arXiv:2302.03177v1 [eess.SY] 7 Feb 2023

水动力涡轮机的控制协同设计：开环最优控制与反馈控制的比较研究

Mohammad Reza Amini[1], Boxi Jiang[1], Yingqian Liao[2], Kartik Naik[1], Joaquim R.R.A. Martins[2], 和 Jing Sun[1]

摘要——**控制协同设计（CCD）通过同时探索物理设计空间和控制设计空间来优化系统性能。常用的 CCD 框架旨在实现开环最优控制（OLOC）轨迹，同时在控制与设计参数约束下优化物理设计变量。本研究不同于基于 OLOC 方案的传统 CCD 方法，提出了一种明确考虑反馈控制器的 CCD 表述。在该表述中，我们考虑了基于比例线性状态反馈和二次状态反馈的两种控制律，并对控制增益进行优化。仿真结果表明，反馈控制器可以近似 OLOC 轨迹。尽管采用反馈控制器的 CCD 所产生的总能量略低于采用 OLOC 的 CCD，但其控制结构简单得多，且在存在不确定性和扰动时性能更加稳健，因此适用于实时控制。本文研究了存在不确定性和扰动时采用反馈控制器的最优水动力涡轮机设计性能，以展示其优势，并指出在 CCD 阶段明确纳入反馈控制器所面临的挑战。**

I. 引言

大多数复杂工程系统本质上具有多学科特性。通常，与各学科相关的子系统之间存在耦合，其中一组决策变量的最优值取决于另一组决策变量的选定值。以往研究表明，对于此类系统采用传统的序贯优化方法可能导致系统级次优性或约束违反 [1]–[3]。控制协同设计（CCD）旨在对系统的被控对象和控制器进行协同优化，同时考虑二者之间的耦合关系 [4]。

过去，控制协同设计框架已广泛用于研究和优化可再生能源系统的物理设计与控制系统，参见 [5]–[12], 及其中的参考文献。在本研究中，我们聚焦于水动力涡轮机（HKT），其被控对象优化旨在最大化涡轮机叶片的流体动力学性能，而控制优化旨在最大化能量生成。优化问题的目标函数直接取决于叶片几何形状（由被控对象的决策变量定义）和旋转速度（由控制决策变量调节）。在我们先前的研究 [11],中，我们发现控制约束是一个强耦合因素它耦合了最优被控对象设计变量与最优控制轨迹，因此促使我们采用基于 CCD 的解决策略。 [11] 中的 HKT协同控制与设计结果表明，在存在被控对象-控制器设计空间耦合的情况下，与序贯设计优化方法相比，CCD 会产生不同的最终设计，并带来更高的能量生成。与大多数现有 CCD 公式 [12]–[17], 类似， [11] 中的设计优化方法采用结合开环最优控制（OLOC）的 CCD，其中控制轨迹与设计空间变量共同优化。

尽管采用 OLOC 方案的 CCD 框架有助于深入研究并解决固有的被控对象-控制器设计空间耦合问题，但这类控制方案并不可实现。作为替代方案， [18] 提出了一种方法，利用代理函数将闭环性能纳入 CCD 框架。然而，对于包含大量被控对象变量的情形，该方法计算开销很大，甚至可能无法实施。在 CCD 中采用反馈控制，能够明确地促成采用可实现控制方案的设计过程，同时也能自然地增强系统对扰动和不确定性的鲁棒性，如 [19], [20] 所示。此外，先前关于采用反馈控制的 CCD 研究表明，在不存在扰动或不确定性的情况下，与 OLOC 方案相比，其性能仅略有下降 [19], [20]。然而，如何为 CCD 确定控制架构并对闭环控制进行参数化，通常仍是尚未解决的问题。

在本研究中，我们将 OLOC 方案与两种反馈控制架构（线性状态反馈和二次状态反馈）进行比较，并表明这些闭环控制架构的系统性能相当（差异在 1% 以内）。此外，我们研究了所提出的控制架构对系统不确定性的鲁棒性；不出所料，反馈控制方案的表现优于 OLOC 方案。为进一步证实上述结论并展示所提出反馈控制架构的有效性，我们比较了闭环公式与一种已知不确定性的 OLOC 方案的控制性能。

本研究的主要贡献有两方面。首先，我们提出了两种可实现的反馈控制架构及其相应的 CCD 表述。在我们先前的工作 [11],基础上，我们以此前开发的 OLOC 方案作为性能基准，展示了所提出反馈控制方案的有效性。其次，我们对各控制器在不同流动不确定性下的控制性能进行了比较研究，以表明所选反馈控制方案的表现可与全知控制器（已知不确定性的 OLOC）相媲美。

[1]M.R. Amini、B. Jiang、K. Naik 和 J. Sun 就职于密歇根大学海军建筑与海洋工程系，美国密歇根州安娜堡市，邮编 48109。电子邮箱：{mamini,boxij,naikk,jingsun}@umich.edu [2]Y. Liao 和 J.R.R.A. Martins 就职于密歇根大学航空航天工程系，美国密歇根州安娜堡市。电子邮箱：{yqliao,jrram}@umich.edu

本文其余部分安排如下：第 II 节概述 HKT系统，包括被控对象和控制系统。第 III 节介绍 HKT 的 CCD优化表述。第 IV 节展示 CCD 优化结果，并比较所提出各表述的性能。第 V 节对流动不确定性进行敏感性分析，以评估所提出控制方案的鲁棒性。最后，第 VI 节总结全文。

II. 最大功率输出的转子叶片设计与控制

HKT系统设计与控制空间优化的主要目标，是在时变水流条件下使其能量产出最大化。对于基准设计，本文采用 [21]，中的自由来流三叶片水平轴水轮机几何结构，并在第 II-A 节中作简要介绍。为模拟并预测具有特定几何设计变量的转子性能，本研究采用基于叶素动量（BEM） [22] 理论的准静态模型。如图 1 所示，BEM 将叶片划分为若干段，每段称为一个叶素。设计优化问题的具体表述详见第 III 节。

