

台风区海上风电基础结构设计可靠度初步分析

林敬华, 裴爱国, 马兆荣

(中国能源建设集团广东省电力设计研究院有限公司, 广州 510663)

摘要: [目的]广东省是台风多发地区,但是目前无论是海上风机支撑结构设计国际标准还是我国即将发布的规范都没有明确考虑台风的影响,目标可靠度(失效概率)是未知的。另外,我国规范对不同荷载采用了不同的分项系数,不便于一体化设计的实施。[方法]比较了即将发布的海上风机基础设计规范和国际标准的异同,并分析了在不同荷载效应变异系数、效应比和相关系数的情况下我国规范的目标可靠度,以及基于给定的目标可靠度,计算分项系数在上述不同情况下的取值选择。最后,给出了计算等价单一荷载效应分项系数的方法。[结果]结果表明:相同分项系数和组合系数在不同的情况下目标可靠度变化较大,随着变异系数从0.2增大到0.6,可靠度指标将降低0.5~1.0。[结论]建议根据《工程结构可靠性设计统一标准》选择3.2为目标可靠度,分项系数和组合系数根据当地不同的环境条件确定。

关键词: 海上风电; 结构可靠度; 台风

中图分类号: TM614; TU476

文献标志码: A

文章编号: 2095-8676(2018)02-0077-09

A Preliminary Reliability Analysis of Offshore Wind Turbine Structure Design in Typhoon-prone Areas

LIN Jinghua, PEI Aiguo, MA Zhaorong

(China Energy Engineering Group Guangdong Electric Power Design Institute Co., Ltd., Guangzhou 510663, China)

Abstract: [Introduction] Guangdong province is a typhoon-prone area, but neither the international offshore wind engineering design standards nor the Chinese design codes which to be issued consider the influence of typhoon. The objective reliability index (failure probability) remains unknown. Moreover, the partial safety factors (PSFs) for different loads in Chinese design codes are different, which will be an obstacle for the integrated design of offshore wind turbines. [Method] In this study, the authors compared the Chinese design codes with the international standards and calculated the objective reliability index of the codes and the corresponding modified PSFs under different coefficients of variance, ratios and correlation coefficients of load effects. And the authors also gave the method to obtain the equivalent unified PSF. [Result] The results show that using the same PSFs and combination factors, the reliability index will decrease by 0.5~1.0 when the coefficient of variation of loads increases from 0.2 to 0.6. [Conclusion] The authors suggest the reliability index of 3.2 and the PSFs and combination factor are determined by the site condition.

Key words: offshore wind engineering; structural reliability; typhoon

我国海上风电已经进入快速发展期。广东省制定了海上风电发展计划,到2020年累计开工建设1.2 GW并建成投产2.0 GW,到2030年建成投产3.0 GW,远高于国家能源局《风电发展“十三五”规

划》对广东的要求^[1-2]。但是,与我国海上风电发展规划不匹配的是,我国海上风电标准化体系却并不完善,特别是海上风机基础结构设计规范仍未正式颁布。

结构设计规范的一个核心问题是平衡安全与经济之间的矛盾。欧洲与我国海洋环境存在较大差异,而且欧洲的海上风电经过多年的积累,开发成本已经大幅降低^[3]。因此,盲目套用欧洲设计规范

的做法并不合适。另一方面,海上风机基础结构所受的荷载以及服役年限,与海洋平台和港工结构相比有其特殊性,不能直接采用我国海洋平台和港工设计规范。一部既满足我国安全度要求^[4-5],又符合我国经济技术水平的规范对我国海上风电发展非常重要。

目前,海上风机及基础结构设计国际标准 IEC 61400-3、GL offshore guideline、DNV-OS-J101、DNVGL-ST-0437、DNVGL-ST-0126 等均采用 load and resistance factor design(LRFD)法。规范起草委员会借鉴国际标准的做法,基于 LRFD 法来制定规范报批稿^[6-7](以下简称报批稿),采用与风机分离的设计方法,即基础顶部与风机塔筒连接处的内力视为外力(或将机舱与塔筒顶连接处的内力视为外力),而荷载效应分项系数借鉴了《海上固定平台规划、设计和建造的推荐作法——荷载和抗力系数设计法》和风机设计标准,如表 1 所示。

表 1 报批稿^[6-7]的桩式基础设计时荷载作用分项系数^[7]

Tab. 1 The load partial safety factor^[7] for pile-type substructure design in references^[6-7]

| 工况 | | 荷载效应分项系数 | | | | | | 荷载组合系数 | |
|---------|---------|----------|------|-----------|-----------|--------|-----------|--------|-----|
| | | 风电机组荷载 | 风荷载 | 波浪荷载 | 水流荷载 | 地震荷载 | 冰荷载 | | 自重 |
| 承载力极限工况 | 结构强度、冲剪 | 1.50 | 1.35 | 1.35 — | 1.35 — | — — | — 1.35 | 1.0 | 0.7 |
| | 承载力计算 | 压 | 1.35 | 1.35 | — | — | 1.35 — | 1.1 | 0.7 |
| | | | | | | | 1.35 — | 0.9 | 0.7 |
| | 水平 | 1.35 | 1.35 | — | 1.35 | — | — 1.0 | 1.0 | 0.7 |

其中,环境荷载与 IEC 等国际标准正常状态下一致,但是,风机作用于基础顶部(法兰面)处荷载的分项系数取 1.50,远大于风机在相同工况下的环境荷载(IEC 标准 DLC 6.1 取 1.25, DLC 6.2 取 1.10)。另外,目前难以评估这些不同的分项系数的合理性,原因有两个,一是由于我国工程结构可靠度指标有特定的要求^[4-5],而报批稿^[6-7]所对应的可靠度指标尚不明确;二是中国海洋环境与欧洲存在差异。例如 IEC 61400-3 的荷载和抗力分项系数的取值是基于可靠度指标 3.09(对应年失效概率 10^{-3}),和欧洲海域的环境条件确定的,不能盲

