# 海上风机导管架支撑结构设计可靠度分析

冀卫东[1]，张禹[1]，杜威[2]，王震[2*]，王景全[2,3]
（1. 金风科技股份有限公司，北京 100176；2. 东南大学土木工程学院，江苏 南京 211189；
3. 江苏大学土木工程与力学学院，江苏 镇江 212013）

**摘 要：**为明确 IEC 荷载分项系数与 ISO 抗力分项系数组合应用于海上固定式导管架风电基础荷载抗力系数设计（Load and Resistance Factor Design，LRFD）时结构的可靠度水平，以某海上固定式导管架风电基础结构为工程案例，在 LRFD 框架下评估采用 IEC 荷载分项系数与 ISO 抗力分项系数组合设计时的可靠度。通过建立有限元模型，在自重荷载、风荷载与水动力荷载独立加载条件下提取关键构件内力，确定不同荷载在各内力模式中的效应比例；依据 ISO 19902 多内力组合校核式构建极限状态函数，并结合规范推荐参数建立荷载与抗力的概率模型，采用 JC 法计算结构可靠度指标。研究结果表明，在 5 种单一内力及 2 种组合内力校核工况中，轴拉和拉弯剪扭工况最为不利，其单年可靠度指标分别为 3.807 2 和 3.851 2，均高于目标可靠度指标 3.3，表明 IEC 与 ISO 分项系数组合使用时结构仍满足目标可靠度要求。

**关键词：**荷载和抗力系数法设计（LRFD）；海上风电基础；导管架结构；结构可靠度；JC 法
**中图分类号：**U6；U652.74 **文献标志码：**A **文章编号：**2095-7874（2026）11-0041-07
**doi：10.7640/zggwjs202611007**

# Reliability analysis of jacket support structures design for offshore wind turbine

Ji Weidong[1], Zhang Yu[1], Du Wei[2], Wang Zhen[2*], Wang Jingquan[2,3]
（1. Goldwind Science & Technology Co., Ltd., Beijing 100176, China; 2. School of Civil Engineering, Southeast University, Nanjing, Jiangsu 211189, China; 3. Faculty of Civil Engineering and Mechanics, Jiangsu University, Zhenjiang, Jiangsu 212013, China）

**Abstract:** To clarify the structural reliability level when IEC load partial factors are combined with ISO resistance partial factors for the Load and Resistance Factor Design (LRFD) of fixed offshore wind turbine jacket foundations, a fixed offshore wind turbine jacket foundation structure is taken as an engineering case to evaluate the structural reliability under the LRFD framework for designs that adopt the combination of IEC load partial factors and ISO resistance partial factors. A finite element model is developed to extract internal forces of key members under independently applied self-weight load, wind load, and hydrodynamic load, and the load effect proportions for different internal force modes are determined. Limit state functions are constructed based on the multi-action interaction formulas in ISO 19902, and probabilistic models of loads and resistance are established using code-recommended parameters. Structural reliability is evaluated using the JC method. The results indicate that among the five single-internal-force and two combined-internal-force verification cases, the axial tension and tension-bending-shear-torsion conditions are the most unfavorable. Their annual reliability indicators are 3.807 2 and 3.851 2, respectively, both of which are higher than the target reliability level of 3.3. These results indicate that the structure still satisfies the target reliability requirements under the combined use of IEC and ISO partial factors.

收稿日期：2025-12-25 修回日期：2026-03-05
基金项目：江苏省前沿技术研发计划（BF2024048）
作者简介：冀卫东（1981— ），男，河北张家口人，硕士，工程师，研究方向为海上风电结构设计。
*通讯作者：王震，E-mail：zw1990@seu.edu.cn

**Key words**: load and resistance factor design(LRFD); offshore wind turbine foundation; jacket structure; structural reliability; JC method

## 0 引言

随着我国海上风电产业的快速发展，固定式风电基础结构作为关键承载体系，其设计安全性与可靠性问题愈加受到关注。在荷载与抗力系数设计(Load and Resistance Factor Design，LRFD)体系中，结构的目标可靠度通过对荷载效应和结构抗力分别引入分项系数加以控制，在给定概率模型假设下保证结构在极限状态下达到预期的安全水平。目前，海上风电工程设计中普遍采用 IEC 61400 系列规范与 ISO 海洋结构系列规范作为主要技术依据。其中，IEC 61400–1：2019《风能发电系统第 1 部分：设计要求》[1]主要用于风电机组及其基础的荷载建模与荷载分项系数设置，在风荷载统计建模方面具有较为成熟的理论基础；ISO 19902：2020《石油和天然气工业–固定式海上钢结构》[2]则面向海洋固定结构，重点规定构件承载力计算方法及抗力分项系数，在结构抗力评估方面具有较强的工程适用性。在工程实践中，常将 IEC 规范中的荷载分项系数与 ISO 规范中的抗力分项系数组合使用，以兼顾风载作用特征与海工结构抗力评估需求。然而，由于 2 套规范所采用的概率模型和目标可靠度体系并不完全一致，此跨规范分项系数组合下结构的实际可靠度仍缺乏量化评估。

