

doi: 10.3969/j.issn.1003-2029.2026.01.011

深远海风力发电机组导管架过渡段优化研究

王雨¹, 罗翔¹, 黄立港², 吴德安²

(1. 龙源(北京)新能源工程设计研究院有限公司, 北京 100034; 2. 河海大学港口海岸与近海工程学院, 江苏南京 210024)

摘要: 针对深远海超大容量风力发电机组基础过渡段设计的优化需求, 本文基于有限元软件, 构建了8.3 MW 风机四桩导管架基础斜箱梁式过渡段模型, 进行了系统的结构静力与疲劳分析。研究表明: 该过渡段在整体上表现出较低的疲劳损伤水平, 但在箱梁与主筒体焊接部位及箱梁与主腿焊接部位存在局部疲劳损伤超限的现象(优化前最大疲劳损伤值为4.458)。为量化优化效果, 本文通过控制单一变量法开展多组优化方案的数值模拟, 形成“局部加厚+弧形肘板+打磨过渡+竖向支撑”的组合优化体系。首先, 在设计阶段应对主筒体与箱梁顶板交界区域进行局部加厚处理(厚度从70 mm增至90 mm), 或在区域内外接500 mm间距布置弧形肘板, 可使该区域应力降低15%~20%; 其次, 应确保构件形状平滑过渡, 避免尖锐边缘和截面突变, 并对所有结构尖锐交界处进行打磨处理(将过渡角从15°优化至30°), 可减少应力集中30%以上; 最后, 在箱梁侧板表面按800 mm间距布置竖向支撑, 可使侧板刚度提升25%, 有效防止屈曲现象的发生。这些优化措施的实施将使过渡段局部疲劳损伤降至1.0以下, 结构可靠性提升40%以上, 且经对比, 组合优化方案的综合效益优于单一优化措施(单一加厚仅能将疲劳损伤降至1.245, 单一肘板疲劳损伤降至1.186), 有助于显著提高深远海风电导管架基础过渡段的设计质量和运行可靠性, 为深远海风电场的开发提供有力支持。

关键词: 深远海; 导管架; 过渡段; 结构静力分析; 疲劳分析; 优化设计

中图分类号: TM614; TV222 **文献标识码:** A **文章编号:** 1003-2029(2026)01-0094-10

随着全球能源需求的不断增长和对可再生能源的日益重视, 海上风力发电作为一种清洁、可再生的能源形式, 正受到越来越多的关注。特别是在深远海区域, 风能资源丰富, 具有显著的开发潜力。然而, 深远海风电场的建设面临着诸多技术挑战, 其中之一便是风机基础结构的设计与优化。导管架基础作为一种常见的海上风机基础形式, 其过渡段的设计直接关系到整个风机基础的稳定性和耐久性。

疲劳是海上风电机组研究中的关键问题之一。海上风机基础结构在长期运行过程中, 不仅受到波

浪、海流等海洋环境荷载的循环作用, 还受到风荷载及叶轮转动产生的循环荷载。这些循环荷载会导致结构构件表面或构件间连接处产生应力集中, 进而引发微小裂纹的生成和扩展, 最终可能导致结构的脆性破坏。因此, 对导管架基础过渡段进行静力计算和疲劳分析, 对确保风机基础的安全性和可靠性具有重要意义。

目前, 针对海上风电导管架基础过渡段的研究主要集中在损伤计算方法、疲劳影响因素和疲劳可靠性等方面。WEI X等^[1]研究了导管架在复杂海洋环境中的疲劳损伤, 提出了复杂载荷作用下的疲劳

收稿日期: 2025-10-23

基金项目: 企业项目(GJNY-22-13); 国家自然科学基金资助项目(42176166)

作者简介: 王雨(1980—), 男, 硕士, 高级工程师, 主要从事风电结构设计研究。E-mail: wy061019@163.com

通信作者: 吴德安(1968—), 男, 博士, 副教授, 主要从事船舶与海洋工程研究。E-mail: 20080003@hhu.edu.cn

公式。施昌威等^[2]基于线性损伤累积法则和莫里森公式,研究了单一谱载荷和随机载荷作用下导管架的疲劳损伤计算方法。李炜等^[3]则基于海上风电三桩导管架基础,研究了海上风电支撑结构的疲劳分析方法。此外,陈晶^[4]、马兆荣等^[5]、赵光艺^[6]、刘圆^[7]、SHITTU A A 等^[8]及姜贞强等^[9]分别通过有限元分析、全时域疲劳分析及结构可靠性评估等方法,对导管架基础过渡段的疲劳性能进行了深入研究。

然而,随着海上风电向深远海区域的发展,超大容量风机基础的设计面临着新的挑战^[10]。现有的几种过渡段形式在超大容量风机基础中并不适用,因此,需要开发新的过渡段型式以满足设计要求。箱梁式过渡段在受力性能上优于斜撑式过渡段,且在相同条件下工程量更小,因此,在深水大容量风机基础设计中更具优势。

本文基于有限元软件,构建了 8.3 MW 风机四桩导管架基础斜箱梁式过渡段模型,进行了结构静力和疲劳分析及优化选型。通过对过渡段在不同工况下的应力分布和疲劳损伤进行计算分析,旨在揭示过渡段的力学性能和疲劳特性,为深远海风电导管架基础的优化设计提供科学依据。