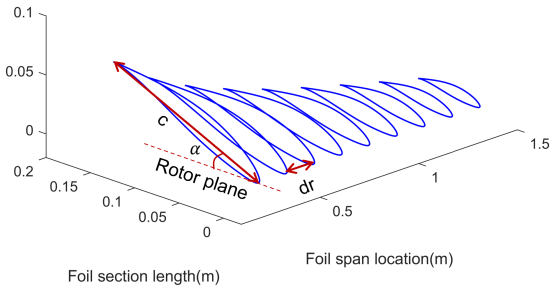


图 1. BEM 中叶片几何形状与模型的示意图。c：弦长，α：扭转角，dr：沿半径离散的叶片段长度。

A. 基准*HKT*模型

基准 HKT 几何结构采用自 [21]。应用 3.5:1 的几何缩放比，使缩放后的模型额定功率达到 5 kW；该功率由 ARPA-E SHARKS 计划针对偏远河流应用选定 [23]。原始 Bahaj 模型 [21]与缩放后的模型保持相同的几何和运动学特性。假设转子性能满足雷诺数不变。本文所用原始 Bahaj 模型和缩放后的 HKT 模型的详细参数列于表 I。

表 I 本研究所用 BAHAJ 水轮机及缩放后的HKT模型的规格。

	巴哈吉水轮机 [21]	缩比 HKT 模型
额定功率（kW）	0.4	5
额定流速（m/s）	1.5	1.7
转子直径 (m)	0.8	2.8
叶片数量 (-)	3	3

B. 转子设计变量

本文选取沿叶片分布的扭转角和弦长作为 HKT 设计空间优化的几何变量。其他设计变量，例如沿半径方向的厚度弦长比和叶片半径，则保持不变。水轮机简化为仅采用一种翼型剖面，即 Bahaj 水轮机 [21]所用的 NACA63815翼型。为定义水轮机转子的设计变量，首先将叶片离散为九个分段。假设涡轮叶片为实心且由 6061铝合金制成，据此计算水轮机质量和转动惯量。

C. 采用开环最优控制（*OLOC*）的 *CCD*

当 HKT 在额定功率以下区域运行时，采用变速控制来跟踪水轮机的最大功率系数轨迹 [24]。水轮机的最大功率系数由 HKT 的物理设计决定。我们首先考虑采用开环最优控制（OLOC）进行转矩调节 [25]，并假设可以直接控制发电机转矩以实现最优功率生成。在初始设计优化阶段，我们还假设已知准确的来流速度廓线；在第 V 节研究来流条件存在不确定性时的系统性能时，将放宽这一假设。连续的 OLOC 轨迹采用三阶勒让德-高斯-洛巴托配点法进行时间离散化，随后在 Dymos 中将其作为非线性规划问题进行数值求解 [26]。每个时刻的发电机转矩均视为控制空间优化变量（u）。第 III 节还将进一步分析对发电机转矩施加约束和不施加约束的不同情形。

D. 采用反馈控制器的 *CCD*

除了 OLOC 公式外，我们还考虑了一种新的 CCD 形式，其中采用反馈控制器来控制发电机转矩。反馈控制采用 HKT 旋转速度（ω）和转速平方（ω^2）。我们注意到，先前的研究表明，“$K\omega^2$”控制律能够使水轮机在额定值以下区域实现接近最优的叶尖速比跟踪 [27]–[29]。在我们的 CCD 公式中，反馈增益是控制空间设计变量。采用 OLOC 的 CCD 与采用反馈控制器的 CCD 之间的主要区别在于，前者对控制轨迹进行优化，而后者通过优化一个恒定增益来优化机械功率输出。后一种形式将控制设计变量的数量从 N^*（离散时间采样点的数量）减少到 1。采用线性旋转速度（u_l）和转速平方（u_q）的反馈控制器分别定义如下：

$$u_l = K_1\omega, \tag{1}$$

$$u_q = K_2\omega^2, \tag{2}$$

其中，K_1 和 K_2 是固定的反馈增益，将在 CCD过程中进行优化。与采用 OLOC 的第 II-C 节类似，第 III 节也分析了发电机转矩受限和不受限的不同情形。

需要注意的是，式（1）和（2）中带反馈控制器的 CCD 无法显式处理 u 上的约束，因此可能需要采用饱和函

数。为了改善带约束的 CCD 优化问题的条件，并避免导数不连续可能导致的数值困难，可以不采用标准饱和函数（$sat()$）：

$$sat(u,\gamma)=\begin{cases}u, & |u|\le\gamma\\ \gamma sign(u), & |u|\ge\gamma,\end{cases} \tag{3}$$

本文采用一种平滑版的饱和函数（$\tilde{sat}()$），该函数改编自 [30]，用于限制控制信号 $u\in[0,\gamma]$，如下所示：

$$\tilde{sat}(u,\gamma,\mu)=\frac{\gamma}{4}\left(2+\sqrt{\nu+(\frac{2u}{\gamma})^2}-\sqrt{\nu+(\frac{2u}{\gamma}-2)^2}\right), \tag{4}$$

其中，γ 是 u的限值，ν 是一个较小的正数。当 ν 设为 0.001 时，式（4）中的平滑饱和函数能够近似式（3）中的原始饱和函数，误差为限值的 $<1\%$。