近年来，海上风电结构的可靠度研究不断深化。已有工作基于统计模型与有限元分析建立风、浪、流荷载的概率描述，并利用 FORM、SORM 与蒙特卡洛方法评估结构在多工况下的失效概率；针对复杂内力组合，多维极限状态函数也被用于分析构件安全裕度。然而，研究表明现行规范分项系数体系普遍存在偏保守或不匹配的问题。Sørensen[3]通过建立疲劳极限状态方程并基于风浪随机模型开展可靠度分析，指出风主导与浪主导条件下结构所需的疲劳安全系数存在明显差异，显示传统油气行业分项系数体系未必适用于风电结构。随后，Velarde 等[4]基于疲劳试验与概率模型对 DNV 混凝土结构疲劳分项系数进行标定，认为部分安全系数可在满足可靠度要求的前提下降低。近年来，Morató 等[5]通过全耦合模拟对 IEC 荷载分项系数开展可靠度评估，发现其在多类极端工况下对应的失效概率显著低于目标水平，呈现较高安全裕度。综合来看，现有研究多集中于单一规范体系的可靠度校准，而对工程中常见的 IEC 荷载系数与 ISO 抗力系数混用情形，其可靠度是否仍符合设计目标尚缺乏系统研究。

考虑到 LRFD 体系中的隐含可靠度由概率模型与分项系数共同决定，当荷载与抗力来源于不同规范时二者可能不匹配，导致结构可靠度偏离规范预期，有必要对跨规范 LRFD 设计条件下的可靠度进行系统评估与校核。因此，本文以跨规范 LRFD 设计的导管架风机支撑结构可靠度为研究对象，以某海上固定式导管架风电基础为工程案例，评估 IEC 荷载分项系数与 ISO 抗力分项系数组合使用时的可靠度。主要研究内容包括：基于工程实例建立导管架结构的有限元模型，对自重荷载、风荷载与水动力荷载分别作用下的结构响应进行分析，确定各类荷载在总荷载效应中的贡献比例；依据 ISO 19902 中单一及组合内力状态的校核公式，构建多内力耦合的极限状态函数，并确定相应随机变量的概率模型及参数；在此基础上，采用 JC 法对单一内力控制工况及多内力组合控制工况的可靠度进行计算与评估。

## 1 规范设计目标可靠度的计算方法

在 LRFD 分项系数体系中，规范所隐含的可靠度由荷载与抗力的概率模型以及相应的分项系数共同决定。通过分项系数的设定，规范在荷载效应与抗力的不确定性之间建立了校准关系，使结构在极限状态下满足预设的可靠度目标。荷载标准值通常由设计寿命对应的荷载分布分位点给出，并经荷载分项系数与组合规则得到荷载设计值；荷载设计值再通过结构重要性系数换算为所需的抗力设计值，结合抗力分项系数可确定抗力标准值。依据抗力标准值及其概率模型，可进一步确定抗力随机变量的分布参数。获得荷载与抗力的概率模型后，将其代入极限状态函数即可计算结构的失效概率与可靠度指标，该指标反映了规范统计假设与分项系数体系所隐含的目标可靠度。因此 LRFD 体系的可靠度本质上可表示为特定设计条件下的条件失效概率，如式(1)所示。

$$\Phi(-\beta)=P_{\mathrm{f}}=P\{R-S<0\,|\,R_{\mathrm{d}}=\gamma_0 S_{\mathrm{d}}\} \tag{1}$$

式中：$\Phi$ 为标准正态分布；$\beta$ 为可靠度指标；$P_f$ 为结构失效概率；$P$ 为概率算子；$R$ 为抗力变量；$S$ 为荷载效应变量；$R_d$ 为抗力设计值；$S_d$ 为荷载效应设计值；$\gamma_0$ 为结构重要性系数。

而在工程设计中，结构通常不会按照规范的最低抗力要求进行布置，实际抗力设计值往往更为保守，因此直接对既有结构进行可靠度评估将得到高于规范隐含目标的指标。而在规范分项系数标定中通常假定荷载效应设计值与抗力设计值相等，从而保证计算结果能够与规范目标可靠度对应。基于此，本文提出一种基于设计参数与环境条件的可靠度校核流程，用于评价既有设计与规范目标可靠度之间的一致性，其总体步骤如图 1 所示。

