

GH Bladed

原理手册

文件编号	282/BR/009
文件类别	商业机密
版本号	13
发行日期	2005 年 4 月

作者

E A Bossanyi

校对

D V Witcher

审核

D C Quarton

免责声明

用户接受本手册的基础是 Garrad Hassan and Partners 有限公司不以任何方式据此做出的分析结果的应用或使用负责，相应的责任在用户方。

文档分类关键字

绝密	:	仅供接受方使用
机密	:	直接向接受方组织内的个人提供
商业机密	:	不得对接受方以外的组织透露
GHP 内部文档	:	不得对 GH 公司外部人员透露
客户决定	:	向签约客户提供
公开	:	对公众公开

目录

1. 简介	1
1.1 目的	1
1.2 理论背景	2
1.3 技术支持	2
1.4 文档资料	2
1.5 谢启	3
2. 空气动力学	4
2.1 叶素理论和动量理论的组合	4
2.1.1 致动圆盘模型	4
2.1.2 尾流旋转	5
2.1.3 叶素理论	5
2.1.4 叶尖和轮毂损失模型	7
2.2 尾流模型	8
2.2.1 均衡尾流模型	8
2.2.2 冻结尾流模型	8
2.2.3 动态尾流	8
2.3 稳态失速	9
2.4 动态失速	9
3. 结构动力学	11
3.1 模态分析	11
3.1.1 叶轮模态	11
3.1.2 塔架模态	13
3.2 运动方程	13
3.2.1 自由度	13
3.2.2 用公式表示运动方程	14
3.2.3 运动方程的解	15
3.3 结构载荷的计算	15
4. 传动系动力学	16
4.1 传动系模型	16
4.1.1 定速模型	16
4.1.2 刚性轴模型	16
4.1.3 柔性轴模型	16
4.2 发电机模型	17
4.2.1 恒速感应发电机	17
4.2.2 定速感应发电机：电气模型	17
4.2.3 变速发电机	19
4.2.4 变滑差发电机	20
4.3 传动系支座	20
4.4 能量损失	21
4.5 电网	22

5. 闭环控制	23
5.1 引言	23
5.2 定速桨距调节控制器	23
5.2.1 稳态参数	24
5.2.2 动态参数	24
5.3 变速失速调节控制器	24
5.3.1 稳态参数	25
5.3.2 动态参数	26
5.4 变速桨距调节控制器	27
5.4.1 稳态参数	27
5.4.2 动态参数	27
5.5 传感器模型	29
5.6 桨距调速装置的建模	29
5.7 PI 控制算法	32
5.7.1 增益表	33
5.8 控制模式变化	34
5.9 用户自定义控制器	34
5.10 信号噪声与离散化	35
6. 监控	36
6.1 Start-up	36
6.2 正常停机	36
6.3 紧急停机	37
6.4 刹车动态特性	37
6.5 空转与停机模拟	37
6.6 偏航控制	38
6.6.1 主动偏航	38
6.6.2 偏航动态特性	38
6.7 Teeter restraint	39
7. 风的建模	40
7.1 风剪切	41
7.1.1 指数模型	41
7.1.2 对数模型	41
7.2 塔影效应	41
7.2.1 潜流模型	41
7.2.2 经验模型	42
7.2.3 组合模型	42
7.3 上风向风力机尾流	42
7.3.1 上风向风力机尾流的涡流粘性尾流模型	43
7.3.2 尾流中的湍流	44
7.4 瞬变风	46
7.4.1 单点时间关系函数	46
7.4.2 3D 湍流风	46
7.4.3 IEC 瞬变过程	46
7.5 三维湍流模型	47
7.5.1 基本 von Karman 模型	48