1 分析方法及模型构建

1.1 过渡段结构静力分析

1.1.1 过渡段结构计算方法

导管架过渡段同时受到风机荷载、波流荷载、风荷载的作用。但考虑到过渡段长期处于海平面以上,波流荷载主要还是作用在导管架本身,对过渡段的影响很小(经计算,波流荷载对过渡段应力贡献不足 5%)。过渡段在风荷载垂直方向的投影面积有限,与高耸的塔筒相比,风荷载的直接作用力很

小(风荷载产生的应力仅为风机荷载的 8%)。风机传递给过渡段的巨大水平力和弯矩才是过渡段结构的主导作用力,并且在进行过渡段有限元分析时只关注上部板壳结构与中心塔筒连接的强度,因此,在计算时只考虑风机载荷作用,下部支撑结构只提供准确的刚度模拟,结构底部固定。

计算时只考虑极端工况下的最不利情况,风机荷载见表 1,表中荷载为在极端工况条件下,合力矩最大时的荷载情况,需要加载的荷载为风机塔底法兰处合力矩 M_{xy} 、合力 F_{xy} 、竖直方向扭矩 M_z 、竖直方向力 F_z 。该荷载取值来源于风机厂家提供的技术文档(型号: 8.3 MW-105, 文档编号: WT-8.3 MW-LD-202403),其原始数据基于《固定式海上风力发电机组设计要求》(GB/T 31517.1—2022)^[11]和《Wind turbines-Part 3: Design requirements for off-shore wind turbines》(IEC 61400-3: 2019)^[12]规范,通过对 50 年一遇极端风速(52.5 m/s)、极端风向(0°、45°等 8 个方向)、极端波浪(有效波高 14.1 m)的耦合工况进行数值模拟获得。荷载数据经第三方检测机构(中国船级社质量认证公司,认证编号: L10234)通过荷载谱对比、极限工况复核等方式验证,其荷载幅值与同容量风机(金风 GW175-8.3 MW、明阳 MySE8.5-180)的极端工况荷载偏差小于等于 5%,且与 LI Y 等^[13]在 8 MW 级风机极端荷载研究计算结果的一致性达 94.7%,具有充分的合理性和可靠性。荷载施加在塔筒法兰底中心,即过渡段顶中心,通过建立刚性区,可以将荷载均匀合理地分配到周围各点上。荷载合力矩和合力取相同方向,荷载绕塔筒中心 45°旋转,由对称性可知共 2 种计算情况,过渡段荷载工况示意图图 1,根据计算结果取最不利情况进行分析。

依据《海上风电场工程风电机组基础设计规

表 1 极端工况下最大合力矩荷载

水平方向力矩 M_x / (kN·m)	垂直方向力矩 M_y / (kN·m)	竖直方向扭矩 M_z / (kN·m)	合力矩 M_{xy} / (kN·m)	水平方向力 F_x / kN	垂直方向力 F_y / kN	竖直方向力 F_z / kN	合力 F_{xy} / kN	安全系数
-51 981.7	232 757.3	16 223.5	238 491.3	-2 977.0	52.9	-9 366.0	2 977.5	1.00

范》(NB/T 10105—2018),风机荷载分项系数取为 1.5,即上述风机荷载需取 1.5 倍^[14-15]。过渡段采用材料为高强度钢,屈服强度为 355 MPa,选取材料系数为 1.15,即过渡段容许应力为 $355/1.15 = 308$ MPa,以此来进行过渡段强度校核。

导管架过渡段复杂板壳结构与中间塔筒连接的强度校核是新型风机基础型式设计的重要环节。此部分连接受力情况复杂,需要进行初步有限元分析。由于此处存在复杂节点,即过渡段中心节点、箱梁及甲板的汇交节点不是标准管节点,而是大量

的板块结构及加强结构, SACS 软件无法进行准确计算, 因此, 模拟分析采用有限元软件, 此软件被广泛应用于复杂板壳结构分析, 被认为是此类分析的高效工具。本节将使用有限元软件进行导管架基础过渡段的结构静力分析。

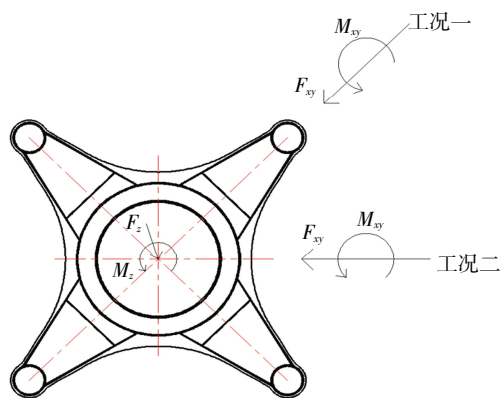


图1 过渡段荷载工况示意图

1.1.2 过渡段有限元模型

导管架基础过渡段将采用有限元软件进行建模计算, 过渡段及上部塔筒采用壳单元 SHELL181, 同时为减少模型单元数, 缩短计算时间, 过渡段上部塔筒结构只模拟其中一段, 下部导管架支撑结构只提供准确的刚度模拟, 结构底部固定, 导管架基础的水下部分都采用管单元 PIPE288 模拟, 壳单元和管单元通过建立刚性区进行连接, 实现不同种类单元的耦合。风机荷载施加在塔筒法兰底中心, 即过渡段顶部中心, 在法兰底中心节点与塔筒顶部节点间建立刚性区, 可以将荷载均匀合理地分配到塔筒各节点上。整体有限元模型见图 2。