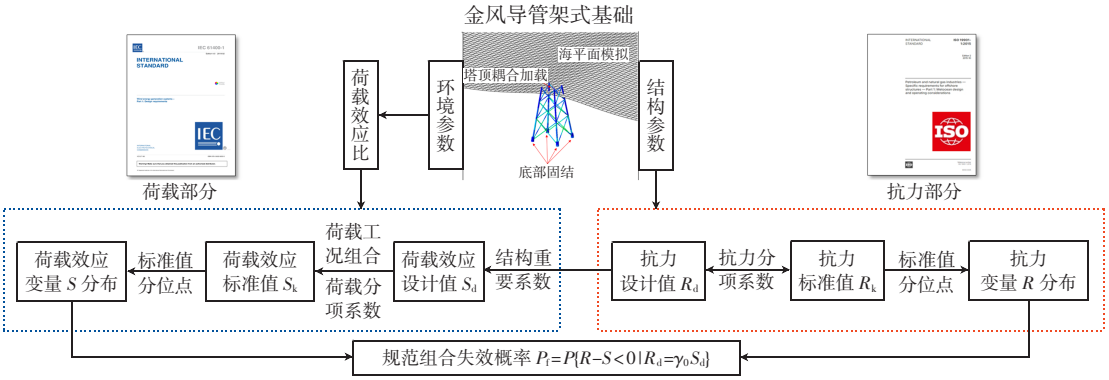



**图 1　设计可靠度计算流程**

**Fig. 1　Design reliability calculation flow chart**

在组合规范框架下开展设计可靠度校核计算，目的为评价规范隐含目标可靠度，保证所求可靠度指标对应于规范隐含目标状态。图 1 以 IEC 荷载体系与 ISO 抗力体系组合使用为例，首先从结构参数出发，根据 ISO 规范确定抗力设计值 $R_d$，并以一致性条件 $R_d=\gamma_0 S_d$ 确定相应的荷载效应设计值，再依据规范要求并结合荷载效应设计值与抗力设计值确定随机变量的分布模型与参数，使可靠度分析建立在规范与设计的平衡状态之上，从而实现设计结果与规范目标可靠度之间的对应关系。考虑到总荷载效应由多种荷载共同组合，IEC 61400 的荷载体系通常不采用独立列出的荷载组合系数来构造统一的线性组合表达式，而是在完成特定设计荷载工况(DLC)下的荷载效应分析后，对得到的荷载效应按相应极限状态施加分项系数进入设计值与可靠度计算过程。由此展开，需要基于环境参数，按照 IEC 61400 环境荷载组合体系中的设计荷载工况(DLC)规定风场模型、海况参数与自重作用，分析各来源荷载效应对总效应的贡献比例，并据此确定荷载效应随机变量的概率分布描述。本文将按此流程对工程实例开展组合规范设计可靠度评估。

## 2　荷载效应计算

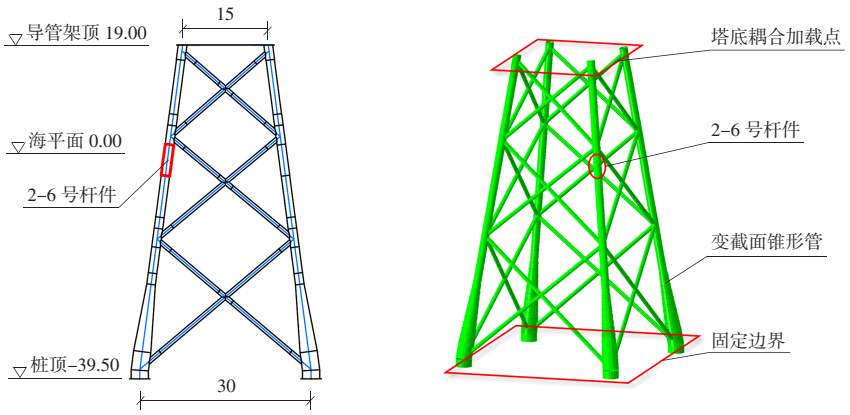
不同荷载类型和内力模式的荷载效应之间的比例关系(简称荷载效应比)是建立分项荷载随机变量与组合荷载概率模型的重要输入。为量化各分项荷载对结构内力响应的相对贡献，本研究基于工程实例建立有限元模型，在自重荷载、风荷载和水动力荷载分别独立加载的条件下提取关键构件内力，并将其以荷载效应比表示，获得导管架基础在强度控制工况下的代表性荷载效应比，从而确定各分项荷载的相对贡献度。