7.5.2	改进的 von Karman 模型	49
7.5.3	Kaimal 模型	53
7.5.4	在模拟中应用 3 维紊流风场	54
8.	波浪和水流的建模	55
8.1	塔架和基础模型	55
8.2	波谱	56
8.2.1	JONSWAP / Pierson-Moskowitz 谱	56
8.2.2	用户定义谱	56
8.3	上限频率	57
8.4	波浪粒子运动学	57
8.5	轮车扩展理论	58
8.6	不规则波浪的仿真	58
8.7	规则波浪的仿真	59
8.8	水流速度	60
8.8.1	近表面水流	61
8.8.2	次表面水流	61
8.8.3	近岸水流	61
8.9	总速度和加速度	62
8.10	作用力	62
8.10.1	Morison 方程的相对运动形式	62
8.10.2	作用在圆柱元素上的纵向压力	62
9.	地震模拟	64
9.1	动态响应计算	64
9.2	响应谱	64
9.3	兼容地震加速度图的响应图谱的生成	64
10.	后处理	66
10.1	基本统计	66
10.2	傅里叶谱函数, 及其周期性和随机性成份	66
10.3	极限载荷的预测	66
10.4	频谱分析	70
10.5	概率, 尖峰和水平正交分析	70
10.6	规律非稳定循环计算与疲劳分析	71
10.6.1	雨流循环计算	71
10.6.2	疲劳分析	72
10.7	年发电量	72
10.8	极限载荷	73
10.9	闪变	74
11.	参考文献	75

1. 简介

1.1 目的

GH Bladed 是一个用于风机性能和载荷计算的集成化的软件包，主要应用于以下目的：

- 风机初步设计
- 详细设计和零部件技术要求
- 风机验证

在软件良好的图形界面下，用户可方便地执行下列任务：

- 风力机参数、风和载荷工况的定义
- 稳态性能的快速计算，包括：
 - ◇ 气动力学计算
 - ◇ 性能参数计算
 - ◇ 功率曲线计算
 - ◇ 稳态运行载荷
 - ◇ 稳态停机载荷
- 动态模拟包括以下工况：
 - ◇ 正常运行
 - ◇ 启动
 - ◇ 正常和紧急刹车
 - ◇ 空转
 - ◇ 停机
 - ◇ 动态功率曲线
- 通过对计算结果的后处理，可以获得：
 - ◇ 基本的统计数据
 - ◇ 周期性分量分析
 - ◇ 概率密度、峰值和 水平交叉分析
 - ◇ 频谱分析
 - ◇ 互谱图、相关性和传递函数分析
 - ◇ 雨流和疲劳分析
 - ◇ 变量的组合
 - ◇ 年发电量计算
 - ◇ 极限载荷 (最恶劣工况下)
 - ◇ 闪变强度

输出：计算结果可以以图形方式输出，也可以结合 WORD 文档报告输出。

1.2 理论背景

Garrad Hassan 着手进行风机性能和载荷计算软件的开发经历了很长时间，开发软件的主要目的是编制出用于风机设计和验证用的可靠工具。

GH Bladed 中所应用的模型和理论方法已经通过从以下风机上收集到的实测数据得到了广泛的验证：

- WEG MS-1, 英国奥克尼郡, 1991
- Howden HWP300 和 HWP330, 美国, 1993
- ECN 25m HAT, 荷兰, 1993
- Newinco 500 kW, 荷兰, 1993
- Nordex 26m, 丹麦, 1993
- Nibe A, 丹麦, 1993
- Holec WPS-30, 荷兰, 1993
- Nordtank 300 kW, 丹麦, 1993
- Riva Calzoni M30, 意大利, 1993
- Tjaereborg 2 MW, 丹麦, 1994
- Zond Z-40, 美国, 1994
- Nordic Wind Power Prototype, 瑞典, 1995
- Nordtank 500 kW, 威尔士, 1995
- Vestas V27, 希腊, 1995
- Danwin 200 kW, 瑞典, 1995
- Carter 300 kW, 英国, 1995
- NedWind 1 MW, 荷兰, 1995
- WindMaster WM750-P 750 kW, 荷兰, 1995.

