隙^[5]. 这指引了数代研究人员不断开发和改进半导体材料、优化电池结构, 光伏电池的实际效率也逐渐逼近极限. 对于聚光太阳能热发电系统

(concentrated solar power, CSP), 相较于光伏电池的直接光-电转换, 其能量传递与转换环节更多, 包括聚光、光-热转换、热-功转换等过程, 其效率极限则由光学效率、光-热转换效率, 以及热-功转换效率等共同构成^[6], 影响因素更为复杂. 为便于描述, 对于包含上述各项效率的光热发电系统能量传递与转换综合效率, 后文将简称为系统太阳能利用总效率或系统总效率.

为了理清光热发电系统太阳能利用总效率极限的主要影响因素, 指导系统的设计和优化, 国内外学者开展了研究. 20世纪70年代已有学者对太阳能可转换的最大有用功进行了理论研究^[7], 分析了太阳辐射的最

引用格式: 何雅玲, 蒋睿, 钟声远, 等. 塔式聚光太阳能热发电系统总效率极限研究. 科学通报, 2026, 71: 1795–1805

He Y-L, Jiang R, Zhong S-Y, et al. The upper limit of total efficiency of solar power tower system (in Chinese). Chin Sci Bull, 2026, 71: 1795–1805, doi: 10.1360/CSB-2025-5417

大热力学效率,为光热发电的总效率极限探究奠定了理论基础.文献[8]建立了聚光太阳能热发电系统的理论模型,研究了在特定聚光比下太阳能转换成有用功的最高效率,所建立的理论模型不考虑聚光器的具体形式,忽略聚光过程的损失,并且假设热-功转换过程为卡诺循环.在该假设下,系统的光学效率为1,总效率由光-热转换和热-功转换效率两者决定,而吸热器出口温度是影响系统太阳能利用总效率的主要因素.温度的升高会降低光-热转换效率而提高热-功转换效率,在特定的聚光比下存在最佳温度使得系统太阳能利用总效率达到最高. Badescu^[9]分析了工作在辐射热源和冷源之间的动力循环系统的效率上限,并以光热发电系统为例,研究了吸热器光-热转换过程中的不可逆损失对系统光-热-功转换效率极限的影响.在此基础上, González-Mora等人^[10]考虑了动力循环中的不可逆损失,探究了循环的不可逆性对系统光-热-功转换效率极限的影响,并获得了不同不可逆程度下系统的最佳温度. Singh等人^[11]将聚光器的具体型式考虑在内,针对槽式光热发电系统进行了焓效率的分析.他们发现系统中的焓损失主要存在于聚光器和吸热器这两个部件. Padilla等人^[12]和Bellos等人^[13]同样对槽式光热发电系统进行了详细的热效率和焓效率分析.其结果表明,尽管传热流体的温度对热效率有显著影响,但最大的焓损失仍发生在聚光过程中. Ho等人^[14,15]则针对塔式光热电站,探究了该技术路线的太阳能利用总效率极限.计算过程中,根据工程实际经验,镜场的光学效率被设为定值0.6,吸热器光-热转换过程以及循环热-功转换过程中存在的损失也作了更为细致的考虑.在此基础上,他们提出下一代光热发电系统中吸热器出口的温度需提高至700℃以上.除了优化吸热器出口温度外,也有部分学者针对塔式电站中吸热器和动力循环的其他参数进行了分析和优化,用以单独提高光-热转换效率或热-功转换效率^[16-22].此外,在基本的塔式系统基础上,为了达到更高的运行温度从而提高热-功转换效率,国内外研究人员还开发了诸多带有二次反射镜的系统^[23].针对这些系统,同样有学者考虑光-热转换效率和热-功转换效率之间的制约关系,分析了不同聚光比、不同利用形式下,吸热器的最佳运行温度^[24].

从上述文献回顾中可以看出,在构成光热发电系统太阳能利用总效率极限的各项效率中,光-热转换、热-功转换效率极限的研究已经较为完善,两者因吸热器运行温度而相互制约的关系已有共识.然而,光学效

率极限的研究却鲜有报道.在现有的关于系统总效率的研究中,光学效率通常取为定值.比如,忽略具体的聚光形式时光学效率假设为1,或者考虑具体的聚光形式、根据工程经验取某个典型值.这些处理方法未能考虑光学效率随聚光系统几何参数的变化规律.因此,光学效率极限及其与光-热转换、热-功转换效率极限之间的相互影响机制尚不清晰,系统总效率极限仍不明确.

为了探究光学效率极限,理清光学效率、光-热转换效率、热-功转换效率之间的全链条完整关系,进而探寻系统的总效率极限、指导系统的设计和优化,本文以塔式光热发电系统为研究对象,首先建立了理想塔式系统的全链条效率极限理论模型,给出了总效率极限与其关键影响参数的构效关系;在此基础上,定量分析了关键参数对理想塔式系统中各项效率极限和总效率极限的影响规律;最后,提出了实际塔式系统的关键参数设计方法,并以总效率最高为目标对实际电站进行了设计,获得了下一代塔式光热发电系统的最佳聚光比和吸热器运行温度.

1 理想塔式光热发电系统物理模型

现有的光热发电技术主要有4种形式,包括塔式、槽式、碟式和线性菲涅尔式^[3].其中,塔式光热发电技术有望在更低成本下实现太阳能的大规模高效利用,是当前以及下一代光热电站的主流技术^[25],因此,本研究选择塔式光热发电系统为研究对象.为获得塔式系统的太阳能利用总效率极限,本研究假设系统中参与能量传递和转换的各关键部件或子系统均处于理想状态,包括定日镜场、吸热器、动力循环子系统等.图S1给出了相应的物理模型示意图.

在理想条件下,定日镜场采取以下假设: (1) 单个定日镜面积极小,为平面上的一个微元,且完全覆盖整个镜场; (2) 定日镜之间不存在遮挡和阴影现象; (3) 定日镜反射率和洁净度为1; (4) 太阳光的最大不平行半角为4.65 mrad,且光线在锥角内均匀分布^[26]; (5) 采用赤道瞄准策略.在上述假设下,镜场仅需考虑由定日镜安装位置、太阳形貌、吸热器尺寸等因素造成的不可忽略的光学损失.吸热器采取以下假设: (1) 吸热器为圆柱形; (2) 表面吸收率和发射率均为1; (3) 吸热器内温度均匀且热阻为0; (4) 仅存在辐射热损失.动力循环子系统假设采用卡诺循环.考虑到我国现有的塔式光热电站规模大多为50 MW,本研究以哈密50 MW塔式光

热电站参数为基础进行效率极限分析. 表S1给出了计算所采用的镜场和吸热器的关键参数. 值得注意的是, 尽管本研究以特定的电站为对象进行分析, 但是所提出的效率极限分析方法以及据此得出的有关结论对塔式光热电站来说是普适的.