E. 优化器

我们使用 SNOPT [31], 这一知名的序列二次规划算法作为优化器，用于 CCD 优化，其可行性容差和最优性容差均为 10^{-8} 。

III. 控制协同设计

采用由水动力分析和最优转矩控制构成的耦合模型来执行 CCD 优化。CCD 通过同时协同优化沿半径分布的扭转角 α 和弦长 c，以及控制变量 u来进行设计优化，其中 u定义为发电机转矩。转子产生的功率 P 为

$$P=Q\omega, \tag{5}$$

其中，流体诱导转矩 Q 是速度v、 c_i, α_i和叶尖速比 $TSR=\frac{\omega r}{v}$ 的函数，其中r 是涡轮半径。对于 HKT 旋转速度动力学（$\dot{\omega}$），采用一个简单的动态模型，假设传动系统为刚性且能量损失可忽略：

$$\dot{\omega}=\frac{Q-u}{I_{turbine}}, \tag{6}$$

其中，$I_{turbine}$ 是取决于弦长的转子惯量。本研究忽略发电机动力学。

时间段 $[0,t]$ 内采用 OLOC 过程的 CCD 示意图如图 2 所示，其中 CCD 的公式为

$$\begin{aligned}\underset{u_{[0,t]},c_i,\alpha_i}{\text{maximize}}\quad & J=\int_0^t Q\omega dt\\ \text{subject to}\quad & \dot{\omega}=\frac{Q-u}{I_{turbine}},\\ & Q=g(c_i,\alpha_i,v,TSR),\\ & 0.01\ m<c_i\le 1\ m\quad i=1,2,...,N,\\ & -30^\circ\le\alpha_i\le 30^\circ\quad i=1,2,...,N,\\ & 0\le u_{[0,t]}\le u_{max},\\ & 0\le\omega,\end{aligned} \tag{7}$$

其中，函数 g 基于叶素动量理论，使用 CCBlade [32] 计算流体诱导转矩。 N为涡轮叶片上的离散叶素数量，u_{max} 为发电机转矩的上限。水轮机的旋转速度被限制为正值，即只能沿一个方向旋转。

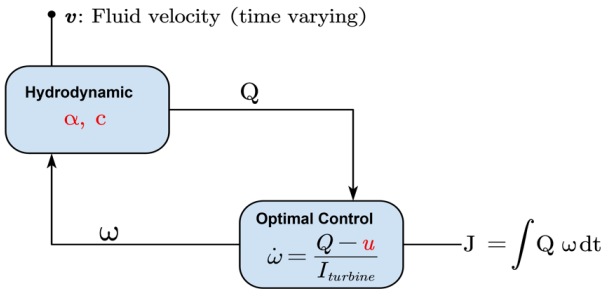


图 2. CCD 优化过程示意图。

对于采用反馈控制器的 CCD 案例，对（7）中的优化公式稍作调整如下：

$$\begin{aligned}\underset{K_j,c_i,\alpha_i}{\text{maximize}}\quad & J=\int_0^t Q\omega dt\\ \text{subject to}\quad & \dot{\omega}=\frac{Q-u}{I_{turbine}},\\ & u=\tilde{sat}(K_j\omega^j,u_{max},\mu),\\ & Q=g(c_i,\alpha_i,v,TSR),\\ & 0.01\ m<c_i\le 1\ m\quad i=1,2,...,N,\\ & -30^\circ\le\alpha_i\le 30^\circ\quad i=1,2,...,N,\\ & 0\le\omega,\end{aligned} \tag{8}$$

其中，$j=1$ 表示以线性 ω 作为反馈（1）时的控制器，而 $j=2$ 表示以 ω 的平方（2）作为反馈时的情况，即二次反馈控制器。

IV. 比较案例研究

我们在先前的研究中表明 [11]，对于第 III 节所定义的案例研究，在不存在控制输入约束的情况下，顺序设计优化与 CCD 设计优化将得到相同的最终转子几何形状，从而揭示控制与物理设计空间之间耦合关系的相关见解。本节考虑两种场景。在场景1中，我们分别采用 OLOC 和反馈控制执行 CCD。在场景2中，我们执行与场景1相同的设计优化，同时施加控制负载约束。

A. 场景*1*：无控制载荷约束

首先，让我们考虑一个定义如下的简单假设的来流条件

$$v(t)=1.2+\frac{0.2}{1+e^{(-(t-30))}}. \tag{9}$$

式 (9) 中定义的来流条件表示流动速度从初始值 1.2 m/s平滑阶跃变化至 1.4 m/s，变化发生在约 $t=30$ s时。图 3 展示了采用 OLOC、线性反馈 (1) 和二次反馈 (2) 的 CCD 所对应的控制载荷和涡轮机转速轨迹。可以看出，与线性

反馈控制器不同，二次反馈控制器具有与 OLOC 情况相近的稳态性能（即在阶跃变化前后旋转速度均保持恒定）。优化后的线性和二次控制器增益 (K_1, K_2) 列于表 II。

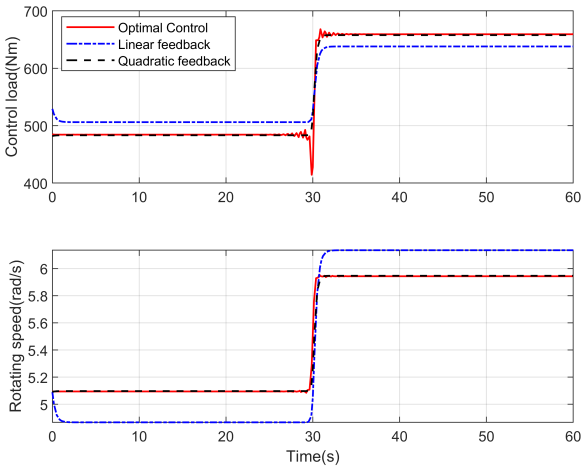


图 3. 针对式 (9) 定义的来流条件优化后，CCD 采用 OLOC、线性反馈和二次反馈时的控制载荷（上）和 HKT 旋转速度（下）。

表 II 针对来流条件 (9)，无控制负载约束的 CCD 的反馈控制器增益和总能量输出。

CCD 方法	**控制增益** $K_1,\ K_2$	**能量输出** $[J]$
OLOC	N/A	191563（引用）
线性反馈控制	104.03 $[Nm/(rad/s)]$	191378 (-0.1%)
二次反馈控制	10.98 $[Nm/(rad/s)^2]$	191560 (-0.002%)

如表 II 所示，采用 OLOC 的 CCD 能量输出最高。与 OLOC 情形相比，采用线性和二次反馈控制器的设计所产生的能量分别少 0.1% 和 0.002%。图 3 和表 II 所示结果表明，对于假设的来流条件 (9)，通过 CCD 框架和线性、二次反馈控制器，均可有效近似 OLOC 轨迹，其中二次反馈控制器的近似结果最佳。