研究采用某海上固定式导管架风机基础作为分析对象，导管架总高约 68 m，基础顶高程 19 m，桩顶高程−39.5 m，泥面高程−43.1 m。结构材料为 DH36 钢，材料参数取值如表 1 所示。主腿管径自上而下由 1.46~1.53 m 逐渐过渡至桩顶附近的 3.02 m，壁厚为 0.04~0.07 m；斜撑构件管径为 0.77 m，壁厚 0.03 m。在 Abaqus 2020 中建立三维有限元模型，主腿与斜撑均采用 Pipe31 单元模拟，该单元可有效描述薄壁管状构件的轴力、弯曲、剪切与扭转行为。导管架结构与有限元模型见图 2。材料采用双折线弹塑性本构(图 3)，图中 $E$ 为弹性模量；$f_y$ 为屈服强度；$f_u$ 为极限强度；$\varepsilon_y$ 为屈服应变；$\varepsilon_u$ 为极限应变。

**表 1　模型材料属性**

**Table 1　Material properties of the model**

| 材料类型 | 密度/(kg·m$^{-3}$) | 弹性模量/GPa | 泊松比 | 屈服强度/MPa | 极限强度/MPa | 极限应变 |
|---|---|---|---|---|---|---|
| DH36 | 7 850 | 206 | 0.2 | 355 | 500 | 0.2 |




(a) 导管架结构　　(b) 有限元模型

**图 2　导管架结构与有限元模型(m)**

**Fig. 2　Jacket structure and finite element model(m)**

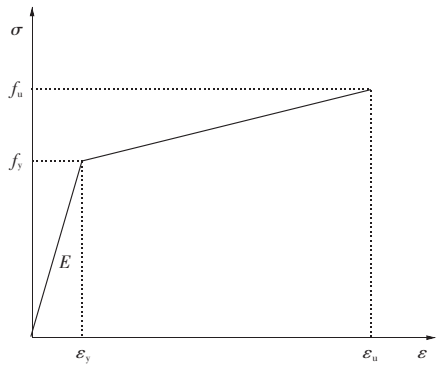



**图 3　钢材双折线塑性本构**

**Fig. 3　Bilinear plastic constitutive model for steel**

本研究选取 IEC 61400–1 所定义的极端风浪组合工况 DLC6.1 作为荷载效应比的代表场景，其对于本工程实例的导管架基础构成强度控制工况。风浪流方向取 0°。环境参数包括：10 min 平均风速 57 m/s、有义波高 11.23 m、谱峰周期 13.93 s 和次表层流速 1.91 m/s，均能反映极端风浪流耦合作用下的典型受力模式。

有限元荷载划分为自重荷载、风荷载与水动力荷载 3 类并分别加载。自重荷载包括导管架本体自重以及风机与塔筒的上部结构荷载，其中风机质量约为 701 t，塔筒质量约为 931 t。上部结构荷载通过塔底集中力施加，导管架自重采用重力场加载。风荷载由塔底六分量集中力及导管架水上部分的风压组成。塔底荷载基于 Bladed 提供的 600 s 动力响应时程选取代表性峰值施加；风压通过 Abaqus/Aqua 模块定义风场完成加载。水动力荷载包括波浪与流荷载，波浪荷载根据 JONSWAP 谱进行离散，并采用 Airy 线性波叠加生成时域波浪场施加于水下构件。

主腿为导管架的主要受力构件，主腿中穿越水面的 2–6 号杆件受风、浪、流联合作用最显著，故选为代表构件。分别施加 3 类荷载并提取其轴向拉力、轴向压力、弯矩、剪力与扭矩等内力分量，再与 ISO 19902 承载力公式计算的抗力设计值进行归一化处理，使得不同内力模式能够在统一尺度下进行比较，如式(2)所示。

$$\lambda_i=\frac{S_i}{R_{i,\mathrm{d}}} \tag{2}$$

式中：$S_i$ 为第 $i$ 项荷载效应；$R_{i,\mathrm{d}}$ 为第 $i$ 项抗力设计值；$\lambda_i$ 为第 $i$ 项荷载的荷载效应与抗力设计值之比。

各项荷载的比值如表 2 所示，其数值反映了 2–6 号杆件在 DLC6.1 工况，风浪流方向为 0°，塔底荷载为 600 s 时程荷载情况下，各荷载类型在不同内力模式下的相对贡献，即荷载效应比。