本手册描述了 *GH Bladed* 中应用的各种模型的理论背景和数学方法。

1.3 技术支持

GH Bladed 提供一年的维护和技术支持协议，也可以约定更长的期限，技术支持包括技术支持热线电话、传真或电子邮件：

电话：+44 (0)117 972 9900
传真：+44 (0)117 972 9901
E-mail：bladed@bristol.garradhassan.co.uk

1.4 文档资料

除了本理论手册外 , *GH Bladed* 使用手册说明了软件的使用方法。

1.5 谢启

GH Bladed 是在欧共体 JOULE II 项目支持下开发的, 项目编号 : JOU2-CT92-0198.

2. 空气动力学

Bladed 提供的叶轮空气动力学模型是基于著名的叶素理论和动量理论 [2.1]的结合。另外通过这一理论的两个主要的扩展理论作为可选项内置在软件代码中，用于处理非稳态空气动力学特性。第一种扩展理论用于处理尾流的动态特性，第二种扩展功能通过应用失速滞后模型处理动态失速。

以下章节给出了 *Bladed* 中所应用的叶轮空气动力学处理方法的各个方面的理论背景。

2.1 叶素理论和动量理论的组合

Bladed 所提供的空气动力学模型的核心是叶素理论和动量理论的组合，叶轮空气动力学的这种处理特点描述如下：

2.1.1 致动圆盘模型

为有助于叶素和动量理论合成的理解，最初通常将叶轮视为一个‘致动圆盘’，虽然这个模型过于简化，但却有助于理解叶轮的空气动力学。

风通过叶轮扫掠表面时，在叶轮前后产生静态压差，风力机因此而吸收能量。当气流接近叶轮时，其速度逐渐降低，静态压力增大。在通过叶轮平面时静压降低，导致叶轮后面的气压低于大气压力。随着空气继续流向下流，压力要上升到大气压力，就使风速进一步降低。因此风轮前后风的动能有一个差值，这其中的一部分被风力机转变成机械能。

在上述过程的致动圆盘模型中，叶轮盘面上的风速 U_d 与上游风速 U_o 的关系为：

$$U_d = (1 - a)U_o$$

显然叶轮盘面上风速的降低值取决于 a 的大小， a 称为轴向诱导因子或入流因子。

应用伯努利方程，并假设气流是均匀的和不可压缩的，则叶轮吸收的功率 P 可表示为：

$$P = 2\rho AU_o^3 a(1 - a)^3$$

这里 ρ 为空气密度， A 为叶轮扫风面积。

同样可推导出作用在叶轮上推力 T ：

$$T = 2\rho AU_o^2 a(1 - a)$$

无量纲的功率系数 C_p 和推力系数 C_T 分别为：

$$C_p = P / (\frac{1}{2}\rho AU_o^3) = 4a(1 - a)^2$$

$$C_T = T / (\frac{1}{2}\rho AU_o^2) = 4a(1 - a)$$

当 a 为 $1/3$ 时，功率系数 C_p 具有最大值且等于 $16/27$ ，即贝兹极限。

当 a 为 $1/2$ 时，推力系数 C_T 具有最大值 1。

2.1.2 尾流旋转

以上用到的致动圆盘原理在估算从风中吸收的能量时没有把叶轮所吸收的能量视为叶轮力矩 Q 与角速度 Ω 的乘积。由于叶轮在吸收力矩的同时必然要对风施加一个等值反向的力矩，因而导致气流的切向流动。切向流动速度的变化用切向诱导因子 a' 表示，叶轮盘面上游切向流动速度为 0，叶轮盘面上半径 r 处的切向速度是 $\Omega r a'$ ，下游远处切向速度是 $2\Omega r a'$ 。因为切向速度的产生是叶片力矩的反作用，因此其速度方向与叶片运动方向相反。

叶轮所产生的力矩等于角动量的变化率，并可求得为：

$$Q = \pi R^4 (1-a) a' U_o \Omega$$

2.1.3 叶素理论

叶素理论和动量理论的组合是上述致动圆盘理论的扩展。把叶轮叶片分成很多叶素，上述理论不是用于整个叶轮圆盘，而是用于由每个叶素扫掠成的一系列圆环，并假设它们的作用与单个圆盘的相同。在每个径向位置，轴向动量和角动量的变化率与单个叶素所产生的推力和力矩相同。