对于以下定义的更复杂来流条件

$$v_0(t) = 0.2\sin(0.25t) + 1.5. \qquad (10)$$

重复进行采用 OLOC 以及线性和二次反馈控制器的 CCD 过程。物理几何形状结果，即扭转角和弦长分布，绘于图 4 中，并与基准设计进行比较。图6还展示了采用这三种控制器进行 CCD 优化所得到的 HKT 旋转速度、叶尖速比、控制载荷和流体诱导转矩。反馈控制器的最优增益，以及采用这三种控制器进行 CCD 所得到的总能量输出，列于表 III。

图 4 显示，控制方法（即 OLOC 或反馈控制）会影响设计空间，二次

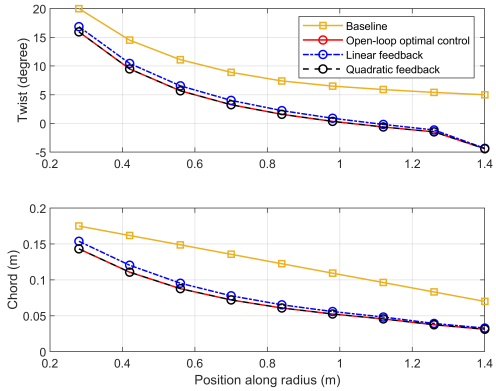


图 4. 对比采用 OLOC、线性反馈控制器和二次反馈控制器进行 CCD 优化得到的物理几何形状，以及未对控制施加约束时的基准设计；来流条件定义见 (10)。（上）扭转角；（下）弦长。

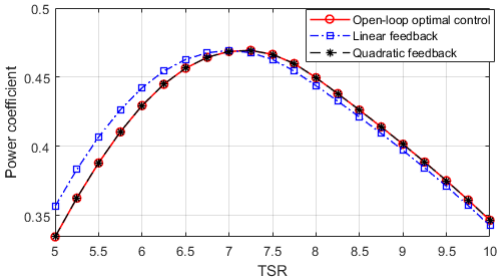


图5. 在不对控制载荷施加约束的情况下，采用 OLOC、线性反馈和二次反馈进行 CCD 优化所得的功率系数与尖速比的关系。

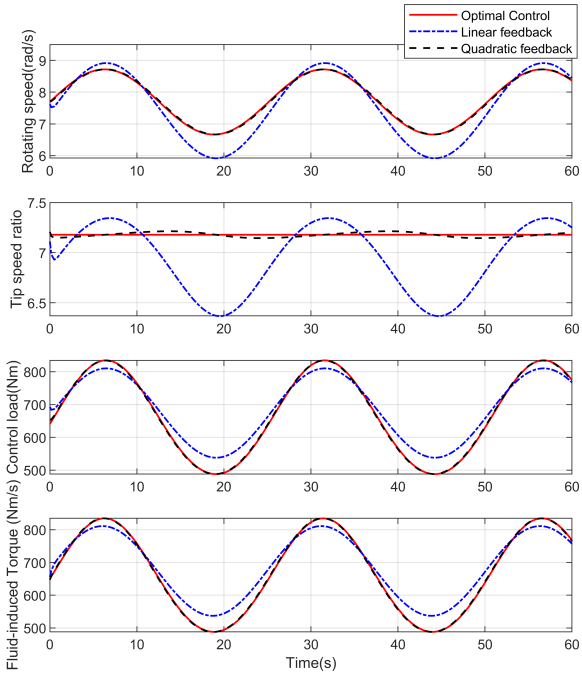


图6. 针对 (10) 中定义的来流条件进行优化后，采用 OLOC、线性反馈和二次反馈进行 CCD 优化所得的 HKT 旋转速度、叶尖速比、控制载荷和流体诱导转矩。

几何设计最接近采用 OLOC 的 CCD 的反馈控制器。在 HKT 的旋转速度、控制载荷和流体诱导转矩方面也能观察到相同趋势：采用二次反馈控制器的 CCD 所产生的轨迹与

表 III 流动条件 (10) 下无控制负载约束时 CCD 的反馈控制器增益和总能量输出。

CCD 方法	**控制增益** K_1，K_2	**能量输出** $[J]$
OLOC	N/A	322248（参考）
线性反馈控制	90.90 $[Nm/(rad/s)]$	320312 (-0.601%)
二次反馈控制	10.98 $[Nm/(rad/s)^2]$	322239 (-0.003%)
Bahaj基准 采用 OLOC 的 HKT	N/A	302778 (-6.042%)

OLOC 的情况相似。另一方面，采用线性反馈控制器的 CCD 则呈现出相对不同的几何设计和性能轨迹。比较表 III 中的能量输出结果可以看出，三种 CCD 情况的能量生成水平相同，其中线性反馈控制器的能量输出最低，即比 OLOC 情况低 0.6%。基准几何形状与优化后的几何形状之间也存在明显差异。请注意，表 III 还列出了采用 OLOC、未进行设计优化的基准 HKT [21] 的能量输出，这表明 CCD 可使能量输出提高 6%。

与线性反馈控制器相比，二次反馈控制器的性能更好，而且能够准确逼近 OLOC 轨迹；图 6 中的叶尖速比（TSR）子图可以解释这一点。在没有控制载荷约束的情况下，可以看到 OLOC 将 TSR 保持在 7.18，这正是图 5 所示采用 OLOC 的 CCD 情形下的最优 TSR 值。对于采用二次反馈控制器的 CCD 情形，优化会尝试寻找最优增益 K_2，使 TSR 达到与 OLOC 相近的值。然而，受反馈结构和固定增益的限制，二次反馈控制器无法将 TSR 保持在其最优值。线性反馈控制器的控制能力局限更大，导致 TSR 出现相对较大的变化，如图 4 所示。请注意，当以速度作为反馈量时，控制轨迹必须与旋转速度同相。