2 理想塔式光热发电系统数学模型

塔式光热发电系统的太阳能利用总效率由镜场光学效率、吸热器光-热转换效率以及动力循环热-功转换效率3部分所组成. 下面将分别介绍这三项效率的理论极限.

2.1 理论光学效率计算模型

单个定日镜的光学效率定义为考虑阴影损失、遮挡损失、余弦损失、反射损失、大气衰减损失、吸热器处的溢出损失之后的聚光效率^[26], 由式(1)表示:

$$\eta_{\text{opt, single}} = \eta_{\text{int}} \cdot \eta_{\text{atten}} \cdot \eta_{\text{cos}} \cdot \eta_{\text{shade}} \cdot \eta_{\text{block}} \cdot \eta_{\text{reflect}}, \quad (1)$$

式中, η_{int} 、 η_{atten} 、 η_{cos} 、 η_{shade} 、 η_{block} 、 η_{reflect} 分别为截断效率、大气衰减效率、余弦效率、阴影效率、遮挡效率、反射效率.

考虑到本文所探索的极值问题, 假设镜场为理想镜场, 定日镜面积积极小, 且之间不存在遮挡和阴影现象, 故定日镜的 η_{shade} 和 η_{block} 均为1; 与此同时, 理想镜面能够完全反射所有光线, η_{reflect} 也为1. 此时, 决定镜场光学效率的主要因素为 η_{int} 、 η_{atten} 和 η_{cos} , 则单个定日镜的光学效率可由式(2)表示:

$$\eta_{\text{opt, single}} = \eta_{\text{int}} \cdot \eta_{\text{atten}} \cdot \eta_{\text{cos}}. \quad (2)$$

下面将分别介绍 η_{int} 、 η_{atten} 和 η_{cos} 的计算方法.

定日镜的 η_{int} 是指该定日镜反射能量被吸热器截获的部分占投射至吸热器区域总能量的百分比, 可通过定日镜在吸热器竖直切面上形成的光斑来计算. 在竖直切面上, 光斑与吸热器投影的重叠区域即为被截获的部分, 则截断效率即为该重叠区域面积与光斑总面积之比. 由于太阳不平行角的存在, 单面定日镜反射的光线均匀分布在一个半顶角为4.65 mrad的锥角内, 其在吸热器竖直切面上产生的光斑为椭圆形, 如图S2所示. 以定日镜目标点为原点, 在当地坐标系下, 椭圆形光斑和吸热器的投影如图S3所示. 式(3)~(7)给出了椭圆光斑的方程及其关键参数的表达式:

$$\frac{X^2}{b^2} + \frac{(Y - Y_E)^2}{a^2} = 1, \quad (3)$$

$$A_{L,T} = \arctan\left(\frac{h}{\sqrt{x^2 + y^2} - R}\right), \quad (4)$$

$$a = \left(\sqrt{x^2 + y^2} - R\right) \frac{\tan(A_{L,T} + \delta) - \tan(A_{L,T} - \delta)}{2}, \quad (5)$$

$$b = a \sqrt{1 - \frac{\sin^2 A_{L,T}}{\cos^2 \delta}}, \quad (6)$$

$$Y_E = a + \left(\sqrt{x^2 + y^2} - R\right) [\tan(A_{L,T} - \delta) - \tan A_{L,T}], \quad (7)$$

椭圆光斑的总面积 S_e 可由式(8)计算:

$$S_e = \pi ab, \quad (8)$$

式(9)给出了椭圆与吸热器投影的重叠区域边界:

$$X = \begin{cases} 0, & Y \geq Y_E + a \\ b \sqrt{1 - \frac{(Y - Y_E)^2}{a^2}}, & \begin{cases} Y_E - a < Y < Y_E + a, \\ b \sqrt{1 - \frac{(Y - Y_E)^2}{a^2}} < R \end{cases} \\ R, & \begin{cases} Y_E - a < Y < Y_E + a, \\ b \sqrt{1 - \frac{(Y - Y_E)^2}{a^2}} \geq R \end{cases} \\ 0, & Y \leq Y_E - a \end{cases}, \quad (9)$$

重叠区域面积 S 以及 η_{int} 则分别由式(10)和(11)表示:

$$S = 2 \int_{-\frac{H}{2}}^{\frac{H}{2}} X(Y) dY, \quad (10)$$

$$\eta_{\text{int}} = \frac{S}{S_e}, \quad (11)$$

式中, X 、 Y 分别为吸热器系下椭圆光斑边缘的横、纵坐标, m; x 、 y 分别为地面系下定日镜位置的横、纵坐标, m; a 、 b 、 Y_E 分别为椭圆的长半轴、短半轴以及中心点纵坐标, m; $A_{L,T}$ 为反射光线对定日镜的俯仰角; h 为塔高, m; H 为吸热器高度, m; R 为吸热器半径, m.

定日镜的 η_{atten} 是指定日镜反射的太阳能中未被大气吸收、散射的能量与总反射能量之比. 该效率为定日镜与其目标点之间距离的函数. 设定日镜H(坐标为 (x,y))与其目标点T之间的距离为 $D_{H,T}$, 参见图S4, 则该定日镜的 η_{atten} 可由式(12)和(13)计算^[27]:

$$\eta_{\text{atten}} = \begin{cases} 0.99321 - 0.0001176 D_{H,T} & D_{H,T} \leq 1000 \text{ m} \\ +1.97 \times 10^{-8} D_{H,T}^2, & \\ e^{-0.0001106 \cdot D_{H,T}}, & D_{H,T} > 1000 \text{ m} \end{cases}, \quad (12)$$

$$D_{HT} = \sqrt{\left(x - \frac{Rx}{\sqrt{x^2 + y^2}}\right)^2 + \left(y - \frac{Ry}{\sqrt{x^2 + y^2}}\right)^2} + h^2, \quad (13)$$

式中, R 为吸热器半径, m; h 为塔高, m; H 为吸热器高度, m; x 、 y 分别为地面系下定日镜位置的横、纵坐标, m.