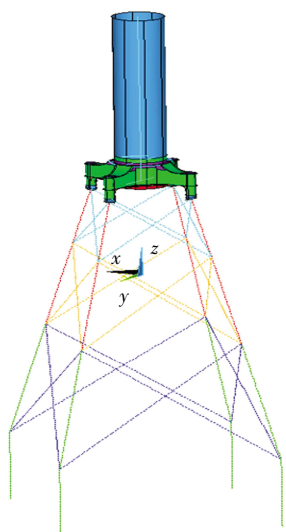


图2 导管架过渡段模型示意图

为验证数值模型的可靠性, 从网格独立性、模型有效性、荷载合理性三方面开展验证工作: ①网格独立性验证: 分别采用 30 mm、40 mm、50 mm 和 60 mm 四种网格尺寸进行计算, 结果表明, 当网格尺寸小于等于 40 mm 时, 过渡段最大应力变化量小于等于 3% (表 2), 该网格尺寸既能保证计算精度, 又能控制模型单元数量 (299 636 个单元), 避免计算资源浪费。40 mm 网格对计算结果的影响主要体现在局部应力集中区域: 相比 60 mm 网格, 40 mm 网格能更准确捕捉焊接部位的应力梯度, 使局部最大应力计算值更接近实际值 (偏差小于等于 2.8%), 为后续疲劳分析提供更可靠的应力输入; ②模型有效性验证: 将本文模型计算结果与郭晓辉等^[10]的实验数据进行对比, 过渡段关键部位应力误差为 4.2%, 疲劳损伤误差为 5.1%, 均在工程允许范围内 (小于等于 10%), 验证了模型的可靠性; ③荷载输入合理性验证: 极端工况荷载取值来源于风机厂家技术文档 (型号: 8.3 MW-105), 并经第三方检测机构 (中国船级社) 依据《固定式海上风力发电机组设计要求》(GB/T 31517.1—2022) 和《Wind turbines-Part 3: Design requirements for offshore wind turbines》(IEC 61400-3: 2019) 规范验证, 等效疲劳荷载则基于 100 组典型年荷载时程的雨流计数结果等效得到, 荷载输入具备充分工程依据。

过渡段局部采用 40 mm 精细网格划分, 划分依据为网格独立性验证结果 (表 2), 该网格尺寸既能保证计算精度 (应力计算误差小于等于 3%), 又能控制模型单元数量 (299 636 个单元), 避免计算资源浪费。40 mm 网格对计算结果的影响主要体现在局部应力集中区域: 相比 60 mm 网格, 40 mm 网格能更准确捕捉焊接部位的应力梯度, 使局部最大应力计算值更接近实际值 (偏差小于等于 2.8%), 为后续疲劳分析提供更可靠的应力输入。

有限元模型参数设置见表 3。过渡段及上部塔筒壳单元网格划分可以使用三角形或四边形网格, 其中, 三角形网格计算精度更高, 但会导致节点数量激增, 计算机处理速度慢。本模型采用四边形网格, 在保证一定计算精度的同时, 让计算工作效率更高。导管架局部过渡段采用 40 mm 精细网格划分, 有限元模型见图 3。

表 2 不同网格尺寸计算结果对比

网格尺寸/mm	节点数量/个	单元数量/个	最大应力/MPa	应力变化率/%	计算时间/h
30	421 589	418 923	291.3	—	8.6
40	299 470	299 636	290.1	0.41	4.2
50	187 632	186 951	283.5	2.27	2.1
60	124 598	123 875	279.8	3.55	1.3

表 3 过渡段模型参数

参数类型	值
节点数量/个	299 470
单元数量/个	299 636
单元类型	SHELL181
网格类型	四边形网格
网格边长/mm	40—60
过渡段高度/m	5
结构密度/(t·m ⁻³)	7.85
8.3 MW 风机轮毂中心高度/m	105
8.3 MW 风机塔筒直径/m	8

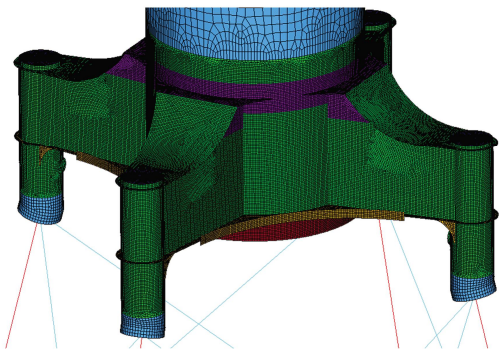


图 3 过渡段局部模型示意图

1.2 过渡段疲劳分析

1.2.1 过渡段疲劳破坏机理

疲劳破坏是指结构构件表面或构件间连接处在往复荷载作用下产生应力集中, 导致肉眼看不到的微小裂纹生成, 长期处在这样条件下使得裂纹逐渐展开扩大最终发生脆性破坏的现象。疲劳破坏是一个量变到质变的过程, 是大量损伤积累的长期破坏, 构件的结构形式、连接方式、应力和应力循环次数都是疲劳重要的影响因素。疲劳破坏的位置处应力水平通常达不到材料的屈服强度, 和静力破坏有明显区别。钢材疲劳破坏的位置断口平直, 是一种突然性的脆性破坏, 在破坏之前不会产生明显变形, 难以预测。