**表 2　有限元模型计算的荷载效应与抗力设计值比**

**Table 2　Ratios of load effects to design resistance based on FEM**

| 荷载效应与抗力设计值比 | 自重荷载 | 风荷载 | 水动力荷载 | 求和 |
|---|---|---|---|---|
| 轴拉 $\lambda_t$ | 0 | 0.278 4 | 0.007 6 | 0.286 0 |
| 轴压 $\lambda_c$ | 0.079 9 | 0.293 4 | 0.010 1 | 0.383 4 |
| 弯曲 $\lambda_M$ | 0.002 4 | 0.006 8 | 0.014 1 | 0.023 3 |
| 剪切 $\lambda_V$ | 0.000 8 | 0.001 1 | 0.002 4 | 0.004 3 |
| 扭转 $\lambda_T$ | 0 | 0.002 5 | 0.006 4 | 0.008 9 |

根据荷载效应比计算结果，风荷载在轴力响应中占主导地位，水动力荷载对应的弯矩、剪力及扭矩贡献更显著，而自重荷载主要影响轴向压力。

## 3　设计极限状态荷载效应

根据荷载效应比即可通过结构设计抗力计算设计极限状态的荷载效应，此处以 ISO 19902 中给出的拉–弯–剪–扭组合校核为例，该设计模式同时涉及多种内力耦合作用，计算方法可推广至其他单一或组合情况。ISO 19902 对构件在轴向拉压、弯矩、剪力和扭矩共同作用下的强度要求进行了整体表述，其极限状态判别式可写为式(3)。

$$1-\cos\frac{\pi}{2}\left(\frac{\sigma_t}{f_{t,v}/\gamma_{R,t}}\right)+\frac{\sigma_b}{f_{b,v}/\gamma_{R,b}}\leqslant 1.0 \tag{3}$$

在该组合关系中，拉伸应力 $\sigma_t$ 和弯曲应力 $\sigma_b$ 以显式方式进入组合公式，而剪切与扭转作用则通过考虑剪切折减的拉伸强度 $f_{t,v}$ 与考虑剪切折减的弯曲强度 $f_{b,v}$ 体现，$\gamma_{R,t}$ 为拉伸抗力分项系数，$\gamma_{R,b}$ 为弯曲抗力分项系数。为考虑剪力对拉伸与弯曲强度的削弱作用，当构件剪应力超过 0.7 倍设计抗剪强度时，需按式(4)中的关系计算考虑剪切折减的拉伸强度 $f_{t,v}$ 和弯曲强度 $f_{b,v}$。

$$f_{t,v}=\left[0.7+1.2\frac{\tau_b}{f_{v,tor}/\gamma_{R,v}}\left(1-\frac{\tau_b}{f_{v,tor}/\gamma_{R,v}}\right)\right]f_t,\quad \tau_b>\frac{0.7f_v}{\gamma_{R,v}} \tag{4}$$

$$f_{b,v}=\left[0.7+1.2\frac{\tau_b}{f_{v,tor}/\gamma_{R,v}}\left(1-\frac{\tau_b}{f_{v,tor}/\gamma_{R,v}}\right)\right]f_b,\quad \tau_b>\frac{0.7f_v}{\gamma_{R,v}} \tag{5}$$

式中：$f_{t,v}$ 为考虑剪切折减的拉伸强度；$f_{b,v}$ 为考虑剪切折减的弯曲强度；$\tau_b$ 为剪切应力；$f_{v,tor}$ 为考虑扭转效应的剪切强度；$\gamma_{R,v}$ 为剪切抗力分项系数；$f_t$ 为拉伸强度；$f_b$ 为弯曲强度；$f_v$ 为抗剪强度。

同理，当构件扭转应力 $\tau_{tor}$ 超过 0.2 倍设计抗剪强度时，需按式(6)计算考虑扭转效应的剪切强度 $f_{v,tor}$。

$$f_{v,tor}=\left(1-\frac{\tau_{tor}}{f_v/\gamma_{R,v}}\right)f_v,\quad \tau_{tor}>\frac{0.2f_v}{\gamma_{R,v}} \tag{6}$$

通过式(7)将组合公式中的应力项 $\sigma$ 与强度项 $f$ 同时乘以各自对应的截面模量 $W$，可转换为式(2)中荷载效应内力与抗力设计值的比值 $\lambda$ 形式：

$$\frac{\sigma}{f/\gamma_R}=\frac{W\sigma}{Wf/\gamma_R}=\frac{S}{R_d}=\lambda \tag{7}$$