目套用。我国是台风多发地区,但欧洲没有台风(风暴、飓风等)。因此,我国的海上风机基础设计规范的分项系数,应根据我国具体的可靠度指标和环境条件来确定^[8-9]。

鉴于上述原因,针对承载能力极限状态台风工况下极限强度设计的问题,本文将首先比较报批稿^[6-7]和国际标准之间的差异,然后分析报批稿^[6-7]在目标可靠度、分项系数和组合系数上可能存在的问题,并给出相应的解决方案。

1 极限状态方程和设计方程

1.1 国内规范

我国海上风机基础设计规范及相关材料没有明确极限状态方程,仅给出了设计方程^[7]

$$R_d - \gamma_0 S_d \geq 0 \quad (1)$$

$$S_d = \gamma \left[\sum_{i=1}^M \gamma_{Gi} G_{ik} + \gamma_p P + \gamma_{Qi} Q_{1k} + \psi_0 \sum_{i=2}^N \gamma_{Qi} Q_{ik} \right] \quad (2)$$

式中: R_d 为抗力设计值; S_d 为荷载作用效应设计值,为结构重要性系数,报批稿^[6-7]要求取 1.1; G_{ik} 和 γ_{Gi} 为第 i 个重力标准值及其分项系数; P 和 γ_p 为预应力标准值及其分项系数为主导可变荷载标准值; Q_{1k} 和 Q_{ik} 分别为第 1 个和第 i 个可变荷载作用效应分项系数。在报批稿^[6-7]中,可变荷载即风电机组荷载、风荷载、波浪荷载、水流荷载、地震荷载和冰荷载。荷载效应分项系数的取值如表 1 所示。据式(1)和(2)可推测,当不考虑模型和统计不确定性时,相应的极限状态方程为

$$zR - \left(\sum_{i=1}^M G_i + P + \sum_{i=1}^N Q_i \right) = 0 \quad (3)$$

式中: z 为设计参数,是根据抗力和荷载效应设计值确定的常数; R 为抗力随机变量; G_i 为重力随机变量; P 为预应力随机变量; Q_i 为可变荷载随机变量。本文基于荷载效应进行可靠度分析,且不考虑重力和预应力效应,极限状态方程和设计方程分别为:

$$zR - S_w - S_e = 0 \quad (4)$$

$$z = \frac{\gamma_0 \gamma_m (\gamma_{fl} S_{w,k} + \psi_c \gamma_{f2} S_{e,k})}{R_k} \quad (5)$$

式(1)或写为:

$$z = \frac{\gamma_0 \gamma_m S_{w,k} (\gamma_{fl} + \psi_c \gamma_{f2} \rho)}{R_k} \quad (6)$$

式中: $S_{w,k}$ 和 $S_{e,k}$ 分别是风机荷载效应标准值和环境

荷载标准值, $\rho = \frac{S_{e,k}}{S_{w,k}}$ 是荷载效应比。

1.2 荷载、荷载效应及组合方法

目前海上风机的设计由风机制造商和基础结构设计单位共同完成,而且设计方法存在差异,主要体现在荷载效应设计值的计算方法和荷载效应的组合方法上。

根据设计方程,需要求出总荷载效应和抗力设计值。给定特征荷载,有两种方法可以求荷载效应设计值。一种是采用荷载标准值 F_{ki} 求得效应标准值 S_{ki} 后,乘以荷载效应分项系数 γ_{fi} 得到设计值 S_d 。

$$S_d = \gamma_{fi} S_k(F_{k1}, F_{k2}, \dots, F_{kn}) = 0 \quad (7)$$

另一种方法是得到荷载设计值 F_{di} 后,再计算总的效应设计值 S_d :

$$S_d = S_d(\gamma_{f1} F_{k1}, \gamma_{f2} F_{k2}, \dots, \gamma_{fn} F_{kn}) = 0 \quad (8)$$

式中: γ_{fi} 为荷载 F_{ki} 对应的分项系数;方法1,即式(7),一般用于动力计算;方法2,即式(8),一般用于静力计算。IEC 标准和 DNV 标准均有说明,当关心结构的动力效应时,应采用式(7)求荷载效应,而当关心非线性的影响时(如几何非线性和材料非线性),应采用式(8)求荷载效应。对于海上风机来说,风轮和塔筒的设计一般采用方法1,而基础结构设计一般采用方法2^[11,16-17]。具体的,风机制造商采用式(7)计算叶片和塔筒的动力响应,并给出作用在基础结构的荷载标准值,而基础结构设计单位根据该荷载标准值采用式(8)设计下部基础结构。

另一方面,当有 n 个荷载同时作用时,荷载效应可以通过直接模拟得到

$$S = f(F_1, F_2, \dots, F_n) \quad (9)$$

式中: S 为荷载效应标准值或设计值, f 为荷载和荷载效应之间的关系, F_i 为荷载标准值或设计值。当荷载之间存在耦合时,应采用以上方法。当荷载与荷载效应存在线性关系时,荷载效应则可以采用以下方法计算

$$S = \sum_{i=1}^n S_i(F_i) \quad (10)$$

由于极限状态方程的不同,首先带来的问题是计算荷载效应组合的方式不同。目前,风电机组采用式(7)和式(9)通过动力模拟进行设计,而下部支撑结构一般采用式(8)和式(9),或者式(8)和式(10),通过静力模拟进行设计。由设计方程(1)式可知,IEC 61400-3 和 DNVGL-ST-0437 标准并无规