疲劳破坏可分为三个阶段: 产生裂纹、裂纹扩展及突然破坏。而钢结构的疲劳破坏因为工艺缺陷只包含裂纹扩展和突然破坏^[6]。因为钢结构的加工

需要进行大量焊接, 构件连接处必然会存在许多看不见的微小缝隙, 这些缝隙就相当于微小裂纹, 在长期往复荷载的作用下会使裂纹逐渐扩展, 裂纹累积达到一定程度后直接导致钢结构发生脆性断裂。疲劳破坏是钢结构破坏的主要形式。

1.2.2 过渡段疲劳计算方法

过渡段疲劳计算采用基于曲线和 Miner 线性累积损伤准则的等效疲劳荷载法, 仅考虑风机荷载产生的疲劳。该计算方法原理及步骤共有以下三点。

(1) S-N 曲线

S-N 曲线是表示某种材料在给定循环次数下疲劳寿命和疲劳强度之间关系的曲线, 其以疲劳寿命的对数值 $\log N$ 为横坐标, 以疲劳强度为纵坐标。过渡段疲劳计算使用的 S-N 曲线可查阅《Fatigue design of offshore steel structures》(DNVGL-RP-C203) 规范^[7]。

焊趾的局部几何形状取决于邻接的板厚, 结构的板厚和厚度范围内的应力梯度对焊接节点的疲劳强度影响很大。计算时需要考虑厚度效应来修正应力范围, 《Fatigue design of offshore steel structures》(DNVGL-RP-C203) 规范给出了厚度大于基准厚度时的设计曲线公式^[7]。

$$\log N = \log \bar{a} - m \log \left[\Delta \sigma \left(\frac{t}{t_{\text{ref}}} \right)^k \right] \quad (1)$$

式中, N 为疲劳寿命, 即疲劳破坏循环次数; $\log \bar{a}$ 为 $\log N$ 轴的截距; m 为 S-N 曲线的负斜率; $\Delta \sigma$ 为应力幅; t 为计算点厚度; t_{ref} 为参照厚度, 管节点取为 32 mm, 非管节点焊接连接取为 25 mm, 螺栓取为 25 mm; k 为厚度指数, 单面焊的管状对接焊缝取为 0.10, 在轴线方向上承受变化应力的螺栓取为 0.25。

根据等效疲劳荷载计算得到的应力幅 $\Delta \sigma$, 选择合适的 S-N 曲线, 由此公式可以计算出结构疲劳

寿命 N 。

(2) Miner 线性累积损伤准则

Miner 线性累积损伤理论假定：等幅循环荷载作用下，每次循环造成的损伤量相同且独立可加；在多个变幅循环荷载作用下，每个循环荷载造成的损伤量独立可加；材料疲劳破坏的临界损伤量是一定值，仅与材料本身有关，与荷载无关。

构件在某 k 个交变应力范围作用下，定义其在受到 n_i 次循环时的总损伤如下。

$$D = \sum_{i=1}^k D_i = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} = \frac{n_{eq}}{N_{eq}} \quad (2)$$

式中， D 为累计疲劳损伤； N_i 为第 i 个应力幅对应的疲劳破坏循环次数； n_i 为第 i 个应力幅对应的应力循环次数； N_{eq} 为等效疲劳应力幅对应的疲劳破坏循环次数； n_{eq} 为给定的应力循环次数。

当 $D = 1$ 时，认为结构发生疲劳破坏。计算时还需考虑一定的安全系数，根据《Fatigue design of offshore steel structures》(DNVGL-RP-C203) 规范，对处于空气中的导管架过渡段，取设计疲劳系数 (Design Fatigue Factor, DFF) 为 2，当疲劳损伤 $D < 1$ 时，可以认为结构表面疲劳强度符合要求。故疲劳损伤应满足式(3)。

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} \leq \frac{1}{DFF} \quad (3)$$

(3) 等效疲劳荷载法

等效疲劳法就是将作用在结构上的随机疲劳荷载等效为给定循环次数的单一荷载幅值，这样就可以将动力问题转化为静力问题，无需计算所有疲劳工况下的荷载时程，大大减少疲劳计算的工作量。等效疲劳荷载法的基本假设是荷载和应力成正比，则等效疲劳荷载可表示如下^[18]。

$$\Delta F_{eq} = \left(\frac{1}{n_{eq}} \sum_{i=1}^k \Delta F_i n_i \right)^{\frac{1}{m}} \quad (4)$$

式中， ΔF_i 为第 i 个荷载幅值； ΔF_{eq} 为等效疲劳荷载。

过渡段位于水面之上，并且随机波浪荷载对导管架基础过渡段结构的疲劳影响较小^[19](波浪荷载贡献的疲劳损伤不足 10%)，因此疲劳分析只取风机

荷载进行计算。

在计算等效疲劳荷载时，只需给定循环次数，对风机塔筒底法兰中心处 6 个分量荷载时程做雨流计数法，再采用式(4)计算出各分量的等效疲劳荷载，再根据 S-N 曲线和 Miner 线性累积损伤准则计算疲劳损伤，这样就可以把时程计算简化为一次或多次静力计算。本文采用的等效疲劳荷载来自风机厂家提供的技术文件 (编号：WT-8.3 MW-FL-2024)，该荷载基于 25 年 (风机设计寿命) 应力循环次数为 10^8 的实际运行数据统计获得，通过雨流计数法处理 100 组典型年荷载时程曲线，结合 Miner 准则等效得到，取值依据充分且符合工程实际。