总体而言，本节针对式（9）和式（10）所定义的来流条件开展的两个案例研究表明，在控制载荷不受约束的情况下，基于 HKT 旋转速度的二次反馈控制器能够准确逼近 OLOC 轨迹。采用最优增益的此类反馈控制器可直接用于最优几何设计闭环控制器的实时实现。上述分析还表明，CCD 优化可为反馈控制器结构的选择提供依据，即采用线性反馈还是二次反馈。对于 HKT 应用，与线性反馈控制器相比，二次反馈控制器更适合作为反馈控制器架构。

B. 场景*2*：带有控制载荷约束

在第二种情形中，CCD 优化对控制载荷 700 Nm 施加了上限。正如前文所述，且 [11], 所揭示的，加入控制载荷约束会使控制与设计空间之间产生强耦合，进而影响最优物理几何形状以及最优控制轨迹/增益。此外，在控制载荷受到约束时，CCD 问题可能不再等同于最优尖速比跟踪。对于式（10）所定义的相同来流条件，重复进行采用 OLOC 和反馈控制器的 CCD 优化。结果汇总于图7和图9以及表IV。

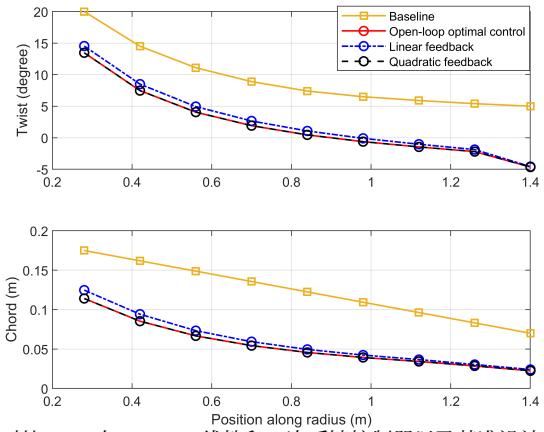


图7. 对比 CCD 在 OLOC、线性和二次反馈控制器以及基准设计下进行优化后的物理几何形状，其中来流条件由式（10）定义，且控制受到约束。（上）扭转角；（下）弦长。

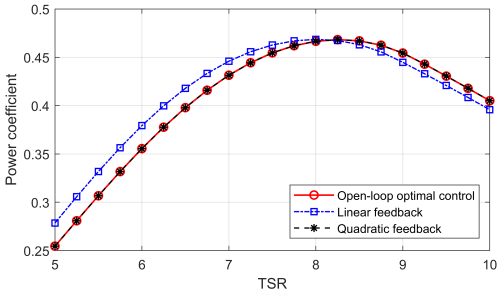


图8. 在控制负载约束下，CCD 优化结合 OLOC、线性反馈和二次反馈时的功率系数与尖速比的关系。

表IV 来流条件（10）下，带有控制负载约束的 CCD 反馈控制器增益及总能量输出。

CCD 方法	**控制增益** K_1，K_2	**能量输出** $[J]$
OLOC	N/A	321316（参考）
线性反馈控制	68.64 $[Nm/(rad/s)]$	319443（-0.6%）
二次反馈控制	7.16 $[Nm/(rad/s)^2]$	321294 (-0.007%)

对比图9和图6还表明，控制载荷约束会影响旋转速度、尖速比、控制载荷和流体诱导转矩。对于采用 OLOC 的 CCD，图8所示的最优尖速比（即 8.27）由于控制载荷的硬性限制，无法始终维持。令人惊讶的是，采用二次反馈的 CCD

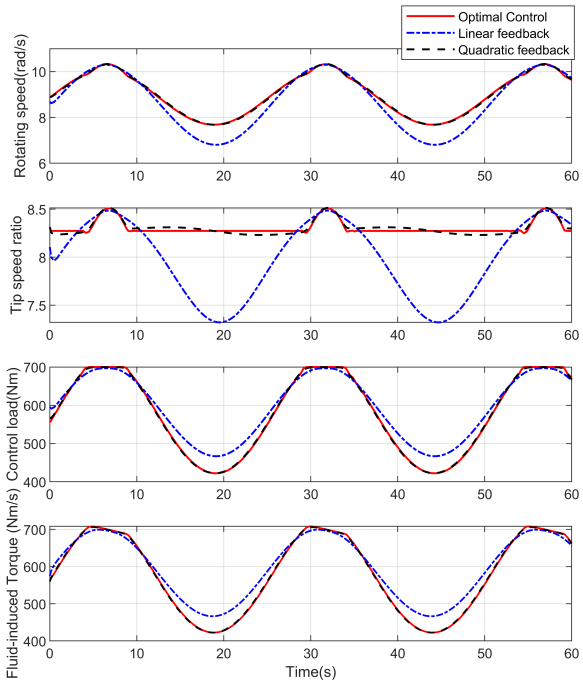


图9. 采用 OLOC、线性反馈和二次反馈进行 CCD 优化后得到的 HKT 旋转速度、叶尖速比、控制载荷和流体诱导转矩；优化针对式 (10) 定义的来流条件，并对控制施加约束。

控制器即使采用固定反馈增益，仍能逼近 OLOC 轨迹。因此，二次反馈控制器能够产生能量，其表现与采用 OLOC 的 CCD 情形非常接近（能量输出仅低 0.007%）。与 IV-A 节的结果类似，采用线性反馈控制器的 CCD 能量输出较低（比 OLOC 低 0.7%），且几何设计轮廓和性能轨迹有较明显差异。由于线性反馈控制器显式使用旋转速度，旋转速度、控制载荷和流体诱导转矩均呈正弦曲线，与来流速度的正弦曲线一致。另一方面，二次反馈控制器采用非线性反馈（ω^2），因而能够施加非正弦控制载荷，有助于获得更接近 OLOC 情形的结果。