定荷载—荷载效应之间的关系为线性,而且也不采用线性叠加方式得到荷载效应组合。而根据报批稿^[6-7](式<2>)和 DNV-OS-J101^[16](式<10>)的设计方程,总荷载效应依据线性叠加方式得到。

DNV 和 GL 的标准明确规定,若采用拟静力方法设计时,设计荷载需要考虑动力放大系数^[16-18],然而报批稿^[6-7]只明确地震工况和海冰工况需要考虑放大系数,对于承载力极限工况规定较模糊。目前,下部基础多采用静力法设计。由于设计下部支撑结构时需要用到风机厂商提供的风电机组荷载,该荷载是通过动力分析得到的,因此风电机组的动力效应已经包含在该荷载中。但是,对于波浪力和水流量等若不考虑动力放大系数,则基础结构的惯性力被忽略。一般来说,若水深较浅且基础的刚度较大,惯性力效应不明显,忽略基础的惯性力不会造成明显误差。

2 台风多发区海上风机的目标可靠度和分项系数

根据可靠度理论,分项系数是根据目标可靠度和各随机变量的分布确定的。给定状态方程(或设计方程)和目标可靠度便可确定荷载效应分项系数和材料分项系数。但由于历史原因,材料分项系数或者材料强度设计值一般不变,因此当荷载效应的统计资料改变时,需要对荷载效应分项系数做调整。

2.1 热带气旋的影响

在 IEC 标准的前三版都没有考虑热带气旋(包括台风、强台风和超强台风)的影响,主要体现在 10 min 平均风速极值的变异系数取值上。一般认为,在受热带气旋影响的地区该取值较大。Tarp-Johansen 在研究了菲律宾的年极值风速的变异系数后,确定采用 30% 作为可靠度校准时的年极值风速变异系数的上限值,并推荐荷载效应分项系数按下式计算求得:

$$\gamma_f = 1.28 + 1.4COV \quad (11)$$

由于在 IEC 61400-1 第三版中,风速 COV 仅 12% (该数值来自文献 [12-14]),风荷载变异系数取 23%。考虑到风荷载 COV 和风速 COV 间近似 2 倍的关系,风速 COV 约为 12%)。目前 IEC 61400-1 第四版正在修编当中, SORENSEN J D 在报告 [15] 中考虑了极值风荷载效应 COV 从 0.2 到 0.6 (对应文献 [14] 中 30%) 内的荷载效应分项系数的

变化情况。在目标可靠度取 3.41 的前提下, 分项系数随极值风压变异系数的变化如图 1 所示。

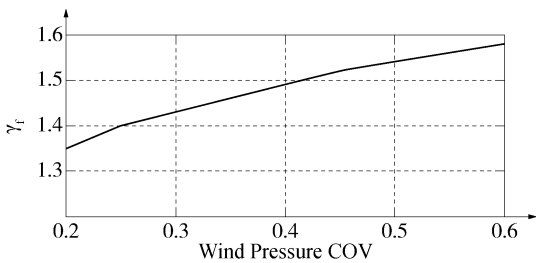


图 1 荷载效应分项系数随 COV 的变化

Fig. 1 The partial safety factor varying with COV

我国的东南沿海是台风多发区域, 台风已对广东和福建的多个风场造成严重破坏。但是, 无论国际标准还是我国的设计规范都有待完善。目前国际标准并未将热带气旋的影响纳入标准; 我国虽然已经出台了风机抗台风设计规范和相关抗台策略^[10], 但仅增加了设计工况, 台风区下的目标可靠度和分项系数都未有讨论。考虑台风对分项系数的影响是我国海上风机可靠度分析不可避免的课题。

虽然 N. J. Tarp-Johansen 等^[14]和 J. D. Sorensen^[15]等对台风区域下的陆上风机的分项系数有过讨论, 但是针对我国台风区域的海上风机可靠度分析, 仍有许多工作要做。原因有如下几点:

1) 报批稿^[6-7]的分项系数对应的目标可靠度仍然有待校准。

2) 文献[14-15]的工作是针对陆上风机及基础, 基于极限状态方程(1)进行的, 并无涉及荷载效应组合的问题。而报批稿^[6-7]的极限状态方程(2)则考虑了风浪流等荷载的作用, 并采用 Turkstra 组合方式求荷载效应组合。

3) 文献[14-15]只是揭示了荷载效应分项系数随年极值风荷载变异系数变化的规律, 但由于我国台风区域内年极值风、浪、流的变异系数缺乏统计数据, 到底如何取值, 目前仍然有待确定。

4) 报批稿^[6-7]分项系数的合理性仍然有待确定。

2.2 报批稿^[6-7]及讨论

按照 JCSS 的规则和文献[15], 目标可靠度 $\beta_t = 3.3$, 而我国《工程结构可靠度统一标准》则规定, 对于延性破坏的构件, 重要性系数 1.1 对应可靠度指标 3.7, 高于国际标准^[4-5]。而分项系数方面, 如表 1 所示, 报批稿^[6-7]规定了荷载效应分项系数的取值: 对于风机荷载, γ_f 取 1.5, 该荷载主要是

由风机所受风荷载和惯性力引起的; 对于基础结构所受的环境荷载, 如风流浪海冰等, γ_f 取 1.35。此外, 结构重要性系数 $\gamma_0 = 1.1$ 。本节将考察报批稿^[6-7]目标可靠度的合理性, 以及在给定目标可靠度的情况下分析报批稿^[6-7]分项系数的合理性。

2.2.1 相关性假设及年极值荷载效应分布

基础结构受风机荷载和环境荷载(主要是波浪荷载)共同作用。风机荷载是风机塔筒底部作用在基础结构顶部的荷载。在台风工况下, 风机处在停机状态, 因此风机荷载和风速存在很大的相关性。支撑结构的另一个主要荷载——波浪荷载是由波高决定的。由于风和浪存在一定的相关性, 因此风机荷载和环境荷载也存在一定的相关性。虽然目标可靠度校准时需要考虑相关性的影响, 但由于目前缺少风浪长期同步观测的数据, 因此本节先假设风荷载和浪荷载是完全相关的, 这将得到目标可靠度的下限(高估失效概率), 然后再就相关性对可靠度的影响进行讨论。