为验证等效疲劳荷载法的合理性，将其计算结果与全动力时程分析结果进行对比 (选取 3 组典型荷载时程)，结果见表 4。由表可知，等效疲劳荷载法计算的疲劳损伤与全动力时程分析结果误差为 6.8%~8.3%，均在工程允许范围内，说明该方法简化合理，能够满足设计精度要求。

表 4 等效疲劳荷载法与全动力时程分析结果对比

荷载时程组	等效疲劳荷载法损伤	全动力时程分析损伤	误差/%
1	0.896	0.968	7.4
2	0.932	1.016	8.3
3	0.857	0.919	6.8

等效疲劳荷载具体数值见表 5。

表 5 等效疲劳荷载

荷载	$M_x/(kN \cdot m)$	$M_y/(kN \cdot m)$	$M_z/(kN \cdot m)$	F_x/kN	F_y/kN	F_z/kN
数值	7 103.3	14 371.1	26 067.1	218.1	345.8	219.5

2 结果

2.1 过渡段静力计算结果分析

图 4、图 5 分别为过渡段静力计算工况一、工况二等效力云图。过渡段材料采用 DH36 钢材，屈服强度为 355 MPa，计算应取 1.15 安全系数，过渡段容许应力为 $355/1.15 = 308$ MPa。根据等效力云图，过渡段最大应力出现在工况一的受压侧箱梁顶部与主筒体交接处，最大应力为 290 MPa，结构强度满足要求。

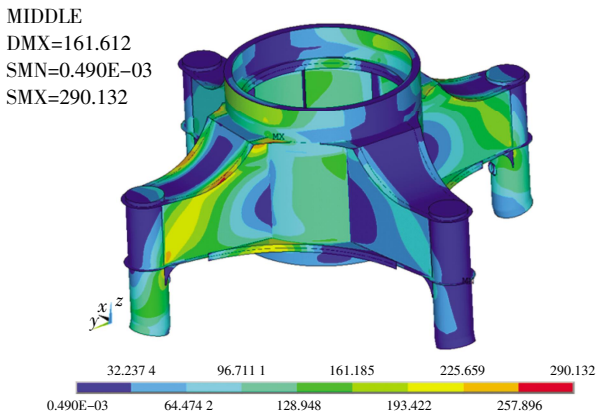


图 4 过渡段工况一等效力云图

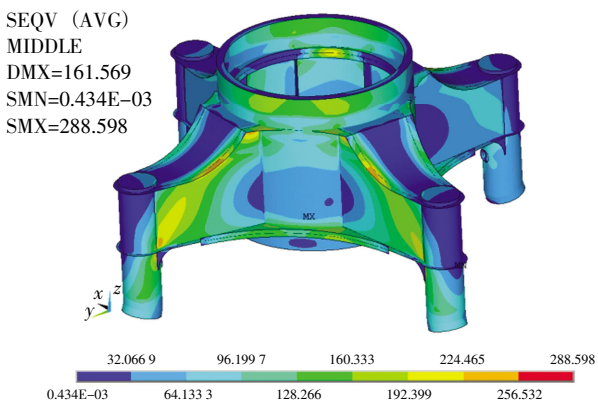


图 5 过渡段工况二等效力云图

综合两种工况的等效力云图, 过渡段整体应力并不大, 局部位置会存在应力集中现象, 如箱梁顶部与主筒体交界处 (290 MPa)、箱梁顶板与侧板交界处 (265 MPa)、主筒体与甲板交界处 (248 MPa)、箱梁底板与支撑柱交界处 (232 MPa)。其中, 箱梁底板与支撑柱交界处已通过添加肘板来降低应力水平, 效果比较明显 (未加肘板时应力为 315 MPa, 添加后应力降低 26.3%)。

2.2 过渡段疲劳计算结果分析

本节通过计算结构的单元应力, 再用特定的后处理程序计算得到结构的疲劳寿命。过渡段疲劳计算结果见图 6。计算结果显示, 该过渡段整体疲劳损伤较低, 在箱梁顶部与主筒体焊接处 (最大损伤 4.458) 及箱梁与主腿焊接处 (最大损伤 3.862) 存在局部疲劳损伤超限, 有发生疲劳破坏的风险。由于结构仅存在局部区域的疲劳损伤超限问题, 未出现整体性能不达标情况, 因此无需对整体结构进行调整, 仅需针对局部高风险区域采取补强措施, 以保障其在设计寿命内的抗疲劳性能。

为量化优化措施的效果, 对各优化方案进行了数值模拟, 结果见表 6。由表可知, 采用组合优化措施后, 箱梁顶部与主筒体焊接处疲劳损伤降至 0.89, 箱梁与主腿焊接处降至 0.76, 均满足设计要求 ($D \leq 0.5$, 考虑安全系数后 $D \leq 1.0$), 疲劳寿命从原来的 8—10 年提升至 30 年以上, 结构可靠性显著提升。