定日镜的 $\eta_{\cos}$ 等于入射光线和定日镜法线之间夹角的余弦值, 可由式(14)~(21)计算^[26]:

$$\eta_{\cos} = \sqrt{\frac{\sin\alpha_s \cos A_{L,H} - \cos(A_{Z,H} - A_s) \cos\alpha_s \sin A_{L,H} + 1}{2}}, \quad (14)$$

$$\alpha_s = \begin{cases} \arcsin(\varepsilon_a), & 0 < \varepsilon_a < 1 \\ \frac{\pi}{2}, & \varepsilon_a = 1 \\ 0, & \varepsilon_a = 0 \end{cases}, \quad (15)$$

$$\varepsilon_a = \sin\varphi \sin\delta + \cos\varphi \cos\delta \cos\omega, \quad (16)$$

$$A_s = \begin{cases} \arccos(\varepsilon_A), & \omega \leq 0, -1 < \varepsilon_A < 1 \\ -\arccos(\varepsilon_A), & \omega > 0, -1 < \varepsilon_A < 1 \\ 0, & \varepsilon_A = 1 \\ \pi, & \varepsilon_A = -1 \end{cases}, \quad (17)$$

$$\varepsilon_A = \frac{\sin\alpha_s \sin\varphi - \sin\delta}{\cos\alpha_s \cos\varphi}, \quad (18)$$

$$\omega = (t_s - 12) \cdot 15^\circ, \quad (19)$$

$$A_{Z,H} = \begin{cases} \arccos\left(\frac{x}{\sqrt{x^2 + y^2}}\right), & y \geq 0 \\ 2\pi - \arccos\left(\frac{x}{\sqrt{x^2 + y^2}}\right), & y < 0 \end{cases}, \quad (20)$$

$$A_{L,H} = \arccos\left(\frac{h}{D_{HT}}\right), \quad (21)$$

式中, α_s 和 A_s 分别为太阳高度角和方位角, rad; ε_A 、 ε_a 为无量纲变量; φ 、 δ 分别为纬度、赤纬角, rad; ω 为时角, °; t_s 为当地太阳时, h; $A_{Z,H}$ 为定日镜的方位角, $A_{L,H}$ 为定日镜相对于目标点的俯仰角, rad.

基于上述各项效率, 单个定日镜的光学效率极限可表示为

$$\eta_{\text{opt,single}}(x, y) = \eta_{\text{int}}(x, y) \eta_{\text{atten}}(x, y) \eta_{\cos}(x, y), \quad (22)$$

对于总面积为 A_{field} 的镜场, 其平均光学效率极限则可由式(23a)计算:

$$\eta_{\text{opt}} = \frac{\iint_{A_{\text{field}}} \eta_{\text{opt,single}}(x, y) dx dy}{A_{\text{field}}}, \quad (23a)$$

其中, 镜场总面积 A_{field} 可表示为吸热器受热面积 A_{rec} 与镜场几何聚光比 C 的乘积, 即 $A_{\text{field}} = C \cdot A_{\text{rec}}$, 则镜场的平

均光学效率极限可表示为

$$\eta_{\text{opt}} = \frac{\iint_{CA_{\text{rec}}} \eta_{\text{opt,single}}(x, y) dx dy}{C \cdot A_{\text{rec}}}. \quad (23b)$$

2.2 理论光-热-功转换效率计算模型

对于吸热器中的光-热转换, 在理想条件下, 忽略对流换热损失, 仅考虑不可避免的辐射热损失, 其光-热转换效率极限可由式(24)计算^[14]:

$$\eta_{\text{rec}} = \frac{Q_{\text{abs}} - A_{\text{rec}} \varepsilon \sigma (T^4 - T_0^4)}{Q_{\text{abs}}} = 1 - \frac{\varepsilon \sigma (T^4 - T_0^4)}{\eta_{\text{opt}} \cdot I \cdot C}, \quad (24)$$

对于动力循环子系统的热-功转换, 由于本文探讨热-功转换的极值问题, 故其效率极限按照卡诺循环热效率来分析, 即

$$\eta_t = 1 - \frac{T_0}{T}, \quad (25)$$

式中, Q_{abs} 为吸热器吸收的热量, W; A_{rec} 为吸热器的受热面积, m²; ε 为发射率; σ 为斯蒂藩-玻尔兹曼常数, 5.67×10⁻⁸ W m⁻² K⁻⁴; T 为吸热器出口温度, K, 在理想条件下, 同时也是透平入口温度, 后文简称为吸热器运行温度; T_0 为环境温度, K, 此处假设为20℃; I 为太阳辐射强度, W m⁻².

基于上述各过程的效率极限, 系统的太阳能利用总效率极限参见

$$\eta_{\text{total}} = \eta_{\text{opt}} \cdot \eta_{\text{rec}} \cdot \eta_t. \quad (26a)$$

为了在系统能量传递与转换的全过程中寻找影响总效率极限的主要参数, 下面对各过程效率中的关键影响参数进行分析. 对于 η_{opt} , 从式(23b)可以看出, 在吸热器受热面积确定时, η_{opt} 仅由 C 决定; 对于 η_{rec} , 参见式(24), 可以看出 η_{rec} 由 C 和 T 共同决定, 其中, C 决定了吸热器吸收的热量, 即式(24)中的分母部分, 而 T 则决定了吸热器的热损失, 即式(24)中的分子部分; 对于 η_t , 由式(25)可见, η_t 仅由 T 决定. 综上, 为便于抓住总效率极限与主要影响参数之间的构效关系, 式(26a)表达为式(26b). 可见, η_{total} 由 C 和 T 共同决定, 是两者的函数.

$$\eta_{\text{total}}(C, T) = \eta_{\text{opt}}(C) \cdot \eta_{\text{rec}}(C, T) \cdot \eta_t(T). \quad (26b)$$

3 理想塔式光热发电系统效率极限

本节根据式(26b)给出的构效关系, 分别定量地分析了关键参数对 η_{opt} 、 η_{rec} 以及 η_t 的影响规律, 并最终获得了在 C 和 T 共同影响下的 η_{total} .

3.1 镜场光学效率极限

由式(26b)给出的构效关系可见, η_{opt} 为 C 的函数. 为获得不同聚光比下镜场光学效率的极限, 本小节首先给出了完整环形镜场的光学效率极限分布, 在此基础上, 通过选定不同聚光比下的最佳镜场范围获得了相应的效率极限, 以此探究聚光比对光学效率极限的影响规律.

图S5给出了完整环形镜场的年均光学效率极限分布. 可见, 随着定日镜与吸热塔距离的增加, 单个定日镜的光学效率极限逐渐下降, 镜场边缘存在明显的低效区. 同时, 对于吸热塔北面的镜场, 其光学效率极限普遍高于南面镜场. 这一现象由镜场的地理位置所决定. 由于该电站位于北纬43°, 高于北回归线(23.5°), 太阳光线始终从镜场的南面入射. 对于吸热塔北面的定日镜, 其反射光线也位于定日镜的南面, 入射光线与发射光线之间的夹角更小, 余弦效率相比南面的镜场更高. 与此同时, 定日镜的大气衰减效率和截断效率仅与定日镜和吸热器之间的距离相关, 而与纬度无关. 因此, 当与吸热器距离相同时, 吸热塔北面定日镜的光学效率极限高于南面的定日镜. 在镜场规模一定的条件下, 定日镜的最佳布局范围并非南北对称, 而是由等效率线所围成的特定区域. 该区域内的平均光学效率即为对应镜场规模或聚光比下的光学效率极限.

以0.65等效率线和0.55等效率线围成的镜场为例, 图S6(a)和(b)分别给出了各自的布局范围. 其镜场规模分别为 4.50×10^6 和 $7.53 \times 10^6 \text{ m}^2$, 对应的聚光比分别为6384和10683, 光学效率分别为73.85%和68.19%.