半径 r 处长度为 dr 的叶素产生的推力 dT 为：

$$dT = \frac{1}{2} \rho W^2 (C_L \cos \phi + C_D \sin \phi) c dr$$

这里 W 为叶素处相对风速矢量的大小， ϕ 是入流角，定义为相对风速矢量与叶片旋转面的夹角， c 是叶素的弦长， C_L 和 C_D 分别是升力系数和阻力系数。

对一种翼型来说，升力和阻力系数定义为：

$$C_L = L / (\frac{1}{2} \rho V^2 S)$$

和

$$C_D = D / (\frac{1}{2} \rho V^2 S)$$

这里 L 和 D 是升力和阻力， S 是翼型的平面形状面积， V 是相对于翼剖面的风速。

半径 r 处长度为 dr 的叶素产生的力矩 dQ 为：

$$dQ = \frac{1}{2} \rho W^2 r (C_L \sin \phi - C_D \cos \phi) c dr$$

为了求出适合于特定叶素径向位置的的轴向和切向流动诱导因子，把该叶素所产生的推力和力矩视为等同于穿过这个叶素所扫掠的环形面的轴向和角向动量变化率，应用

类似于上述 2.1.1 和 2.1.2 节中由致动圆盘得到的对轴向和角向动量的表述，环向诱导因子可表示为：

$$a = g_1 / (1 + g_1)$$

和

$$a' = g_2 / (1 - g_2)$$

其中

$$g_1 = \frac{Bc}{2\pi r} \frac{(C_L \cos \phi + C_D \sin \phi)}{4F \sin^2 \phi} H$$

及

$$g_2 = \frac{Bc}{2\pi r} \frac{(C_L \sin \phi - C_D \cos \phi)}{4F \sin \phi \cos \phi}$$

这里 B 是叶片数， F 是考虑叶尖和轮毂损失的因子，参见 2.1.4 节。

参数 H 定义如下：

$$\text{若 } a \leq 0.3539, \quad H = 1.0$$

$$\text{若 } a > 0.3539, \quad H = \frac{4a(1-a)}{(0.6 + 0.61a + 0.79a^2)}$$

在轴向诱导因子 a 大于 0.5 的情况下，叶轮承受很高的负载，并运行在所谓的“扰动尾流状态”。在这种情况下，2.1.1 节中的致动圆盘理论就不适用了，所得出的推力系数表达式：

$$C_T = 4a(1-a)$$

必须用以下经验公式替换：

$$C_T = 0.6 + 0.61a + 0.79a^2$$

Bladed 中叶素理论的实现是基于这样的策略，即当 a 的值大于 0.3539 并超过 0.5 就转用经验模型。这种策略使得在两种流动状态的模型转换更平缓。

上述有关 a 和 a' 的方程只能迭代求解。其过程是先假设 a 和 a' 的初始估计值，参数 g_1 和 g_2 作为 a 和 a' 的函数可以计算出来，然后利用上述方程去更新 a 和 a' 的值，这个过程一直持续到 a 和 a' 收敛，在 **Bladed** 中收敛假定为当：

$$a_k - a_{k-1} \leq tol$$

和

$$a'_k - a'_{k-1} \leq tol$$

这里 tol 是用户指定的空气动力容许偏差。

2.1.4 叶尖和轮毂损失模型

风力机叶轮的尾流是由每个叶片所形成的旋涡状螺旋层所构成的，因此在叶轮圆盘某个固定点的诱导速度随时间不是定值，而是在每个叶片通过时就发生波动。这种螺旋层的螺距越大，叶片数目越少，诱导速度波动的幅值就越大。总体影响是减少了净动量的变化量，因而吸收的功率也下降了。如果诱导因子 a 定义为一个叶片通过叶轮圆盘上某一给定点瞬时的值，那么该点经历一转的行程的平均诱导因子就是 aF_t ，其中 F_t 是一个小于 1 的系数。

与飞机翼尖处的情形相同，由于尾流的影响，在叶尖处的环流量减为零。因此在叶尖处因子 F_t 变为零。由于类似于飞机机翼，其损失是由翼尖拖曳的涡流引起的，所以 F_t 称为叶尖损失因子。