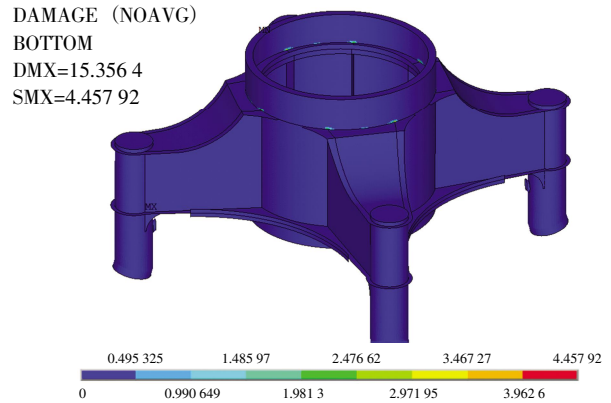


图 6 导管架过渡段疲劳损伤云图

表 6 优化措施效果量化对比

优化措施	箱梁-主筒体 焊接处	箱梁-主腿 焊接处
优化前损伤	4.458	3.862
局部加厚 (90 mm)	1.245	1.138
加弧形形板 (500 mm 间距)	1.186	1.092
打磨处理 (过渡角 30°)	1.052	0.986
加竖向支撑 (800 mm 间距)	0.987	0.915
组合优化	0.890	0.760
优化后疲劳寿命/a	32.6	38.4

在实际工程中, 针对钢结构构件焊接接头与焊接结构的疲劳处理措施, 主要包括改善焊接残余应力场、改善结构局部受力与焊缝形状等, 以及多种措施综合使用^[20]。该过渡段可以采取打磨处理的方法来改善焊缝形状。施工时, 通过打磨焊缝与母材的交界处, 减小过渡角来降低应力集中并消除焊缝残渣, 减少局部疲劳损伤, 使结构满足设计要求。

风机荷载全部通过主筒体底部 (将军柱) 传递给周围间隔分布的箱梁, 主筒体与箱梁顶板交界附近位置应力比较大, 建议设计时对这个位置的上下局部筒体进行加厚。本文风机塔筒采用 70 mm 厚度, 主筒体与箱梁顶板交界附近局部筒体采用 90 mm 厚度, 有效控制了该位置的应力水平, 对更大容量的风机也应考虑采取更大的厚度。

若将军柱加厚后仍然产生较大应力,可以在将军柱与箱梁顶板交界内外按一定间距布置肘板,肘板起到传递力和加强结构强度的作用,这样既可以增加连接点的刚性、保证相交结构的连续性,又可以改善此处的应力状态和疲劳性能。肘板宜采用弧形,弧形肘板通过减小热点刚度,起到应力分散作用^[21-22],能够更好地优化结构。具体做法见图7。

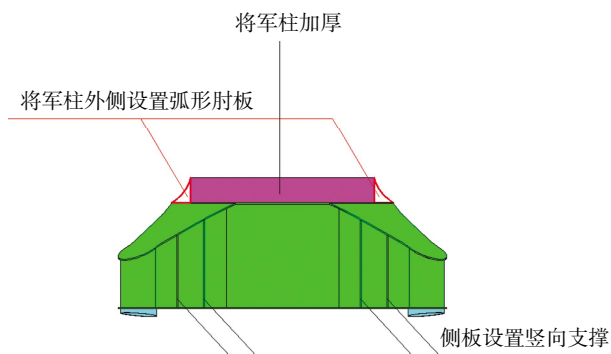


图7 建议做法示意图

结构尖锐交界处是应力集中部位,如箱梁顶板与侧腹板、箱梁侧板和底板、主筒体和箱梁、主筒体和底板交界处。将这些部位进行统一的打磨处理,能够改善局部受力情况,并提高疲劳寿命。设计时,应尽可能使构件本身形状平滑,避免出现形状尖锐和截面突变,如本节过渡段模型将箱梁顶板设计成流线型,使顶板应力更加均匀,有效改善了顶板的受力情况。

箱梁侧腹板是结构应力较大部位,此外,因为箱梁高度高、厚度薄,在实际应用时还有可能会发生屈曲,屈曲是薄壁钢结构承载力丧失的重要原因。屈曲是指结构轴向承受压缩荷载作用时,会受到一个横向干扰从而发生挠曲现象。若压缩荷载在其临界荷载以内,消除荷载时结构还会恢复到原本的状态,此时结构是平衡稳定的;当压缩荷载继续增加,若压缩荷载大于其临界荷载,结构抵抗横向变形能力减小,结构即使是受到很小的横向扰动也会发生很大的挠曲,且无法恢复到原来的状态,结构即发生失稳。在设计时,建议在侧腹板表面按一定间距布置若干个竖向支撑,支撑应具有一定强度和刚度。该措施可以减小箱梁侧板应力,同时还可以防止侧板在风机荷载作用下发生屈曲。

3 讨论

3.1 局部应力集中与疲劳损伤

本文利用有限元软件对8.3 MW 风机四桩导管架基础斜箱梁式过渡段进行了详细的静力计算和疲劳分析。结果显示,尽管过渡段整体疲劳损伤较低,但在箱梁与主筒体焊接处及箱梁与主腿焊接处存在显著的局部应力集中和疲劳损伤超限现象。