总之，第二节 C 中得出的主要结论与本节在控制载荷约束下观察到的结果一致。CCD 结果证实，OLOC 轨迹可以通过二次反馈控制器准确近似，从而得到一个经过优化反馈增益的反馈控制器。与线性反馈控制器相比，该控制器能够产生相同水平的能量，同时结构简单得多，因此更适合在最终优化后的 HKT设计中进行闭环实时实现。此外，反馈控制器用于实时实现的一个天然优势，是其对扰动和不确定性具有固有的鲁棒性。为考察这一优势，下一节将对 CCD 优化得到的 HKT 物理设计进行仿真，仿真中采用反馈控制器，并考虑流动条件不确定性。

V. 流动条件不确定性敏感性分析

本节将通过三种不同控制器进行 CCD 优化得到的 HKT 物理设计用作实际涡轮机对象模型，并沿被控对象模型对相应的控制器进行仿真。对于 OLOC，将 CCD 优化得到的控制轨迹应用于 HKT。对于另外两种设计，HKT 被控对象模型与反馈控制器构成闭环，反馈控制器读取 HKT 的旋转速度作为反馈信号。HKT 被控对象模型的控制输入分别根据式（1）和式（2）中定义的线性或二次规律确定。

假设涡轮机速度传感器存在高斯噪声，该噪声仅影响反馈控制器。馈入反馈控制器的实际反馈信号 ($\bar{\omega}$) 计算为 $\bar{\omega} = F[\omega + n]$，其中 n 是预先假设的零均值高斯噪声；与涡轮机转速信号相比，该噪声的平均信噪比 (SNR) 为 20 dB； F 是截止频率为 $0.5\ Hz$ 的二阶巴特沃斯低通滤波器。除旋转速度传感器噪声外，我们还定义了三种流动条件不确定性：

- **A型**：来流振幅存在 10% 的不确定性，$v_A(t) = 1.1v_0 = 1.1(0.2\sin(0.25t) + 1.5)$,
- **B型**：来流频率不确定性，$v_B(t) = 0.2\sin(0.225t) + 1.5$,
- **C型**：来流相位不确定性，$v_C(t) = 0.2\sin(0.25t + 0.2\pi) + 1.5$。

请注意，CCD过程中使用了 v_0 中的条件（10）。然而，评估HKT设计时，其面临的是上述由A、B和C型定义的不同来流条件。反馈控制器能够通过反馈机制对实际来流作出响应，但OLOC与CCD过程中得到的相同。为了进行基准比较，我们还考虑了另一种情况：在精确掌握来流条件的情况下求解并应用OLOC。这种情况可提供不同流动条件下可获取的最大能量输出上限。

对通过CCD获得的设计，其旋转速度、受约束控制载荷和流体诱导转矩在不同控制器下进行了仿真。流动不确定性A、B和C型的结果分别绘制于图10、图11和图12中。所有情况的能量输出结果汇总于表V。请注意，图11和图12中未显示原始OLOC情况，因为在B型和C型流动条件不确定性下，使用原始OLOC轨迹进行HKT仿真会导致旋转速度为负，这种情况不可行，也可能意味着水轮机运行不稳定，无法生成能量。

对于A型流动不确定性，表V列出的结果显示，OLOC的能量输出最差。这并不令人意外，因为OLOC对偏离设计条件很敏感。另一方面，两种反馈控制器的性能轨迹都接近于在已知入流条件偏差时OLOC所达到的轨迹。具体而言，从图10、图11和图12可以看出，与线性

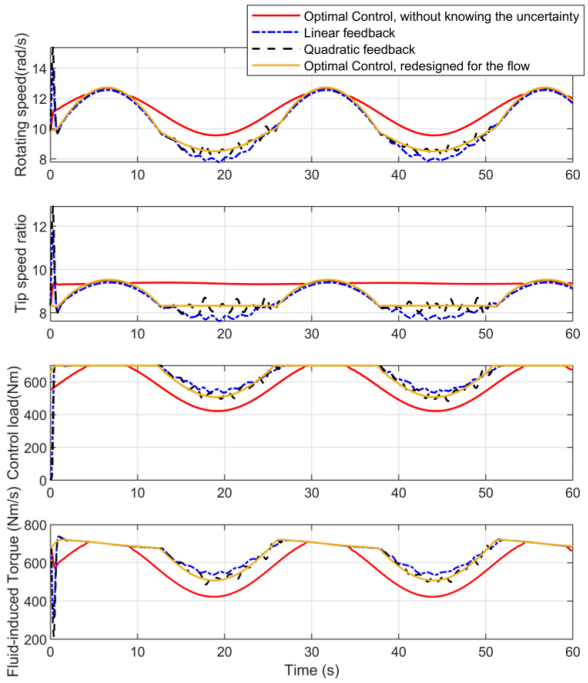


图10. 采用 OLOC、线性反馈和二次反馈进行 CCD 优化后，HKT 在控制约束下、流动条件为 A 型时的性能。

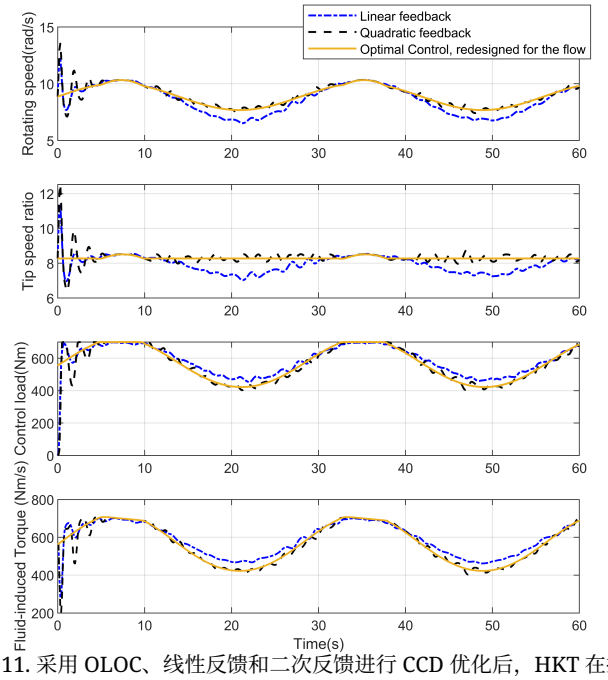


图11. 采用 OLOC、线性反馈和二次反馈进行 CCD 优化后，HKT 在控制约束下、流动条件为 B 型时的性能。

反馈控制器相比，二次反馈控制器的性能更接近于已知入流条件偏差时OLOC所达到的性能。就能量输出而言，表V显示，线性反馈控制器能够达到能量发电上限的99–99.2 %，而二次反馈控制器能够达到能量发电上限的99.5–99.6 %。