式中：$\gamma_R$ 为抗力分项系数。

将式(4)、式(5)与式(6)所得的折减强度依次代入式(3)，并全部以荷载效应–承载力比的形式表示，可得到设计极限状态下构件的统一极限表达式，如式(8)所示。进一步将表 2 给出的各类分项荷载的内力比例关系代入式(8)，可获得组合内力中轴拉、弯矩、剪力和扭矩对应的荷载效应–承载力比。

$$\cos\left(\frac{\pi}{2}\frac{\lambda_t}{0.7+1.2\lambda_V/(1-\lambda_T)(1-\lambda_V/(1-\lambda_T))}\right)-\frac{\lambda_M}{0.7+1.2\lambda_V/(1-\lambda_T)(1-\lambda_V/(1-\lambda_T))}=0 \tag{8}$$

计算结果表明，所得剪力与扭矩均未达到触发折减条件的阈值，因此根据 ISO 19902 的规定，剪切与扭转不需要进行强度折减处理，最终的极限状态应以不包含折减项的表达式(9)确定。

$$\cos\left(\frac{\pi}{2}\lambda_t\right)-\lambda_M=0 \tag{9}$$

依据不考虑折减的极限表达式，可求得轴力与弯矩对应的荷载效应–承载力比，再按照表 2 内力比例关系进一步分解为不同内力与不同荷载类型的贡献，从而获得设计极限状态下的荷载效应比组成。计算结果如表 3 所示。

**表 3　设计极限状态的荷载效应与抗力设计值比**

**Table 3　Ratios of load effects to design resistance for design limit states**

| 荷载效应与抗力设计值比 | 自重荷载 | 风荷载 | 水动力荷载 | 求和 |
|---|---|---|---|---|
| 轴拉 $\lambda_t$ | 0 | 0.925 | 0.025 | 0.950 |
| 弯矩 $\lambda_M$ | 0.008 | 0.022 | 0.047 | 0.077 |

根据该设计极限状态比值以及主腿 2–6 号杆件抗力设计值，可计算出各极限状态荷载效应设计值，IEC 规范荷载分项系数 1.35，ISO 19902 轴拉、弯矩抗力分项系数 1.10，设计值与标准值如表 4 所示。

**表 4　抗力与荷载效应设计值与标准值**

**Table 4　Design and characteristic values of resistance and load effects**

| 类型 | 设计值 | | | | 标准值 | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | 抗力 | 自重荷载 | 风荷载 | 水动力荷载 | 抗力 | 自重荷载 | 风荷载 | 水动力荷载 |
| 轴拉/kN | 65 014.9 | 0 | 60 122.9 | 1 641.3 | 71 516.4 | 0 | 44 535.5 | 1 215.8 |
| 弯矩/(kN·m) | 29 050.4 | 230.4 | 652.8 | 1 353.7 | 31 955.4 | 170.7 | 483.6 | 1 002.7 |

## 4 设计可靠度计算

根据承载力校核式，杆构件在组合内力荷载作用下的极限状态函数可表达为式(10)：

$$z=\cos\left(\frac{\pi}{2}\frac{F_{t,G}+F_{t,W}+F_{t,A}}{R_t}\right)-\frac{M_G+M_W+M_A}{R_b}=0 \quad (10)$$

式中：$z$ 为结构状态变量，$z<0$ 表示结构失效，$z=0$ 表示达到极限状态；$F_{t,G}$ 为自重产生的轴拉荷载效应变量；$F_{t,W}$ 为风荷载产生的轴拉荷载效应变量；$F_{t,A}$ 为水荷载产生的轴拉荷载效应变量；$M_G$ 为自重产生的弯矩荷载效应变量；$M_W$ 为风荷载产生的弯矩荷载效应变量；$M_A$ 为水荷载产生的弯矩荷载效应变量；$R_t$ 为轴拉抗力变量；$R_b$ 为弯矩抗力变量。

$R_t$、$R_b$ 概率模型依据 ISO 2394：2015《结构可靠性的一般原则》[6]、ISO 19902：2020[2]、IEC 61400 背景文档[7]及 JCSS 概率模型规范[8]建立。抗力变量采用 ISO 19902 的偏差系数与变异系数；自重按 JCSS 正态分布建模；风荷载与水动力荷载分别按 IEC 背景文档模型及 JCSS–Tarp–Johansen 模型[9]建立，通过相关系数考虑风–浪相关性；得到用概率模型表示的功能函数，如式(11)所示：

$$z=\cos\left(\frac{\pi}{2}\frac{F_{t,G}+X_{dyn}X_{exp}X_{aero}X_{str}F_{t,W}+X_{hydr}F_{t,A}^2}{b_t\delta_t R_t}\right)-\frac{M_G+X_{dyn}X_{exp}X_{aero}X_{str}M_W+X_{hydr}M_A^2}{b_b\delta_b R_b} \quad (11)$$