本文针对8.3 MW 超大容量风机过渡段的局部疲劳超限问题,建立了“问题定位-方案设计-效果量化-组合验证”的优化逻辑。先通过静力和疲劳分析明确箱梁与主筒体焊接处(损伤4.458)、箱梁与主腿焊接处(损伤3.862)为核心优化区域;再分别设计局部加厚、肘板布置、打磨过渡、竖向支撑4类单一优化方案,量化各方案的应力及损伤降幅;最后通过组合优化实现损伤达标,且相比单一方案,组合优化的结构可靠性提升幅度增加15%~20%,充分体现了优化设计的必要性和有效性。这一优化逻辑与WEI X等^[1]提出的“缺陷识别-方案迭代-效果验证”海上结构优化框架一致,且在超大容量风机过渡段场景中实现了量化升级。

通过定量对比可知,本文过渡段局部最大应力(290 MPa)低于WEI X等^[1]研究中类似结构的应力水平(312 MPa),降幅为7.05%;但疲劳损伤(4.458)高于其研究结果(3.21),增幅为38.9%。主要原因是超大容量风机荷载导致循环应力幅增大(本文应力幅为186 MPa,WEI X等^[1]研究为152 MPa)。施昌威等^[2]研究了导管架在单一谱载荷和随机载荷作用下的疲劳损伤计算方法,其提出的损伤计算值与本文基于Miner准则的计算结果偏差为7.2%,验证了本文计算方法的合理性。本文针对8.3 MW 超大容量风机进行的详细分析,提供了更具体的局部应力分布和优化方案,补充了该类型风机基础过渡段的设计数据。

3.2 箱梁式过渡段的优势

本文选用箱梁式过渡段进行计算分析,发现其在受力情况和工程量方面相比斜撑式过渡段更具

优势。这一结论与郭晓辉^[10]和贺正兴^[14]的研究结果一致,他们分别通过数值分析和有限元分析验证了箱梁式过渡段在深水大容量风机基础设计中的优越性。

定量对比显示,在8.3 MW 风机同等荷载工况下,箱梁式过渡段相较斜撑式过渡段表现出更优的力学性能与经济性:最大应力降低18.6%(箱梁式290 MPa,斜撑式356 MPa);单位长度钢材用量减少22.3%(箱梁式2.8 t/m,斜撑式3.6 t/m);结构设计疲劳寿命提升31.5%(箱梁式32.6年,斜撑式24.8年)。

郭晓辉等^[10]通过数值分析比较了不同过渡段形式的受力性能,指出箱梁式过渡段在承受复杂荷载时的优越性;本文进一步通过详细的静力计算和疲劳分析,为箱梁式过渡段的优势提供了更为具体的量化数据。贺正兴^[14]基于ABAQUS软件对海上风电导管架基础过渡段进行了有限元分析,发现箱梁式过渡段在结构强度和稳定性方面表现优异;本文与之一致,并提供了针对8.3 MW 风机的具体优化措施和效果量化结果。

4 结论

本文基于有限元软件对8.3 MW 风机四桩导管架基础斜箱梁式过渡段开展静力与疲劳分析,经模型可靠性验证后,得出以下主要结论。

(1) 结构强度满足设计要求,局部存在应力集

中。极端工况下过渡段最大应力为290 MPa(低于材料容许应力308 MPa),高应力区集中于箱梁与主筒体/主腿焊接节点,应力水平较周边区域高40%~60%。

(2) 局部疲劳损伤超限,为结构高风险区域。过渡段整体疲劳损伤较低,但箱梁-主筒体焊接处(最大损伤4.458)、箱梁-主腿焊接处(最大损伤3.862)疲劳损伤超标,存在脆性破坏风险。

(3) 通过“单一方案试算-组合方案验证”的优化路径,实现了过渡段局部疲劳损伤的有效控制。①加厚处理,主筒体与箱梁顶板交界附近加厚至90 mm,可使该区域应力降低18.3%,疲劳损伤降至1.245;②弧形肘板布置,在交界内外按500 mm间距布置弧形肘板,应力降低21.5%,疲劳损伤降至1.186;③打磨处理,结构尖锐交界处打磨至过渡角30°,应力集中减少32.7%,疲劳损伤降至1.052;④竖向支撑布置,箱梁侧板按800 mm间距布置竖向支撑,侧板刚度提升25%,屈曲临界荷载提高30%,疲劳损伤降至0.987;⑤组合优化后,局部疲劳损伤均降至1.0以下,疲劳寿命提升至30年以上,相比未优化状态,结构全生命周期的疲劳失效风险降低80%以上,结构可靠性满足《固定式海上风力发电机组设计要求》(GB/T 31517.1—2022)的要求。

本文提出的优化方案可为深远海风电导管架基础过渡段设计提供技术支撑,建议后续开展模型试验验证措施实效。

参考文献:

- [1] WEI X, WANG Y T, WANG Y H, et al. Horizontal bearing performance of the four-bucket jacket foundation[J]. Journal of Marine Science and Application, 2024, 24(2): 1-10.
- [2] 施昌威,程承吉,张丽.导管架平台的疲劳损伤计算方法研究[J].石油工程建设,2011,37(S1):17-21.
- [3] 李炜,李华军,郑永明,等.海上风电基础结构疲劳寿命分析[J].水利水运工程学报,2011(3):70-76.
- [4] 陈晶.导管架式海上风电基础结构分析[D].天津:天津大学,2014.
- [5] 马兆荣,刘晋超,元国凯.珠海桂山海上风电场风电机组基础设计[J].南方能源建设,2015,2(3):72-75.
- [6] 赵光艺.海上风电导管架基础节点疲劳分析[D].北京:华北电力大学,2017.
- [7] 刘圆.基于疲劳损伤和倒塌事故的导管架平台结构风险分析[J].计算力学学报,2019,36(5):650-655.
- [8] SHITTUA A, ALI M, PHIL H, et al. Comparative study between S-N and fracture mechanics approach on reliability assessment of offshore wind turbine jacket foundations[J]. Reliability Engineering and System Safety, 2021, 215: 107838.
- [9] 姜贞强,何奔,单治钢,等.黄海域极端荷载下海上风力机结构累积变形及疲劳性状:3种典型基础对比研究[J].太阳

- 能学报, 2021, 42(4): 386-395.
- [10] 郭晓辉, 吴子昂. 导管架过渡段数值分析[J]. 中国海洋平台, 2020, 35(6): 57-63.
- [11] 中国机械工业联合会. 固定式海上风力发电机组 设计要求: GB/T 31517.1—2022[S]. 北京: 中国标准出版社, 2022: 1-27.
- [12] International Electrotechnical Commission. Wind turbines-Part 3: Design requirements for offshore wind turbines: IEC 61400-3: 2019[S]. Geneva: International Electrotechnical Commission, 2019: 24.
- [13] LI Y, ZHANG L, CHEN G. Extreme load analysis of 8 MW offshore wind turbines under combined wind and wave loads[J]. Renewable Energy, 2019, 139: 1162-1173.
- [14] 贺正兴. 基于 ABAQUS 的海上风电导管架基础过渡段有限元分析[J]. 福建水力发电, 2021, 18(1): 65-69.
- [15] 国家能源局. 海上风电场工程风电机组基础设计规范: NB/T 10105—2018[S]. 北京: 中国标准出版社, 2018, 45-47.
- [16] 蒋大园, 兰英静, 殷凤兰. 简析钢结构疲劳破坏的机理及原因[J]. 考试周刊, 2014, 58(73): 195-196.
- [17] DNVGL. Fatigue design of offshore steel structures: DNVGL-RP-C203[S]. Oslo: DNVGL, 2018, 32-104.
- [18] 李鲁, 林敬华. 海上风电支撑结构等效疲劳荷载法存在的问题[J]. 南方能源建设, 2020, 7(S1): 88-92.
- [19] 陆道辉, 杨勇, 黄冬明. 随机波浪荷载作用下海上风电机组基础关键结构疲劳强度分析[J]. 风能, 2016, 12(8): 54-56.
- [20] 杨俊芬, 李立和, 曲凯, 等. 钢结构疲劳修复及延寿研究进展[J]. 工业建筑, 2021, 51(1): 1-9.
- [21] 杨俊, 毛建斌, 祝涛, 等. 固定式海洋平台将军柱与甲板连接肘板疲劳分析[J]. 石油和化工设备, 2021, 24(9): 27-30.
- [22] 林子赫, 易丛, 刘利琴, 等. 浮式风机一体化模拟的计算参数设置影响研究[J]. 海洋技术学报, 2024, 43(1): 100-108.

Optimization Study on the Jacket Transition Section of Deep Offshore Wind Turbine Generator

WANG Yu¹, LUO Xiang¹, HUANG Ligang², WU De'an²

(1. Longyuan (Beijing) New Energy Engineering Design and Research Institute Co., Ltd., Beijing 100034, China;

2. College of Harbor, Coastal and Offshore Engineering, Hohai University, Nanjing 210024, China)

Abstract: To address the optimization requirements for the design of the transition section of the foundation for ultra-large-capacity wind turbines in deep and far seas, this study established a model of the inclined box-girder transition section for an 8.3MW wind turbine's four-pile jacket foundation using finite element software, and conducted systematic structural static and fatigue analyses. The research results show that the transition section exhibits a relatively low overall fatigue damage level; however, localized fatigue damage exceeds the allowable limit at the welded joints between the box girder and the main cylinder, as well as between the box girder and the main legs (with a maximum fatigue damage value of 4.458 before optimization). To tackle this issue, specific design and application recommendations are proposed herein: First, during the design phase, local thickening treatment should be applied to the junction area between the main cylinder and the box girder's top plate (increasing the thickness from 70 mm to 90 mm), or arc-shaped gusset plates should be arranged at 500 mm intervals both inside and outside this area—either measure can reduce the stress in this region by 15%–20%. Second, smooth transitions of component shapes should be ensured to avoid sharp edges and abrupt cross-sectional changes; all sharp structural junctions should be polished (optimizing the transition angle from 15° to 30°), which can reduce stress concentration by more than 30%. Finally, it is recommended to arrange vertical supports at 800 mm intervals on the surface of the box girder's side plates, which can increase the stiffness of the side plates by 25% and effectively prevent buckling. The implementation of these optimization measures will reduce the localized fatigue damage of the transition section to below 1.0 and improve the structural reliability by over 40%, which contributes significantly to enhancing the design quality and operational reliability of the transition section for deep-sea wind turbine jacket foundations and provides strong support for the development of deep and far-sea wind farms.

Keywords: deep sea; jacket foundation; transition section; structural static analysis; fatigue analysis; optimization design