通过选取不同的等效率线, 即可获得不同聚光比条件下镜场的年均光学效率极限, 如图S7所示. 可见, 随着镜场规模或聚光比的增大, 镜场的光学效率极限逐渐降低, 这将制约系统的太阳能利用总效率.

3.2 系统太阳能利用总效率极限

本节首先在特定聚光比条件下, 探究了系统的 η_{rec} 、 η_{t} 随 T 的变化规律, 并计算获得了相应的光-热-功转换效率 $\eta_{\text{rec}} \cdot \eta_{\text{t}}$ (记为 η_{conv}); 接着, 结合各自的 η_{opt} 给出了不同聚光比条件下系统的 η_{total} , 并分析了 C 对 η_{total} 的影响规律.

图S8给出了部分聚光比条件下, 不同吸热器运行温度对应的理想光-热转换效率和热-功转换效率. 可以发现, 随着吸热器运行温度的提高, 系统的光-热转换效率迅速降低. 这是因为吸热器的辐射热损失与其表面

温度的4次方成正比, 运行温度提高后, 吸热器的辐射热损失将急剧增加. 然而, 卡诺循环的热-功转换效率却随着吸热器运行温度的提高而提高. 在这两个因素的共同作用下, 当聚光比一定时, 系统的光-热-功转换效率随吸热器运行温度的升高呈现先增大后减小的变化趋势, 如图S9所示. 存在最佳吸热器运行温度使得系统的光-热-功转换效率达到最高, 该效率即为相应聚光比条件下的光-热-功转换效率极限. 此外, 由图S9还可以发现, 随着聚光比的提高, 同吸热器运行温度下系统的光-热-功转换效率逐渐提高. 其原因在于, 吸热器吸收的热量会随着聚光比的提高而增加, 然而同运行温度下吸热器的热损失却保持不变. 这使得吸热器的光-热转换效率逐渐提高, 进而提高了系统的光-热-功转换效率. 总结不同聚光比条件下的光-热-功转换效率极限 $\eta_{\text{conv,max}}$, 可获得如图1所示的 $\eta_{\text{conv,max}}$ 随 C 的变化规律.

然而, 对于塔式CSP系统总效率, 除了光-热-功转换效率以外, 还需要考虑聚光过程的镜场光学效率. 图2给出了光学效率为定值和光学效率随聚光比变化这两种情况下, 系统总效率的对比图. 此处以系统聚光比由2000增大至10000为例进行说明, 对于聚光比为2000的系统, 其光学效率为80.62%, 系统最高总效率为55.56% (如红色实心点所示). 当光学效率取为定值时^[14,15], 若系统聚光比增至10000, 其光学效率仍为80.62%, 而由于光-热-功转换效率随着聚光比的提高而增大, 系统最高总效率将提高至61.58%. 然而, 若考虑光学效率随聚光比的变化, 当系统聚光比增至10000时, 其光学效率将从80.62%降至69.04%, 即使光-热-功转换效率有所提高, 系统总效率仍将降至52.74%. 可以发现, 对于高聚光比的系统, 尽管光-热-功转换效率较高, 但由于光学效率的限制, 系统总效率反而可能低于低聚光比的系统. 因此, 除经典文献中所述的吸热器运行温度以外^[8-15], 聚光比也是影响系统总效率的重要因素. 为获得系统总效率极限, 有必要充分考虑聚光比提高后, 镜场光学效率降低带来的影响.

基于上述分析, 综合图S7和图1, 图3汇总了不同聚光比条件下理想塔式CSP系统的 η_{opt} 和 $\eta_{\text{conv,max}}$, 并给出了相应的 η_{total} . 由图3可见, 随着聚光比增大, 系统的 η_{opt} 逐渐衰减而 $\eta_{\text{conv,max}}$ 则相反. 在两者的共同作用下, η_{total} 呈现先增大后减小的变化趋势, 存在最佳聚光比使得 η_{total} 达到最高. 对于本研究中的理想塔式CSP系统, 其总效率极限为56.03%, 对应的最佳聚光比为3425. 在该聚光比条件下, 系统的最佳运行温度为1000℃, 如图

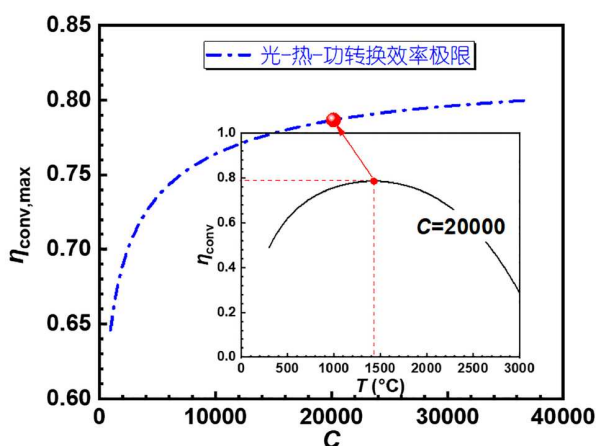


图1 光-热-功转换效率极限随聚光比的变化

Figure 1 The variation of ideal system's optical-thermal-power efficiency limit with concentrating ratio

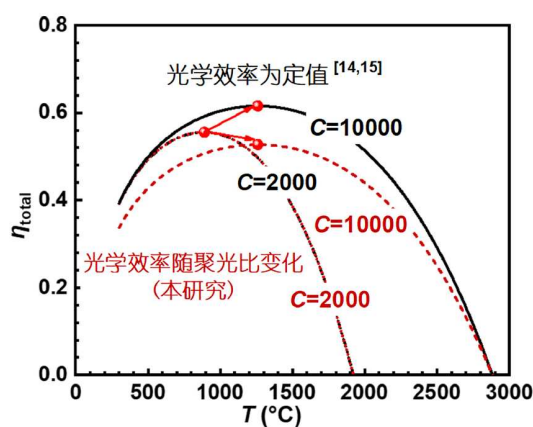


图2 部分聚光比下的系统总效率

Figure 2 Total solar energy utilization efficiency under several concentration ratios

S10所示. 图S11则给出了该聚光比条件下的最佳镜场布局范围.

4 实际塔式光热电站参数设计

为更好地指导实际电站的参数设计与优化, 基于3.1和3.2节的分析, 本节综合考虑聚光比和吸热器运行温度这两项关键因素, 在真实的镜场和循环构型约束下, 对电站实际光学效率、光-热转换效率以及热-功转换效率进行分析, 并提出上述两项关键参数的设计方法.