式(11)中各概率变量的含义及概率参数定义见表 5，抗力与荷载效应变量的均值根据标准值与其对应的分位点、分布、变异系数计算。抗力变量标准值为 5%分位点值；风、水动力荷载效应变量标准值为 95%分位点值，相关系数取 0.85[10]；自重荷载效应变量按不利荷载取 1.01 倍标准值。

**表 5 概率模型参数**

**Table 5 Probabilistic model parameters**

| 变量 | 分布 | 均值 | 变异系数 | 参考规范 |
|---|---|---|---|---|
| 自重导致的轴拉荷载效应变量 $F_{t,G}$ | N | 0 | — | JCSS |
| 自重导致的弯曲荷载效应变量 $M_G$ | N | 172.4 | 0.05 | JCSS |
| 动力响应的不确定性 $X_{dyn}$ | LN | 1 | 0.05 | IEC61400 |
| 现场环境的不确定性 $X_{exp}$ | LN | 1 | 0.15 | IEC61400 |
| 空气动力学的不确定性 $X_{aero}$ | Gumbel | 1 | 0.10 | IEC61400 |
| 荷载效应计算相关的不确定性 $X_{str}$ | LN | 1 | 0.03 | IEC61400 |
| 风荷载导致的轴拉荷载效应变量 $F_{t,W}$ | Gumbel | 32 432.9 | 0.2 | IEC61400 |
| 风荷载导致的弯曲荷载效应变量 $M_W$ | Gumbel | 352.2 | 0.2 | IEC61400 |
| 水动力导致的轴拉荷载效应变量 $F_{t,A}$ | Gumbel | 885.4 | 0.2 | JCSS |
| 水动力导致的弯曲荷载效应变量 $M_A$ | Gumbel | 730.2 | 0.2 | JCSS |
| 水动力系数的不确定性 $X_{hydr}$ | LN | 1 | 0.1 | JCSS |
| 轴拉抗力变量 $R_t$ | LN | 80 428.6 | 0.07 | JCSS |
| 弯曲抗力变量 $R_b$ | LN | 35 937.6 | 0.07 | JCSS |
| 轴拉抗力计算式不确定性 $\delta_t$ | Gumbel | 1 | 0.050 | ISO19902 |
| 弯曲抗力计算式不确定性 $\delta_b$ | Gumbel | 1 | 0.085 | ISO19902 |
| 弯曲抗力计算式偏差 $b_b$ | 定值 | 1.109 | — | ISO19902 |
| 轴拉抗力计算偏差 $b_t$ | 定值 | 1.000 | — | ISO19902 |

采用 JC 法，可根据功能函数与各变量的概率分布参数计算出可靠度指标，最终计算了包括 2 种组合内力，以及 5 种单一内力模式的可靠度指标，如表 6 所示。

**表 6 设计可靠度指标与失效概率**

**Table 6 Design reliability index and failure probability**

| 内力组合 | 单年可靠度指标 | 单年失效概率 |
|---|---|---|
| 轴拉 | 3.807 2 | $7.027\ 5\times10^{-5}$ |
| 轴压 | 3.852 6 | $5.843\ 0\times10^{-5}$ |
| 弯曲 | 4.261 3 | $1.016\ 1\times10^{-5}$ |
| 剪切 | 5.041 2 | $2.313\ 5\times10^{-7}$ |
| 扭转 | 4.700 7 | $1.296\ 6\times10^{-6}$ |
| 拉弯剪扭 | 3.851 2 | $5.877\ 0\times10^{-5}$ |
| 压弯剪扭 | 3.866 5 | $5.520\ 4\times10^{-5}$ |

表 6 计算结果表明，5 类单一内力模式的单年可靠度指标均处于较高水平，其中剪切的可靠度最高，失效概率最低，轴拉的可靠度略低。考虑多内力组合作用的组合极限状态中，拉弯剪扭组合的可靠度指标为 3.851 2，对应单年失效概率 $5.877\ 0\times10^{-5}$；压弯剪扭组合的可靠度指标为 3.866 5，失效概率 $5.520\ 4\times10^{-5}$。考虑轴拉、受压作用的内力组合的设计可靠度指标低于其他 3 种单一内力模式，但整体仍保持在规范推荐目标可靠度指标以上，表明在所采用的荷载效应比例与抗力设计条件下，结构具有较为充足的安全裕度。

## 5 结语

本文提出了一种在 LRFD 框架下，采用 IEC 荷载分项系数与 ISO 抗力分项系数组合时海上固定式导管架风电基础结构设计可靠度评估方法，

并以某导管架基础为工程实例，在其所处海域环境条件与代表性工况下展开设计可靠度分析，主要结论如下：

1）通过建立导管架基础有限元模型，结合该工程实例所处海域环境参数，计算了自重荷载、风荷载和水动力荷载分别独立作用下的构件内力响应，明确了不同荷载类型在各类内力模式中的相对贡献。结果表明，风荷载在轴向内力中占主导地位，是控制结构主要极限状态的关键因素；水动力荷载对弯矩、剪力和扭矩贡献更为显著；自重荷载主要影响轴向压力响应。该荷载效应组成特征为后续极限状态构建与可靠度计算提供了基础输入。