本节将针对报批稿^[6-7]的极限状态方程, 式(4), 进行目标可靠度分析。假设风机荷载效应和环境荷载效应都满足 Gumbel 分布, 抗力满足对数正态分布。其中, 抗力取 5% 分位值为标准值, 风机荷载和环境荷载取 98% 分位值为标准值。对于台风多发区域, 风荷载一般是主导荷载, 因此取风机荷载为主导荷载。风机荷载和其他环境荷载的分布类型和变异系数的范围与文献[14-15]的相同。在目前的设计标准和规范中, 不同的工况抗力对应不同的分项系数取值。例如, ISO 19902-2007 石油天然气固定式平台标准^[19]规定, 对于拉、弯曲和剪切工况 $\gamma_m = 1.05$, 对于受压工况 $\gamma_m = 1.18$, 而对于环向屈曲工况 $\gamma_m = 1.25$ 。而 Tarp-Johansen 在东南亚风力发电机可靠度分析报告中则采用 $\gamma_m = 1.1$ ^[14]。鉴于此, 本研究仅针对 $\gamma_m = 1.05, 1.10$ 和 1.25 进行讨论。

2.2.2 报批稿^[6-7]的目标可靠度

本节考察不同 γ_m (1.05, 1.10 和 1.25) 以及不同荷载标准值比(一般来说, 台风工况下风荷载是主导荷载, 因此本节仅考虑环境荷载标准值与风机荷载标准值之比 $\rho = 0.01, 0.1, 0.5, 0.9$, 假设风机和环境荷载效应完全相关, 计算目标可靠度如图 2 所示。

由图 2 可见, 报批稿^[6-7]的荷载效应分项系数的合理性取决于荷载效应 COV 和荷载效应比的实

实际情况。(1)报批稿^[6-7]对应的目标可靠度随着荷载效应 COV 增大而降低。在荷载效应变异系数较小的情况下,如 0.20,可靠度指标远高于欧洲风机设计可靠度水平($\beta_t = 3.09$ ^[14])。当 COV 增大到 0.6 时,部分结果($\gamma_m = 1.05, \rho = 0.01$)才趋于合理水平;(2)当两种荷载效应趋于接近时为最不利情况。随着荷载效应比减小,即某种荷载占绝对主导时,目标可靠度将增大,即设计趋于保守。

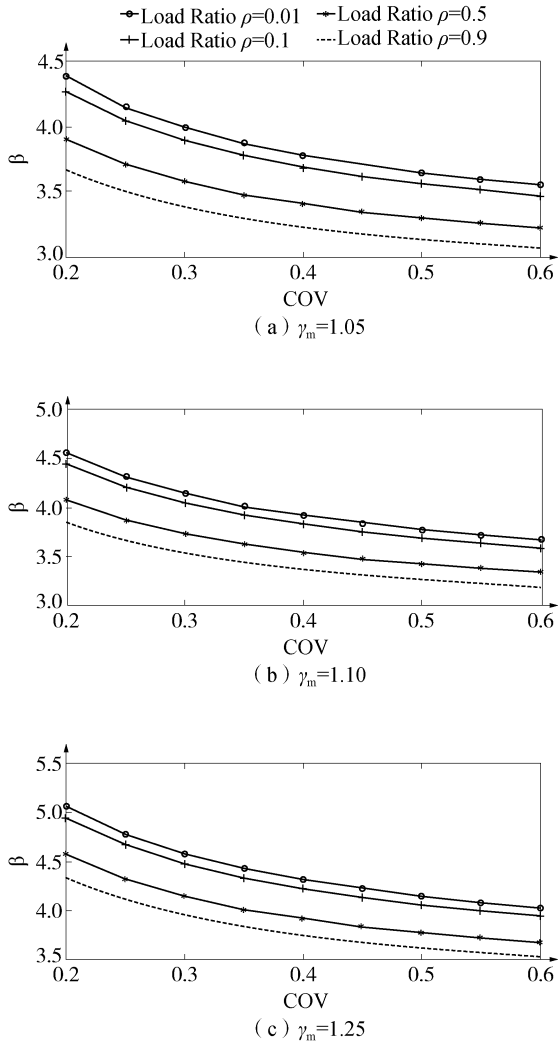


图 2 目标可靠度随荷载效应变异系数 (COV) 的变化
Fig. 2 The objective reliability index varying with COV

虽然我国可靠度统一标准^[4-5]规定,重要性系数 1.1 对应的目标可靠度为 3.7,但是考虑到海上风机是无人值守的,因此欧洲标准将目标可靠度取为 3.09, Sorensen 的报告则根据 JCSS 的要求^[15]建议取为 3.3,接近于我国标准^[4-5]规定的延性破坏安全等级二级的水平。因此,更好的选择可能是按

照我国标准,将目标可靠度取为 3.2,结构重要性系数 γ_0 取为 1.0。

2.2.3 风机荷载效应分项系数

接下来考察给定目标可靠度 3.2 且结构重要性系数 γ_0 取为 1.0 时,风机荷载效应分项系数随荷载效应 COV 变化的情况。环境荷载的分项系数不变,仍取 1.35。图 3 给出了抗力分项系数分别 γ_m 取 1.05, 1.10 和 1.25 时,风机荷载效应分项系数随 COV 变化的情况。值得注意的是,这里的分析是按照风机荷载和波浪荷载完全相关考虑的,计算得到的可靠度是下限(失效概率的上限),因此分项系数是最保守的情况。