仍以哈密50 MW塔式光热电站为例, 其实际定日镜和吸热器如图S12所示, 表S2则给出了两者的基本参

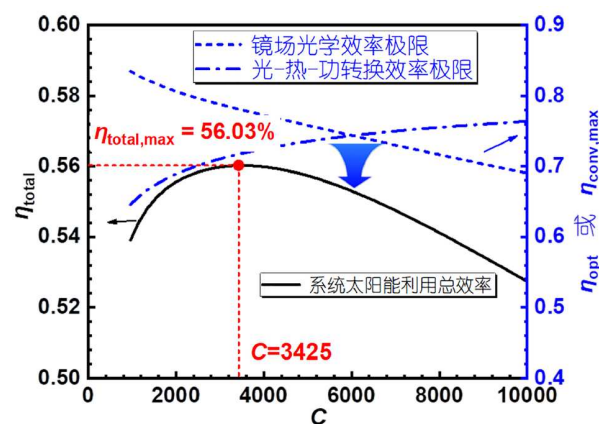


图3 理想塔式光热发电系统的光学效率、光-热-功转换效率以及总效率随聚光比的变化曲线

Figure 3 The variation of the optical efficiency, optical-thermal-power efficiency and total solar energy utilization efficiency with concentration ratio of the ideal solar power tower system

数. 电站中的动力循环子系统采用效率较高的再压缩中间冷却超临界二氧化碳(supercritical carbon dioxide, S-CO₂)布雷顿循环, 其循环结构示意图和T-s图参见图4^[27]. S-CO₂循环相比传统蒸汽朗肯循环具有如下优点: (1) S-CO₂比水蒸气的腐蚀性小, 降低了高温高压条件下对材料的苛刻要求, 因此能够比蒸汽朗肯循环更容易实现更高的运行参数, 有助于循环效率的提升; (2) 整个循环在超临界状态下运行, CO₂密度大, 体积流量小, 能够大幅度减小设备尺寸, 使系统更加紧凑; (3) CO₂相对廉价, 来源丰富, 安全性高, 对环境影响小.

本文提出“以热定温、以光定比”的多级寻优方法, 以获得上述实际电站的最高总效率及其对应的设计参数. 该方法包含两个层级的含义, 首先根据系统的光-热-功转换效率最大值寻找各聚光比条件下的最佳运行温度, 即“以热定温”; 其次, 根据耦合光学效率的总效率最大值寻找最佳聚光比, 即“以光定比”. 该方法具体实施流程如下: 第1步, 生成包含大量定日镜的基准镜场. 这里采用商业软件SAM生成包含35745面定日镜的基准镜场, 聚光比最大可达2467. 值得注意的是, 此处聚光比的上限与3.2节所获得的理想系统最佳聚光比(3425)存在较大差异. 其原因在于, 实际定日镜之间的阴影和遮挡现象不可忽略, 为尽量避免这些现象, 镜场中定日镜之间留有较大的空隙. 因此, 在相同的占地面积下, 实际的总反射面积要远小于镜场占地面积, 对应的聚光比也远小于理想值. 考虑到上述聚光比对于实际光热电站来说已经足够大, 对于不同规模的电站, 在

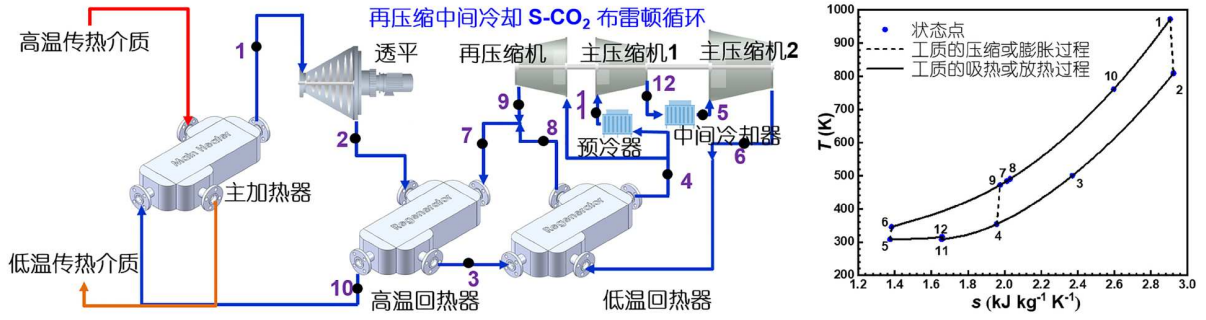


图4 再压缩中间冷却S-CO₂布雷顿循环示意图。(a) 结构示意图; (b) 循环T-s图

Figure 4 Schematic diagram of recompression-intercooling S-CO₂ Brayton cycle. (a) Structure diagram; (b) T-s diagram

选定基准镜场时, 同样可参考该聚光比初步确定日镜数量, 以备后续筛选. 第2步, 计算各定日镜的年均光学效率, 并根据不同的聚光比需求, 按照年均光学效率由高到低的顺序选取相应数量的定日镜. 此时, 镜场的光学效率为对应聚光比条件下的最高光学效率, 镜场布局也为该聚光比条件下的最佳布局. 第3步, 计算各聚光比条件下电站的最高光-热-功转换效率及其对应的最佳运行温度. 第4步, 结合各聚光比下的光学效率计算系统总效率并寻找最大值, 即可获得实际电站的最高总效率及最佳聚光比.

对于上述步骤中吸热器光-热转换效率的计算, 考虑到实际过程中的对流散热损失以及吸热器表面实际的吸收率和发射率, 其光-热转换效率可由式(27)计算:

$$\eta_{\text{rec}} = \frac{Q_{\text{abs}} - A_{\text{rec}} \varepsilon \sigma (T_{\text{surf}}^4 - T_0^4) - A_{\text{rec}} h_o (T_{\text{surf}} - T_0)}{\eta_{\text{opt}} \cdot A_{\text{rec}} \cdot C \cdot I} = \alpha - \frac{\varepsilon \sigma (T_{\text{surf}}^4 - T_0^4) - h_o (T_{\text{surf}} - T_0)}{\eta_{\text{opt}} \cdot C \cdot I}, \quad (27)$$

式中, α 为吸热器表面对太阳辐射的吸收率, 此处取为 0.96; ε 为吸热器表面发射率, 此处取为 0.83; σ 为斯蒂藩-玻尔兹曼常数, $5.67 \times 10^{-8} \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-4}$; T_0 为环境温度, 此处设为 20℃; h_o 为吸热器外部对流换热系数, 考虑到吸热器表面风速带来的强制对流, 此处设为 $20 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ [28]; T_{surf} 为吸热器表面温度. 考虑到实际吸热器中存在因传热流体对流换热系数、壁面导热系数而导致的热阻, 吸热器表面温度 T_{surf} 要高于吸热器出口温度 T , 两者关系如式(28)所示:

$$\frac{(T_{\text{surf}} - T)}{\frac{d_o}{h_f d_i} + \frac{d_o}{2\lambda} \ln \frac{d_o}{d_i}} = q_{\text{abs}} - \varepsilon \sigma (T_{\text{surf}}^4 - T_0^4) - h_o (T_{\text{surf}} - T_0), \quad (28)$$

式中, d_o 和 d_i 分别为吸热管的内、外直径, 根据哈密电站的实际尺寸, d_o 和 d_i 分别取为 40 和 37 mm, 相应的吸热管壁厚为 1.5 mm; h_f 为传热流体的对流换热系数, 根据当前商业电站的工程经验, 此处设为 $8000 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$; λ 为吸热器材料的导热系数, 对于高温熔盐吸热器, 采用耐高温的 Haynes 230 镍基合金作为吸热器材料, 其导热系数为 $22.5 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$; q_{abs} 为吸热器表面的年平均热流密度.