总体而言，对流动条件不确定性的敏感性分析证实了：(i) 反馈控制器对这类不确定性具有鲁棒性；(ii) 与.....相比，二次控制器的性能更优。

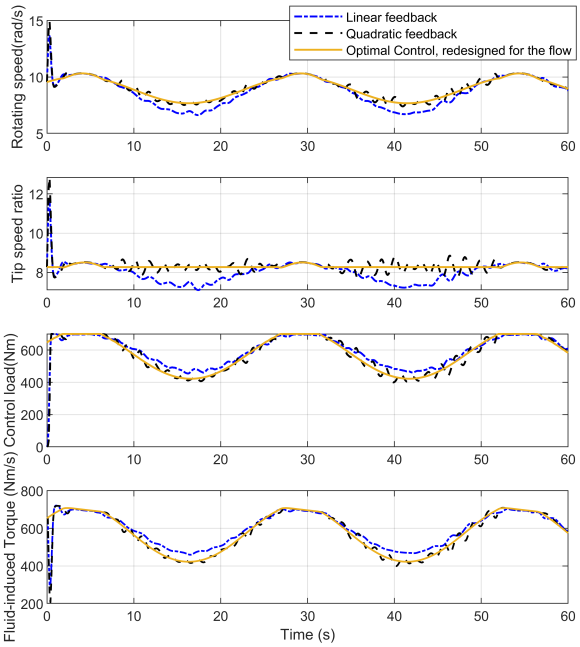


图12. 采用 OLOC、线性反馈和二次反馈进行 CCD 优化后，HKT 在控制约束下、流动条件为不确定性 C 型时的性能。

表V

采用 OLOC、线性和二次反馈控制器（控制受约束）进行 CCD 后得到的最终 HKT 设计的反馈控制器增益和总能量输出，以及流动条件中的不确定性类型 A、B 和 C。

控制方法	**能量输出 [J]** A型	B型	C型
OLOC	398973 (-3.7%)	N/A*	N/A*
线性反馈控制	409807 (-1.0 %)	307622 (-0.9 %)	319226 (-0.8 %)
二次反馈控制	412436 (-0.5 %)	308495 (-0.5 %)	320570 (-0.4 %)
OLOC 重新设计	414301 (参考)	310307 (参考)	321936 (参考)

* HKT 的旋转速度降至负值，无法发电。

线性反馈控制器。此前在 CCD 过程中已得出后一结论，这表明也可以通过比较 OLOC 与不同的反馈控制架构，利用 CCD 确定具有已知结构的最佳反馈控制架构。

VI. 总结与结论

在本文中，我们扩展了先前的研究成果，使水动力涡轮机（HKT）能够通过反馈控制器进行控制协同设计（CCD）。基于这项新进展，我们比较了采用开环最优控制（OLOC）和反馈控制器的水动力涡轮机 CCD。我们研究了两种反馈控制律：一种假设发电机控制负载与涡轮机转速呈线性比例关系，另一种则假设二者呈平方关系，这也称为“$K\omega^2$”律。

比较包括两组情形：不考虑发电机控制负载约束，以及考虑控制负载约

束。与我们之前的研究一致，引入控制负载约束会改变最优物理设计变量。更重要的是，两种情形的结果均表明，不同的反馈控制器会导致不同的物理设计。在所研究的两种反馈控制律中，与线性情形相比， $K\omega^2$ 控制律在实现最优叶尖速比跟踪方面更接近 OLOC 情形的性能。

为展示通过 CCD过程设计的反馈控制器的鲁棒性，我们进一步针对采用反馈控制器进行仿真的最终HKT设计开展了来流条件变化敏感性分析。这些敏感性分析证实：(i) 反馈控制器能够抵御来流不确定性，具有鲁棒性；(ii) 与线性反馈控制器相比，二次反馈控制器的性能更优。