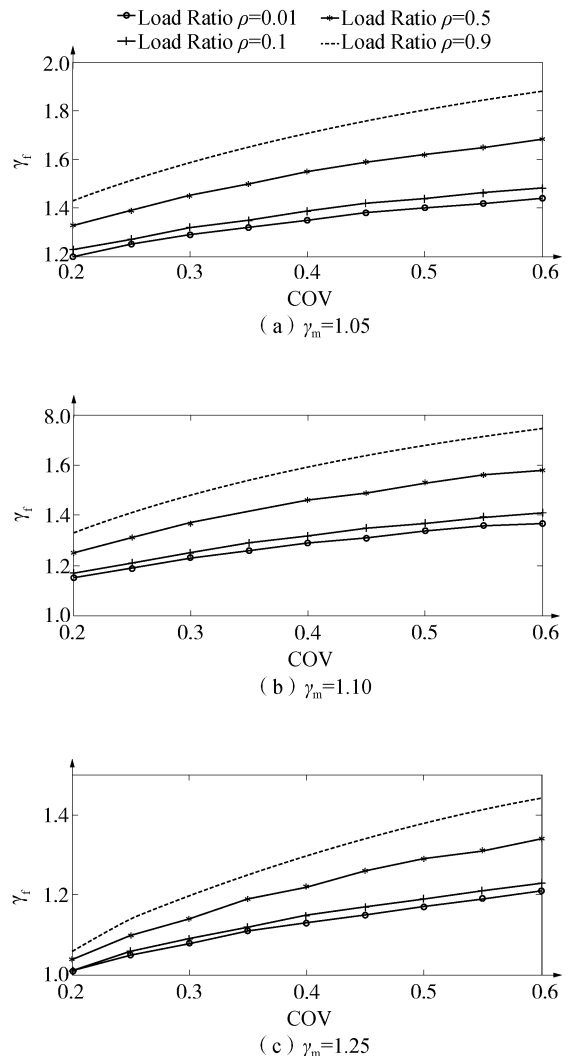


图 3 目标可靠度 $\beta_t = 3.2$ 时,国内规范风机分项系数的取值

Fig. 3 The partial safety factor for the wind turbine load when $\beta_t = 3.2$

如图3所示,风机荷载分项系数随荷载COV增大明显,同时荷载效应比 ρ 对分项系数的影响也很大。对于 $\gamma_m = 1.05$,当COV取0.6且 $\rho = 0.9$ (即环境荷载标准值和风机荷载标准值比较接近)时, γ_f 需要取到接近1.9才能满足目标可靠度;而当 $\rho = 0.01$ 时(风机荷载占绝对主导,对应陆上风机), γ_f 略大于1.4便可达到目标可靠度。随着 γ_m 增大,为了保持目标可靠度不变, γ_f 的取值将减小。对于 $\gamma_m = 1.25$,同样当COV取0.6且 $\rho = 0.9$ 时, $\gamma_f = 1.20$ 便能达到目标可靠度。

作为比较,可以对比本文和文献[14-15]的结果。文献[14-15]仅考虑风荷载作用。文献[15]在 $\beta = 3.33$, $\gamma_m = 1.15$,抗力COV取0.05,荷载COV取0.6的情况下,计算得到荷载效应分项系数 $\gamma_m = 1.56$ 。文献[14]在 $\beta = 3.04$ ($p_f = 1.17 \times 10^{-3}$), $\gamma_m = 1.10$,抗力COV取0.05,荷载COV取0.6的情况下,计算得到荷载效应分项系数 $\gamma_f = 1.68$ 。本文在 $\beta = 3.2$, $\gamma_0 = 1.00$, $\gamma_m = 1.10$, $\rho = 0.01$ (对应陆上风机),抗力COV取0.05,荷载COV取0.6的情况下,计算得到荷载效应分项系数 $\gamma_f = 1.37$ 。

造成差别的原因有以下几个:(1)目标可靠度和抗力分项系数不同;(2)文献[14-15]除了考虑抗力和荷载的不确定性外,还考虑了模型、统计以及模拟上的不确定性。

为了与文献[15]比较,将参考文献[15]模型和统计的不确定性也考虑进来,国内规范的极限状态方程可写为

$$z\delta R - X_{\text{dyn}}X_{\text{exp}}X_{\text{load}}X_{\text{str}}(S_w + S_e) = 0 \quad (12)$$

式中: X_{dyn} 、 X_{exp} 和 X_{str} 同文献[15]; X_{load} 包括风荷载模型和波浪荷载模型的不确定性,取值上与文献[15] X_{load} 相同; S_{wind} 为风荷载效应; S_{wave} 为波浪荷载效应。

采用式(12)后,在 $\beta = 3.33$, $\gamma_0 = 1.00$, $\gamma_m = 1.15$, $\rho = 0.01$ 的情况下,风机分项系数 $\gamma_f = 1.55$ 。结果与文献[15]非常接近。

综合上述分析可知,在非常极端的条件下,目前国内规范的荷载效应分项系数才是合理的。例如,当 $\gamma_m = 1.05$ 、荷载效应COV取0.6、环境荷载效应分项系数取1.35时,风机荷载效应分项系数 $\gamma_f = 1.5$ 可使目标可靠度取3.2。但是对于其他情况,特别是荷载效应COV不高或 $\gamma_m = 1.25$ 的情况下,相同的荷载效应分项系数会使目标可靠度取值高于3.2。