对于动力循环子系统中的热-功转换, 采用作者前期研究文献[29]中所示的能量方程计算其净输出功率和循环效率. 此外, 考虑到主加热器存在端差, 透平入口温度 T_1 低于吸热器出口温度 T , 本研究假设端差为 20℃.

基于上述模型, 根据多级寻优方法, 图5给出了实际光热电站在不同聚光比条件下的最大光-热-功转换效率. 图6汇总了不同聚光比条件下电站的最高光学效率和光-热-功转换效率, 并给出了系统总效率随聚光比的变化.

如图6所示, 当聚光比为 884 时(定日镜数量为 12795), 系统太阳能利用总效率达到最高, 为 27.01%. 此时, 系统对应的最佳吸热器出口温度为 720℃, 透平入口温度为 700℃. 此外, 从图6还可以看出当聚光比大于 1600 时, 系统总效率将从 27.01% 下降至 25.90%, 降幅超过 1%. 由此可见, 对于实际电站, 需要将镜场规模控制在一定范围内, 从而在提高电站单机规模和调节能力的同时, 保证系统的太阳能利用总效率. 对于这里所讨论的实际光热电站, 可将聚光比控制在 825~950 范围内, 此时系统总效率在 27.00%~27.01% 之间, 对应的最佳吸热器出口温度范围为 710~730℃. 对于原有的哈密电站, 由于聚光比(约 990)和吸热器出口温度(565℃)未

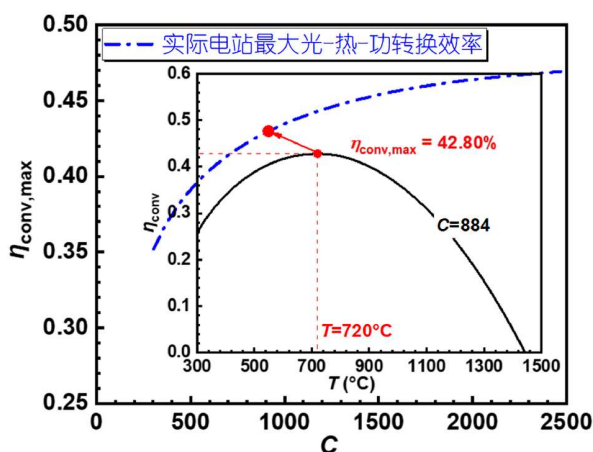


图5 不同聚光比条件下, 实际电站的最高光-热-功转换效率
Figure 5 The variation of the actual system's optical-thermal power efficiency with concentrating ratio

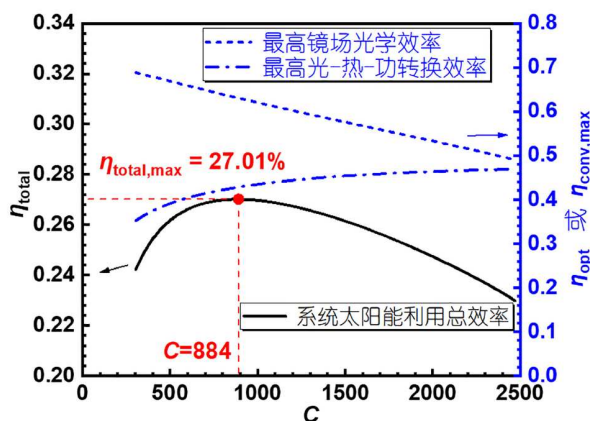


图6 实际系统光学效率、光-热-功转换效率以及太阳能利用总效率随聚光比的变化
Figure 6 The variation of the optical efficiency, optical-thermal power efficiency and total solar energy utilization efficiency with concentration ratio of the actual solar power tower system

能达到最佳值, 其实际总效率在15%左右, 相比于上述获得的最高总效率(27.01%), 仍有约12%的提升空间。因此, 对于实际光热电站, 按照最佳聚光比和最佳运行温度进行设计有望显著提高系统总效率。

此外, 与文献中的塔式系统总效率研究相比, 本研究的结论不仅能够指导吸热器运行温度的选取, 也能够对镜场规模、镜场布局范围进行初步的设计。以文献[14]为例, 其假设镜场光学效率为定值0.6, 热-功转换效率为卡诺循环热效率的70%, 在该前提下, 分别计算获得了不同聚光比下系统的光-热-功转换效率和总效率。例如, 当聚光比为1000时, 系统的最高光-热-功转

换效率和最高总效率分别为41%和24.6%, 而当聚光比为2000时, 系统的最高光-热-功转换效率和最高总效率得以进一步提高。文献[15]则在此基础上, 根据当前塔式电站常见的聚光比(1000), 提出下一代塔式光热发电系统的吸热器出口温度应为700℃左右。相比于上述文献中基于工程经验所得的结果, 本研究则通过理论分析获得了哈密电站所能达到的最高系统总效率以及对应的最佳设计参数。除了给出最佳吸热器运行温度以外, 本研究还给出了最佳的聚光比以及该聚光比所对应的镜场布局, 如图7所示。

为进一步指导实际电站的优化方向, 图8给出了实际系统和理想系统的各项效率对比。可以看出, 当聚光比逐渐提高, 相比于理想系统, 实际系统的光学效率下

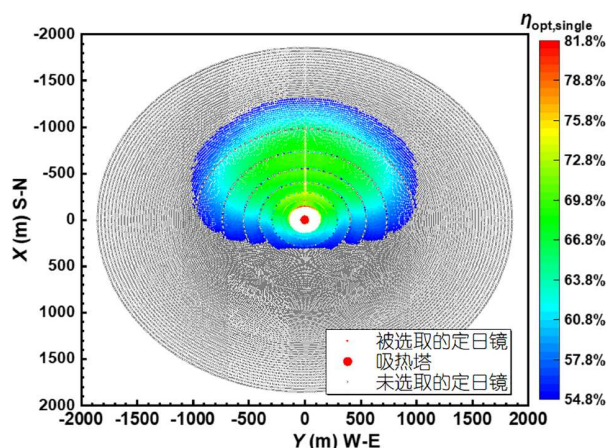


图7 最佳聚光比对应的最优镜场布局
Figure 7 The heliostat field layout under the optimal concentration ratio