2）基于 ISO 19902 中单一及拉–弯–剪–扭组合内力校核公式，结合研究导管架基础所处环境参数条件，计算了设计极限状态下各类内力对应的荷载效应与抗力设计值之比，并据此建立了多内力耦合的极限状态函数。分析结果表明，在所研究工况下，剪力与扭矩均未触发强度折减条件，轴力与弯矩的耦合作用对极限状态起主导控制作用，为可靠度分析中功能函数的合理构建提供了依据。

3）采用 JC 法对单一内力及多内力组合控制工况进行了可靠度指标计算。结果显示，单一内力极限状态下结构可靠度整体较高；在组合极限状态中，轴拉及拉弯剪扭工况最为不利，其单年可靠度指标分别为 3.807 2 和 3.851 2，仍高于常用目标可靠度指标 3.3。对于所研究工程所处海域环境条件下，IEC 荷载分项系数与 ISO 抗力分项系数组合使用并未导致可靠度低于两规范原可靠度，整体仍有一定安全裕度。

**参考文献：**


[1] IEC 61400–1: 2019 Wind energy generation systems–Part 1: Design requirements[S].

[2] ISO 19902: 2020 Petroleum and natural gas industries–fixed steel offshore structures[S].

[3] Sørensen J D. Reliability–based calibration of fatigue safety factors for offshore wind turbines[J]. International Journal of Offshore and Polar Engineering, 2012, 22(3): 234–241.

[4] Velarde J, Mankar A, Kramhøft C, et al. Probabilistic calibration of fatigue safety factors for offshore wind turbine concrete structures [J]. Engineering Structures, 2020, 222: 111090.

[5] Morató A, Sriramula S. Calibration of safety factors for offshore wind turbine support structures using fully coupled simulations[J]. Marine Structures, 2021, 75: 102880.

[6] ISO 2394: 2015 General principles on reliability for structures[S].

[7] Sørensen J D, Toft H S. Safety factors–IEC 61400–1 ed.4: Background document[R]. Lyngby: Department of Wind Energy, Technical University of Denmark, 2014.

[8] Vrouwenvelder T. The JCSS probabilistic model code[J]. Structural Safety, 1997, 19(3): 245–251.

[9] Tarp–Johansen N J. Partial safety factors and characteristic values for combined extreme wind and wave load effects[J]. Journal of Solar Energy Engineering, 2005, 127(2): 242–252.

[10] 王丹阳. 台风区海上风机基础和塔筒可靠度分析[D]. 大连：大连理工大学，2021.
Wang D Y. Reliability analysis of foundation and tower of offshore wind turbine in typhoon areas[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2021.


（上接第 30 页）


friendly anchored fish aggregating device with artificial reef subjected to wave and current[J]. Ocean Engineering, 2024, 313: 119599.

[38] 张丽珍，王江涛，胡庆松，等. 近海中上层柔性浮鱼礁设计与应用[J]. 上海海洋大学学报，2016，25(4)：613–619.
Zhang L Z, Wang J T, Hu Q S, et al. Design and application of offshore middle–upper–layer flexible floating reefs[J]. Journal of Shanghai Ocean University, 2016, 25(4): 613–619.

[39] Liu X, Chen J J, Lei Y, et al. An experimental study of using artificial reefs as scour protection around an offshore wind monopile[J]. Ocean Engineering, 2025, 337: 121932.

[40] 高源，陈建军，雷宇，等. 人工鱼礁对海上风电基础周边水动力环境的影响及冲刷防治效果[J]. 清华大学学报(自然科学版)，2025，65(8)：1552–1560.
Gao Y, Chen J J, Lei Y, et al. Preventing scour at offshore monopile foundation using artificial reefs: Hydrodynamic processes and scour reduction[J]. Journal of Tsinghua University(Science and Technology), 2025, 65(8): 1552–1560.

[41] 赵继升，曹锦超，崔煜杰，等. 人工鱼礁群与风机基础联合水动力特征的数值模拟[J]. 渔业现代化，2025，52(1)：25–35.
Zhao J S, Cao J C, Cui Y J, et al. Numerical simulation study on the combined hydrodynamic characteristics of artificial reefs and wind power foundation[J]. Fishery Modernization, 2025, 52(1): 25–35.