2.2.4 荷载效应相关性对风机荷载效应分项系数的影响

荷载效应相关性本质上是组合的问题。取相同的边缘分布,若相关性不同,荷载效应叠加后的分布也不同,因此,在固定目标可靠度的前提下,效应相关性对分项系数的取值有影响。因此,本节以 $\beta_f = 3.2$, $\gamma_0 = 1.00$, $\gamma_m = 1.05$, $\rho = 0.1, 0.9$ 为例(风机荷载和环境荷载效应分项系数按规范选取),考察风机荷载效应和环境荷载效应的相关系数分别取0、0.5和1.0时,风机荷载效应分项系数 γ_f 随COV的变化情况。

如图4所示,相关性对目标可靠度有较大影响。当两荷载效应完全相关时($r = 1.0$),失效概率是相同情况下的上限值,若保持失效概率一致,分项系数则是上限值。在这种情况下,荷载效应比越大,分项系数越大;荷载效应比 ρ 在0.01~0.9时,分项系数最大值(对应COV=0.6)在1.4~1.9。若当两荷载效应完全不相关时($r = 0.0$),失效概率是相同情况下的下限,若保持失效概率一致,分项系数则是下限值;荷载效应比 ρ 在0.01~0.9时,分项系数最大值(对应COV=0.6)在1.0~1.4。在这种情况下,荷载效应比越大,分项系数越小。若当两荷载效应相关系数 $r = 0.5$,荷载效应比对分项系数的影响很小。由此可见,环境和风机荷载效应之间的相关性以及荷载效应比对可靠度都有着较大影响。在缺乏长期大范围统计数据的情况下,很难进行可靠度校准。

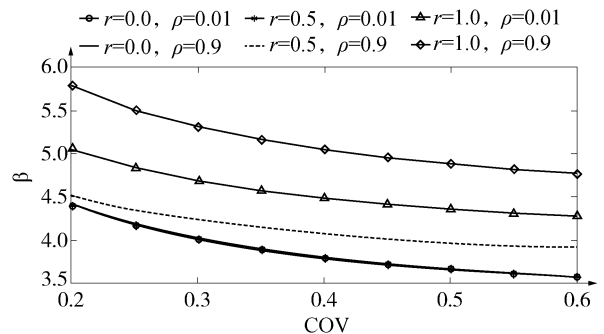


图4 荷载效应相关性对分项系数的影响

Fig. 4 The influence of the correlation of load effects to the partial safety factor

3 荷载效应组合

当设计者有风浪长期联合分布时,荷载标准值取为50年一遇的风浪联合作用[17]。对于我国绝大

多数场址来说, 并没有长期风浪同步观测的数据足以提出风浪长期联合分布, 此时 IEC 和 DNVGL 建议风浪分别取 50 年一遇^[11,17], 有学者研究了采用边缘分布重构联合分布的方法^[20-23], 但目前这类方法仍然没有被规范和标准所采用。而 DNV-J101 则采用 Turkstra 组合方法, 但在新标准 DNVGL-ST-0437 中已经不采用该方法。

荷载效应组合的求法, 报批稿^[6-7]和国外标准不相同。目前有两种方式处理荷载效应组合的问题, 一种通过定义伴随荷载标准值的方法, 直接让主导荷载设计值和伴随荷载设计值相加。该方法不采用荷载/荷载效应组合系数, 目前 IEC 和 DNVGL 等国际标准采用该方法; 另一种是主导荷载和伴随荷载都取 50 年一遇分位值对应荷载为标准值, 但伴随荷载乘以组合系数后再与主导荷载相加, 目前报批稿^[6-7]采用该方法。报批稿^[6-7]规定, 所有环境要素都取为 50 年一遇值, 最后通过组合系数将荷载组合在一起。其中组合系数 ψ_c 取 0.7。由于设计参数 z 与分项系数和组合系数都有关系, 因此组合系数会影响极限状态方程。然而, 该组合系数的合理性目前仍缺乏足够数据进行评价。

本节以 $\gamma_m = 1.05$ 且 $\rho = 0.1, 0.9$ 为例, 考察当组合系数 $\psi_c = 0.1, 0.5, 0.7, 1.0$, 风机和环境荷载效应相关系数 $r = 0, 0.5, 1.0$ 的情况下, 我国海上风机基础设计规范的目标可靠度随荷载效应 COV 的变化。

如图 5 所示, 对于风荷载效应占绝对主导的情况 ($\rho = 0.01$), 组合系数对可靠度几乎没有影响。而对于风浪荷载效应接近的情况 ($\rho = 0.9$), 组合系数对目标可靠度的影响则十分明显。另外, 从 $\rho = 0.9$ 的情况可以看出, 不同 COV 下, 三条曲线的间距比较一致, 说明 COV 对由于相关系数不同造成

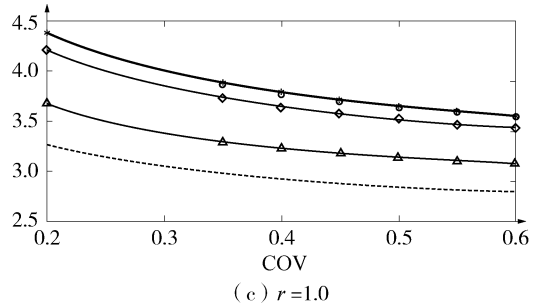
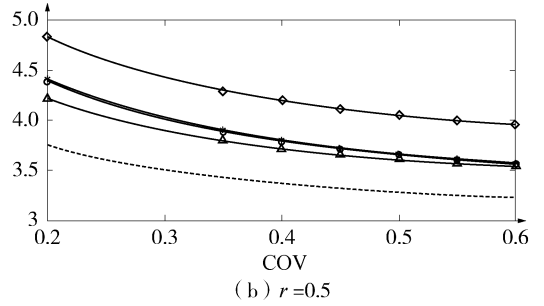