致谢

本研究由美国能源部 (DOE) 通过 ARPA-E 的 SHARKS 计划资助，项目编号为 DE-AR0001438。

参考文献

[1] H.K. Fathy、J.A. Reyer、P.Y. Papalambros 和 A.G. Ulsov。关于被控对象与控制器优化问题之间的耦合。载于美国控制会议（*ACC*），第 3 卷，1869，2001 年，1864 页 – 。[2] D.L. Peters、P.Y. Papalambros 和 A.G. Ulsoy。关于制品与控制器最优设计问题之间耦合度量的研究。载于*International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference*，第 48999 卷，第 1363–1372 页，2009 年。[3] R. Patil、Z. Filipi 和 H. Fathy。利用耦合度量，以计算高效的方式联合优化被控对象设计与控制器。《机械设计杂志》，134(7):071008，2012 年。[4] M. Garcia-Sanz。控制协同设计：改变工程格局的关键。*Ad-vanced Control for Applications: Engineering and Industrial Systems*，1(1):e18，2019 年。[5] H. Ross、M. Hall、D.R. Herber、J. Jonkman、A.K. Sundarrajan、T.T. Tran、A. Wright、D. Zalkind 和 N. Johnson。海洋水动力涡轮机控制协同设计建模工具的开发。技术报告，美国国家可再生能源实验室（NREL），科罗拉多州戈尔登（美国），2022 年。[6] R. Kimball、A. Robertson、M. Fowler、N. Mendoza、A. Wright、A. Goupee、E. Lenfest 和 A. Parker。专题实验活动 1 的结果：涡轮机控制协同设计。载于《物理学杂志：会议系列》，第 2265 卷，文章编号 022082。IOP 出版社，2022 年。[7] J. Deese 和 C. Vermillion。采用 G-最优设计与连续时间自适应律的嵌套式对象/控制器协同设计：理论框架及其在机载风能系统中的应用。《动力系统、测量与控制杂志》，140(12)，2018 年。[8] N. Deodhar 和 C. Vermillion。利用迭代 G-最优实验设计实现实验/数值被控对象与控制系统融合优化的框架。载于*International Design EngineeringTechnical Conferences and Computers andInformationin Engineering Conference*，第 50107 卷，文章编号 V02AT03A010。美国机械工程师学会，2016 年。[9] A. Baheri、J. Deese 和 C. Vermillion。利用贝叶斯优化联合设计被控对象与控制器：机载风能系统案例研究。载于动力系统与控制会议，第 58295 卷，文章编号 V003T40A003。美国机械工程师学会，2017 年。[10] K. Naik、S. Beknalkar、A. Mazzoleni 和 C. Vermillion。面向能量采集海洋风筝的几何、结构与控制融合协同设计框架。载于*2021* 年美国控制会议（*ACC*），第 3525–3531 页，2021 年。[11] B. Jiang、M.R. Amini、Y. Liao、J.R.R.A. Martins 和 J. Sun。采用开环最优控制的水动力涡轮机控制协同设计。*ASME* 第 *41* 届国际海洋、海上与北极工程会议（*OMAE2022*），2022 年。德国汉堡。

[12] L.Y. Pao、D.S. Zalkind、D.T. Griffith、M. Chetan、M.S. Selig、G.K. Ananda、C.J. Bay、T. Stehly 和 E. Loth。13兆瓦下风向双叶片转子的控制协同设计，实现风能平准化成本降低 25%。Annual Reviews in Control，2021 年。[13] A. Deshmukh 和 J. Allison。水平轴风力涡轮机结构与控制系统的同步设计。载于第 54 届 AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC 结构、结构动力学与材料会议，第 1533 页，2013 年。[14] K.P. Naik。场址、设备与控制系统融合协同设计：在水下能量采集风筝中的应用。博士学位论文，北卡罗来纳州立大学，2022 年。[15] A.K. Sundarrajan、Y.H. Lee、J.T. Allison 和 D.R. Herber。采用线性参数时变模型的浮式海上风力涡轮机开环控制协同设计。载于 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference，文章编号 V03AT03A010。美国机械工程师学会，2021 年。[16] X. Du、L. Burlion 和 O. Bilgen。浮式海上风力涡轮机转子叶片的控制协同设计。载于 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition，文章编号 V07AT07A052，2020 年。[17] R.G. Coe、G. Bacelli、S. Olson、V.S. Neary 和 M. Topper。波浪能转换器优化中控制协同设计的初步概念验证。Journal of Ocean Engineering and Marine Energy，6 449，2020 年 4 441( ): – 。[18] K. Naik、S. Beknalkar、J. Reed、A. Mazzoleni、H. Fathy 和 C. Vermillion。水下能量采集风筝系统的被控对象与控制器联合优化。arXiv 预印本 arXiv:2206.08472，2022 年。[19] A.P. Deshmukh、D.R. Herber 和 J.T. Allison。弥合协同设计中开环控制与闭环控制之间的差距：完整的被控对象与控制架构最优设计框架。载于美国控制会议（ACC），第 4916–4922 页，2015 年。[20] A.L. Nash、H.C. Pangborn 和 N. Jain。采用滚动时域模型预测控制的鲁棒控制协同设计。载于 2021 年美国控制会议（ACC），第 373–379 页，2021 年。[21] A.S. Bahaj、A.F. Molland、J.R. Chaplin 和 W. Batten。空化水洞与拖曳水池中海流涡轮机在各种水动力流动条件下的功率与推力测量。Renewable Energy，32(3):407–426，2007 年。[22] S.A. Ning。叶素动量方程的一种简单求解方法，并保证收敛。Wind Energy，17(9):1327–1345，2014 年。[23] M. Garcia-Sanz。利用控制协同设计构建微电网：原理、方法与指标。IEEE Electrification Magazine，9(3):8–17，2021 年。[24] K-H. Kim、T.L. Van、D-C. Lee、S-H. Song 和 E-H. Kim。考虑转子惯性功率的变速风力涡轮机系统最大输出功率跟踪控制。IEEE Transactions on Industrial Electronics，60(8):3207–3217，2012 年。[25] K-H. Kim、D-C. Lee 和 J-M. Kim。风力涡轮机系统最大输出功率的快速跟踪控制。载于第 20 届 Australasian Universities Power Engineering Conference，第 1–5 页，2010 年。[26] R. Falck、J.S. Gray、K. Ponnapalli 和 T. Wright。Dymos：用于多学科系统最优控制的 Python 软件包。Journal of Open Source Software，6(59):2809，2021 年。[27] J.A. Nikhar、S.Z. Daniel、P. Lucy 和 W. Alan。面向固定式与浮式海上风力涡轮机的开源参考控制器。Wind Energy Science，7(1):53–73，2022 年 1 月。[28] E. A. Bossanyi。风力涡轮机闭环控制器的设计。Wind Energy，3(3):149–163，2000 年 7 月。[29] K.E. Johnson、L.Y. Pao、M.J. Balas 和 L.J. Fingersh。变速风力涡轮机控制：用于最大化能量捕获的标准技术与自适应技术。IEEE Control Systems Magazine，26(3):70–81，2006 年。[30] S.N. Avvakumov 和 Y. Kiselev。常微分方程边值问题及其在最优控制中的应用。载于 World Multi-Conf. on Systemics Cybernetics a nd Informatics，2004 年。[31] P.E. Gill、W. Murray 和 M.A. Saunders。SNOPT：用于大规模约束优化的 SQP 算法。SIAM Review，47 131，2005 年 1 99( ): – 。[32] S.A. Ning。CCBlade文档。美国国家可再生能源实验室，2013 年。