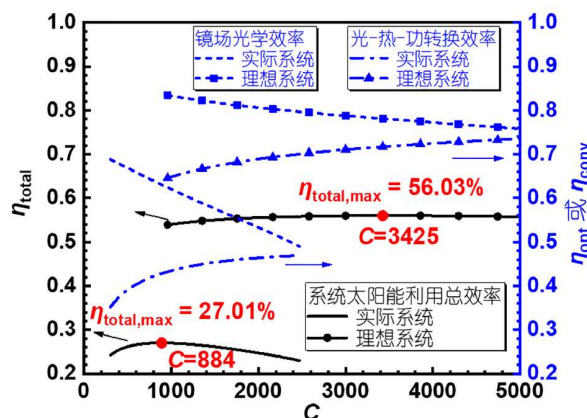


图8 实际系统与理想系统的对比
Figure 8 The comparison between the actual system and the ideal system

降更为显著,这是制约系统总效率和单机规模增大的主要因素.对于下一代塔式光热电站,为了使得系统总效率不断逼近其理论极限并且提高系统单机规模,有必要进一步提高镜场光学效率,比如开发更加高效的定日镜或者在镜场光学效率分布的指导下优化镜场布局^[30].

5 结论

本文针对塔式聚光太阳能热发电系统开展了太阳能利用总效率极限研究.首先,建立了理想塔式光热发电系统的全链条效率极限理论模型,包括镜场光学效率 η_{opt} 、吸热器光-热转换效率 η_{rec} 以及动力循环热-功转换效率 η_{t} .分析表明,除了吸热器运行温度 T 以外,聚光比 C 同样是影响系统总效率极限的关键参数,系统总效率极限 η_{total} 与上述两项关键参数之间的构效关系可表示为: $\eta_{\text{total}}(C,T)=\eta_{\text{opt}}(C)\cdot\eta_{\text{rec}}(C,T)\cdot\eta_{\text{t}}(T)$.

其次,定量分析了聚光比 C 和吸热器运行温度 T 对理想塔式光热发电系统中各项效率以及总效率极限的影响规律,为系统的设计与优化指明了方向.结果表明,随着聚光比 C 的增加,镜场光学效率极限 $\eta_{\text{opt}}(C)$ 逐渐衰减,而光-热-功转换效率极限 $\eta_{\text{rec}}(C,T)\cdot\eta_{\text{t}}(T)$ 则逐渐提高,两者相互制约.根据所获得的构效关系,存在最佳聚光比和运行温度使得系统总效率极限 $\eta_{\text{total}}(C,T)$ 达到最高.

最后,在理想系统总效率极限分析的指导下,针对实际的塔式光热电站,提出了“以热定温、以光定比”的多级寻优方法,以获得电站的最高总效率及对应的设计参数.结果表明,对于哈密50 MW塔式光热电站,在真实的镜场和循环构型约束下,其最高总效率为27.01%,相比于现有哈密电站的总效率(约15%)可提高12%.该最高总效率所对应的最佳聚光比为884,最佳吸热器运行温度为720℃.

参考文献

- 1 Pitz-Paál R. Concentrating solar power: still small but learning fast. *Nat Energy*, 2017, 2: 17095
- 2 He Y L, Wang K, Qiu Y, et al. Review of the solar flux distribution in concentrated solar power: non-uniform features, challenges, and solutions. *Appl Therm Eng*, 2019, 149: 448–474
- 3 He Y L, Qiu Y, Wang K, et al. Perspective of concentrating solar power. *Energy*, 2020, 198: 117373
- 4 Du B C, Zheng Z J, He Y L, et al. Non-uniform characteristics of solar flux distribution in the concentrating solar power systems and its corresponding solutions: a review (in Chinese). *Chin Sci Bull*, 2016, 61: 3208–3237 [何雅玲, 王坤, 杜保存, 等. 聚光型太阳能热发电系统非均匀辐射能流特性及解决方法的研究进展. 科学通报, 2016, 61: 3208–3237]
- 5 Shockley W, Queisser H J. Detailed balance limit of efficiency of p-n junction solar cells. *J Appl Phys*, 1961, 32: 510–519
- 6 He Y L, Qiu Y, Tao Y B, et al. Principles, Technologies and Numerical Methods of Solar Thermal Power (in Chinese). Beijing: Science Press, 2023 [何雅玲, 邱羽, 陶于兵, 等. 太阳能光热发电原理、技术及数值分析. 北京: 科学出版社, 2023]
- 7 Press W H. Theoretical maximum for energy from direct and diffuse sunlight. *Nature*, 1976, 264: 734–735
- 8 Haught A F. Physics considerations of solar energy conversion. *J Sol Energy Eng*, 1984, 106: 3–15
- 9 Badescu V. How much work can be extracted from a radiation reservoir? *Physica A-Statistical Mech its Appl*, 2014, 410: 110–119
- 10 González-Mora E, Poudel R, Durán-García M D. A practical upper-bound efficiency model for solar power plants. *J Non-Equilibrium ThermoDyn*, 2023, 48: 331–344
- 11 Singh N, Kaushik S C, Misra R D. Exergetic analysis of a solar thermal power system. *Renew Energy*, 2000, 19: 135–143
- 12 Padilla R V, Fontalvo A, Demirkaya G, et al. Exergy analysis of parabolic trough solar receiver. *Appl Therm Eng*, 2014, 67: 579–586
- 13 Bellos E, Tzivanidis C. A detailed exergetic analysis of parabolic trough collectors. *Energy Convers Manage*, 2017, 149: 275–292
- 14 Ho C K. Advances in central receivers for concentrating solar applications. *Sol Energy*, 2017, 152: 38–56
- 15 Ho C K, Carlson M, Albrecht K J, et al. Evaluation of alternative designs for a high temperature particle-to- CO_2 heat exchanger. *J Sol Energy Eng*, 2019, 141: 021001
- 16 Xu C, Wang Z, Li X, et al. Energy and exergy analysis of solar power tower plants. *Appl Therm Eng*, 2011, 31: 3904–3913
- 17 Zare V, Hasanzadeh M. Energy and exergy analysis of a closed Brayton cycle-based combined cycle for solar power tower plants. *Energy Convers Manage*, 2016, 128: 227–237
- 18 Atif M, Al-Sulaiman F A. Energy and exergy analyses of solar tower power plant driven supercritical carbon dioxide recompression cycles for six different locations. *Renew Sustain Energy Rev*, 2017, 68: 153–167
- 19 Wang K, Li M J, Zhang Z D, et al. Evaluation of alternative eutectic salt as heat transfer fluid for solar power tower coupling a supercritical CO_2 Brayton cycle from the viewpoint of system-level analysis. *J Cleaner Production*, 2021, 279: 123472