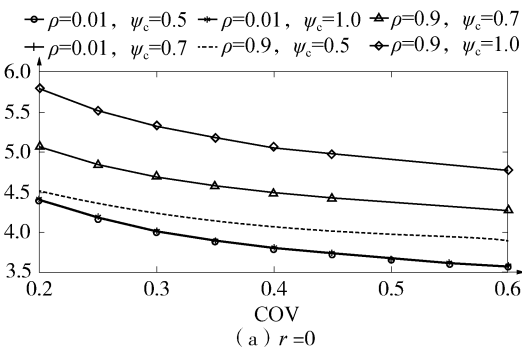
图 5 不同相关系数下, 组合系数和荷载效应对应的目标可靠度随荷载效应 COV 的变化

Fig. 5 The corresponding reliability index to different combination factors, load effect ratios and correlation coefficients

的可靠度偏差的影响不是十分明显。因此, 除了分项系数外, 组合系数也应根据实际目标可靠度和荷载效应相关性选取, 但可以忽略 COV 的影响。

4 一体化设计下分项系数的选取

当前海上风机的设计流程是风机厂商和基础结构设计单位进行配合, 通过迭代优化完成的。首先, 风机厂商向基础结构设计单位提供初版荷载, 根据初版荷载和场址的勘测数据, 基础结构设计单位进行首轮设计。完成后, 将基础结构的有限元模型或超单元提供给风机厂商。在此基础上, 风机厂商进行数值仿真和优化风机模型, 并得到优化的设计荷载。至此便完成第一轮迭代。一般来说, 海上风机的设计需要经过两到三轮迭代。该方法需要两家单位各自完成所有工况的大量数值仿真工作, 设计周期较长。由于风机厂商已经完成了各工况的数值仿真, 因此一种改进的方案是基础结构设计单位采用风机厂提供的各构件和节点的设计荷载进行设计, 这将大大减少设计的工作量(多数情况下, 基础结构设计单位出于商业上的考虑不会公开模型细节。这种情况下, 采用超单元法, 将关键节点取为



外部自由度,即可避免公开模型细节)。

若采用国际标准,所有荷载或荷载效应分项系数都一致,该方案很容易执行,但若采用报批稿^[6-7],由于风机荷载和环境荷载的分项系数不一致,该方案很难执行。除非采用风机荷载效应和环境荷载效应分别计算并线性叠加的方法,但由于存在桩-土非线性的缘故,风机荷载和环境荷载(例如浪和流)一般同时加载,不采用线性叠加的方法。

下面给出保持目标可靠度不变的前提下,单一荷载分项系数的求法。采用不同分项系数的设计参数计算方法见式(5),而单一分项系数的设计方程为:

$$z = \frac{\gamma_0 \gamma_m S_{w,k} \gamma_f (1 + \psi_c \rho)}{R_k} \quad (13)$$

但是,采用单一和不同分项系数的设计方法对应的极限状态方程式在形式上是一样的,见式(4)。因此为了保持可靠度不变,只需要使设计参数 z 相同即可。令式(5)和式(13)相等,即可得到的等价的单一分项系数:

$$\gamma_{fi} = \gamma_{fi} (1 + \psi_c \rho \gamma_{E2} / \gamma_{fi}) / (1 + \psi_c \rho) \quad (14)$$

由式(14)可知,当风机荷载占绝对主导时(ρ 很小),两分项系数的差别不大。但当环境荷载效应越来越显著时(ρ 较大), γ_f 与 γ_{fi} 的关系视 γ_{fi} 与 γ_{E2} 的大小关系而定:当 $\gamma_{fi} > \gamma_{E2}$ 时,单一分项系数取值将比采用不同分项系数的情形小;当 $\gamma_{fi} < \gamma_{E2}$ 时,单一分项系数取值将比采用不同分项系数的情形大。

对于报批稿^[6-7], $\gamma_{fi} = 1.5$, $\gamma_{E2} = 1.35$, $\psi_c = 0.7$,则等价单一分项系数为:

$$\gamma_{fi} = (1.5 + 0.945\rho) / (1 + 0.7\rho) \quad (13)$$

5 结论

针对台风工况,就目标可靠度、极限状态方程、荷载效应分项系数和组合系数各个方面比较报批稿^[6-7]和国际标准之间的差异,分析了目前规范和标准存在的问题和解决方案,总结如下:

1)目前报批稿^[6-7]的目标可靠度不明确,参考国际标准和分析报告,建议取我国《工程结构可靠性统一标准》所规定的延性破坏安全等级二级所对应的目标可靠度3.2。

2)一般认为,台风多发区域的年极值荷载(效应)的变异系数(COV)比非台风多发区要大。例如

IEC标准仅考虑最大 $COV = 0.25$ 的情况,东南亚的台风区域(如菲律宾)的年极值荷载 COV 则达到了0.6,远超过北欧。为了对报批稿^[6-7]进行可靠度校准,需要统计我国沿海地区年极值风速、波高、水位和水流等分布,从而确定风机荷载和环境荷载的分布。

3)固定的荷载效应分项系数无法保证在各种环境组合下都满足的目标可靠度。目标可靠度受荷载(效应)的 COV 、荷载效应比和相关性的影响很大。采用固定的分项系数覆盖所有情况的做法,将在许多地区造成过度保守的情况。本文建议将荷载(效应)分项系数写成年极值风速和波高 COV ,荷载效应比以及风浪相关性的函数。

4)对于风荷载效应占绝对主导的情况($\rho = 0.01$),组合系数对可靠度几乎没有影响,但当环境荷载效应增大时(例如大水深单桩基础),组合系数对目标可靠度的影响会越来越大。另外,相同组合系数,在不同荷载相关性条件下对应的目标可靠度也不同, COV 对组合系数的影响则可以忽略。因此,在确定分项系数后,还应根据目标可靠度、荷载效应比和相关系数确定组合系数。