- 20 Fan G, Song J, Zhang J, et al. Thermo-economic assessment and systematic comparison of combined supercritical CO₂ and organic Rankine cycle (SCO₂-ORC) systems for solar power tower plants. *Appl Therm Eng*, 2024, 236: 121715
- 21 du Sart C F, Rousseau P, Laubscher R. Comparing the partial cooling and recompression cycles for a 50 MWe sCO₂ CSP plant using detailed recuperator models. *Renew Energy*, 2024, 222: 119980
- 22 Soumhi M, Zalim Y, Ahmadi Z E, et al. Comparative study of supercritical CO₂ brayton cycles for solar towers plants in arid climates: design and off-design performance. *Energy Convers Manage*, 2025, 337: 119902
- 23 Lahlou R, Younes K, Abdullah M, et al. Pushing the envelope: advanced 3D secondary concentrators for high-temperature solar power. *Renew Sustain Energy Rev*, 2025, 222: 115941
- 24 Tuo Y, Feng G, Zhou D, et al. Optical performance enhancement of beam-down solar tower systems over a wide temperature range. *Sol Energy*, 2025, 301: 113944
- 25 He Y L, Wang W, Jiang R, et al. Liquid-based high-temperature receiver technologies for next-generation concentrating solar power: a review of challenges and potential solutions. *Front Energy*, 2023, 17: 16–42
- 26 Qiu Y, He Y L, Li P, et al. A comprehensive model for analysis of real-time optical performance of a solar power tower with a multi-tube cavity receiver. *Appl Energy*, 2017, 185: 589–603
- 27 Wang K, He Y L, Zhu H H. Integration between supercritical CO₂ Brayton cycles and molten salt solar power towers: a review and a comprehensive comparison of different cycle layouts. *Appl Energy*, 2017, 195: 819–836
- 28 Siebers D L, Kraabel J S. Estimating Convective Energy Losses from Solar Central Receivers. Technical Report. California: Sandia National Laboratories, 1984
- 29 Jiang R, Li M J, Wang W Q, et al. A novel numerical methodology of solar power tower system for dynamic characteristics analysis and performance prediction. *Energy*, 2024, 292: 130469
- 30 Jiang R, Du S, Li M J, et al. A novel method for optical performance prediction of heliostat fields based on ray tracing and polygon clipping algorithm. *Renew Energy*, 2025, 255: 123829

补充材料

- 图S1 理想条件下塔式光热发电系统物理模型示意图
- 图S2 定日镜在吸热器竖直切面上形成的光斑示意图
- 图S3 切面上的光斑与吸热器投影
- 图S4 大气衰减效率和余弦效率计算示意图
- 图S5 完整环形镜场的年平均光学极限效率分布
- 图S6 不同等效效率线围成的镜场
- 图S7 不同聚光比条件下的镜场年均光学效率极限
- 图S8 理想光-热转换效率和热-功转换效率
- 图S9 理想光-热-功转换效率
- 图S10 C=3425时理想系统的太阳能利用总效率随吸热器运行温度的变化
- 图S11 C=3425时的最佳镜场布局范围
- 图S12 实际聚光集热子系统
- 表S1 镜场和吸热器关键参数
- 表S2 实际定日镜和吸热器的具体参数

本文以上补充材料见网络版csb.scichina.com. 补充材料为作者提供的原始数据, 作者对其学术质量和内容负责.

Summary for “塔式聚光太阳能热发电系统总效率极限研究”

The upper limit of total efficiency of solar power tower system

Ya-Ling He^{1*}, Rui Jiang¹, Sheng-Yuan Zhong², Shen Du¹ & Meng-Jie Li¹

¹ Key Laboratory of Thermo-Fluid Science and Engineering of Ministry of Education, School of Energy and Power Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China

² Science and Technology Research Institute of China Three Gorges Corporation, Beijing 100038, China

* Corresponding author, E-mail: yalinghe@mail.xjtu.edu.cn

Determining the upper limit of concentrated solar power (CSP) systems' total efficiency is fundamental to guiding system design and optimization. The energy transfer and conversion processes in such systems primarily include solar concentration, optical-thermal conversion, and thermal-power conversion. While the mutual constraint between the optical-thermal conversion efficiency (η_{rec}) and the thermal-power conversion efficiency (η_{t}) has been well recognized, the relationship between the optical efficiency of the concentration process (η_{opt}) and the other two efficiencies remains unclear. Consequently, the upper limit of systems' total efficiency (η_{total}) and its key influencing parameters have yet to be fully elucidated. In assessments of systems' total efficiency, the optical efficiency is often treated as a constant—either idealized to 1 without specifying the type of concentration system, or assigned an empirical value. These simplifications fail to account for its actual variation with the geometric configuration of the concentration system. The aforementioned problems make it difficult to further guide the design of the system. To address this issue, this study focuses on solar power tower (SPT) systems and develops a theoretical full-chain efficiency limit model for an ideal SPT system, followed by an investigation of the upper limit of systems' total efficiency. The results reveal that, in addition to the receiver operating temperature (T), which is widely acknowledged, the concentration ratio (C) is also a key parameter affecting the upper limit of systems' total efficiency. The relationship between η_{total} and key parameters can be expressed as: $\eta_{\text{total}}(C, T) = \eta_{\text{opt}}(C) \cdot \eta_{\text{rec}}(C, T) \cdot \eta_{\text{t}}(T)$. Quantitative analysis indicates that as C increases, the heliostat field optical efficiency limit $\eta_{\text{opt}}(C)$ gradually decreases, whereas the optical-thermal-power conversion efficiency limit $\eta_{\text{rec}}(C, T) \cdot \eta_{\text{t}}(T)$ increases, revealing a clear trade-off. It can be found that an optimal combination of C and T exists that maximizes $\eta_{\text{total}}(C, T)$. Based on this insight, a multi-stage optimization strategy—“temperature by thermal performance, ratio by optical efficiency”—is proposed for the practical design of SPT plants. This strategy operates on two distinct principles. First, it identifies the optimal operating temperature for each concentration ratio by maximizing the system's optical-thermal-power conversion efficiency—a principle termed “temperature by thermal performance.” Second, it determines the best concentration ratio by maximizing the total system efficiency, which incorporates coupled optical performance, referred to as “ratio by optical efficiency”. Taking the Hami 50 MW SPT plant as an example, the highest total efficiency under the constraints of the real heliostat field and cycle configuration is presented, along with the corresponding optimal concentration ratio and the optimal operating temperature of the receiver. This highest total efficiency (27.01%) represents a 12% increase compared to the current total efficiency of the Hami 50 MW SPT plant (approximately 15%). The proposed analysis of the upper limit of systems' total efficiency and multi-stage optimization approach can provide valuable guidance for the design and performance enhancement of next-generation solar power tower plants.

solar power tower system, optical efficiency, optical-thermal-power efficiency, upper limit of total solar energy utilization efficiency

doi: [10.1360/CSB-2025-5417](https://doi.org/10.1360/CSB-2025-5417)