5)报批稿^[6-7]对风机荷载效应和环境荷载效应采用不同的分项系数,该方法不利于海上风机的一体化设计。本文给出了保持目标可靠度不变的前提下,计算单一荷载效应分项系数的方法。

致谢

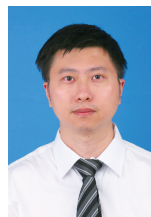
作者感谢中国能建广东院科技项目“海上风力发电机组支撑结构一体化优化设计及极限承载力可靠性分析”(EV04311W)及中国能建广东院水务部对本研究的支持。

参考文献:

- [1] 国家能源局. 风电发展“十三五”规划 [EB/OL]. (2016-11-16). [2016-11-29]. http://www.nea.gov.cn/2016-11/29/c_135867633.htm.
National Energy Administration (NEA). The Thirteen Five-year plan for wind power development [EB/OL]. (2016-11-16). [2016-11-29]. http://www.nea.gov.cn/2016-11/29/c_135867633.htm.
- [2] 广东省发展改革委. 广东省发展改革委关于印发《广东省“十三五”能源结构调整实施方案》的通知:粤发改能电函[2017]6733号 [EB/OL]. (2017-12-25). http://zwgk.gd.gov.cn/006939756/201712/20171226_738919.html.

- Guangdong Provincial Development and Reform Commission. Notice of the Guangdong provincial development and reform commission on printing and distributing the implementation plan of the "13th Five-year plan" energy structure adjustment in Guangdong province; Guangdong development energy communication letter [2017] No. 6733 [EB/OL] http://zwgk.gd.gov.cn/006939756/201712/t20171226_738919.html.
- [3] Offshore Wind Biz. Three offshore wind projects secure contracts for difference as strike prices go down [EB/OL]. [2017-09-11]. <https://www.offshorewind.biz/2017/09/11/three-offshore-wind-projects-secure-contracts-for-difference-as-strike-prices-go-down/>.
- [4] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 工程结构可靠性设计统一标准: GB 50153—2008 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2014.
Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Unified standard for reliability design of engineering structures; GB 50153—2008 [S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2014.
- [5] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 港口工程结构可靠性设计统一标准: GB 50158—2010 [S]. 北京: 中国计划出版社, 2012.
Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Unified standard for reliability design of engineering structures; GB 50158—2010 [S]. Beijing: China Planning Press, 2012.
- [6] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 海上风电场设计规范(报批稿) [S].
Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Code for design of offshore wind farm (approval draft) [S].
- [7] 国家能源局. 海上风电场工程风电机组基础设计规范(报批稿) [S].
National Energy Administration (NEA). Code for wind turbine foundation design of offshore wind power projects (approval draft) [S].
- [8] 赵国藩, 金伟良, 贡金鑫. 结构可靠度理论 [M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2000.
- [9] DITLEVENSEN O, MADSEN H O. Structural reliability methods [M]. Chichester: John Wiley & Sons Ltd., 1996.
- [10] 戎晓洪. 海上风电场防台风措施研究 [J]. 南方能源建设, 2016, 3(增刊1): 77-81.
RONG X H. Study on typhoon prevention measures of offshore wind farm [J]. Southern Energy Construction, 2016, 3 (Supp. 1): 77-81.
- [11] International Electrotechnical Commission. Wind turbines-part 1: design requirements for offshore wind turbines; IEC 61400-3 [S]. Geneva: International Electrotechnical Commission, 2007.
- [12] TARP-JOHANSEN N J, MADSEN P H, FRANSEN S T. Calibration of partial safety factors for extreme loads on wind turbines; proceedings of the European Wind Energy Conference & Exhibition 2003 [C]. Brussels: European Wind Energy Association, 2003.
- [13] TARP-JOHANSEN N J, CLAUSEN N E. Design of wind turbines in typhoon area; a first study of structural safety of wind turbines in typhoon prone areas [R]. Denmark: EC-ASEAN Energy Facility, 2005.
- [14] 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.
- [15] SORENSEN J D, TOFT H S. Safety Factors; IEC 61400-1 [R]. 4th ed. Denmark: Technical University of Denmark, 2014.
- [16] DNV. Design of offshore wind turbine structures; DNV-OS-J101 [S]. Norway: DNV, 2007.
- [17] DNVGL. Load and site conditions for wind turbine; DNVGL-ST-0437 [S]. The Netherlands: DNVGL, 2016.
- [18] Germanischer Lloyd. Rules and guidelines, IV-industrial services, part 2-guideline for the certification of offshore wind turbines [S]. Hamburg, Germany: Germanischer Lloyd, 2005.
- [19] ISO. Petroleum and natural gas industries-fixed steel offshore structures; ISO 19902-2007 [S]. Switzerland: International Organization for Standardization, 2008.
- [20] 周道成, 段忠东. 耿贝尔逻辑模型在极值风速和有效波高联合概率分布中的应用 [J]. 海洋工程, 2003, 21(2): 45-51.
ZHOU D C, DUAN Z D. The Gumbel-logistic model for joint probability distribution of extreme-value wind speeds and effective wave heights [J]. The Ocean Engineering, 2003, 21(2): 45-51.
- [21] 董胜, 翟金金, 陶山山. 基于 Archimedean Copula 函数的风浪联合统计分析 [J]. 中国海洋大学学报(自然科学版), 2014, 44(10): 134-141.
DONG S, ZHAI J J, TAO S S. Joint statistical analysis of wind and waves based on Archimedean Copula function [J]. Periodical of Ocean University of China (Natural Science Edition), 2014, 44(10): 134-141.

作者简介:



LIN J H

林敬华(通信作者)

1984-, 男, 广东广州人, 中国能源建设集团广东省电力设计研究院有限公司博士后, 香港理工大学博士, 主要研究领域为计算力学、结构健康监测、结构可靠性分析、海上风机基础结构设计。(e-mail) linjinghua@mail.com。