Prandtl [2.2] 在螺旋推进器理论中提出了一种处理这种影响的方法。他推论，在远处的尾流中，螺旋涡流层可能由若干实体圆盘取代，其螺距是固定的且与涡流层相继旋转之间的正常间隔相同，并以尾流的速度向下游移动。

尾流外边的流速是自然气流的速度值，因而要比圆盘的速度更快。在圆盘的边缘，快速流动的自然气流迂回流动在边缘内外，因此使得圆盘之间的平均轴向速度要比圆盘本身的高，从而模拟动量变化中的减少量。

因子 F_t 可以表示成闭合解的形式：

$$F_t = \frac{2}{\pi} \arccos[\exp(-\pi s/d)]$$

其中 s 是距叶片尖端径向位置的距离，而 d 是相继螺旋层之间的距离。

叶片根部也出现类似的损失。象在叶尖一样，叶根处的边界环量必定降为 0，因此涡流一定被拖曳进尾流中。所以计算单独轮毂损失因子 F_h ，那么叶片任何位置处的有效总损失因子便是两者的乘积：

$$F = F_t F_h$$

象在以上 2.1.3 节中说明的一样，合成的叶尖和轮毂损失因子被合并并在叶素理论的方程中。

2.2 尾流模型

2.2.1 均衡尾流模型

将叶素理论用于风力机特性的时域动态模拟是基于这样的假设：尾流将对叶片受载的变化立即做出反应。这种称之为均衡尾流模型的处理方式中包括复算每个叶片上的每个叶素上在每一个动态模拟时间步长的轴向和切向诱导因子。基于这样的处理方式，所求出的沿着每个叶片的诱导速度是针对特定流动条件和每个叶片的每个叶素所经历的加载过程的瞬时解。

显然，在叶素理论的这种解释中，在特定叶素上的轴向和切向诱导速度将随时间而变化并且在叶素的扫掠面内也不是常数。

叶素理论的均衡尾流处理是这里描述的三种处理方式中对计算要求最苛刻的。

2.2.2 冻结尾流模型

在冻结尾流模型中，是将叶素理论用于一种均匀风场来计算轴向和切向诱导速度的，该均匀风场中的风速为模拟风况下平均轮毂高度处的风速。因而这种根据平均、均匀的气流条件计算出的诱导速度被假设为固定的，或说相对时间而言是冻结的。这种诱导速度沿着叶片从一个叶素到另一个叶素是变化的，而在由叶素扫出的环面内却是常数。结果每个叶片都经历同样的诱导流动的径向分布状态。

重要的是要注意到在时间上冻结的是轴向和切向诱导速度 aU_o 和 $a'r\Omega$ 而不是它们的诱导因子 a 和 a' 。

2.2.3 动态尾流

如上所述，均衡尾流模型假设尾流因此连同诱导速度流场对叶片受载的变化即刻就有反应。另一方面，冻结尾流模型假设诱导流场完全独立于有关风况和叶片受载的变化。严格说来，在现实中这些处理方式都不恰当。叶片受载的变化会改变进入叶轮尾流中的涡旋状态，而所有这些变化的效果需用一定的时间来改变诱导流场。与这个过程有关的动态特性通常被称之为“动态入流”。

动态入流的研究始于近 40 年前的直升机范畴内。简要地说，该理论提供了一种手段来描述受载叶轮上诱导流场的动态相关性。*Bladed* 中运用的动力入流模型是基于 Pitt 和 Peters [2.3] 的研究工作，在直升机领域，他们的研究已被得到了公认，如可参见 Gaonkar 等人的论文 [2.4]。

Pitt 和 Peters 模型最初是针对一个假设的致动圆盘提出的，该假设是关于穿过圆盘的入流分布。在 *Bladed* 中该模型被用在叶素或致动环形平面上，因为这样就消除了任何关于穿过圆盘的入流分布的假设。

对于一个由半径 R_1 和 R_2 界定，经受速度为风速 U_o 的均匀轴向流的叶素来说，其单元推力 dT 可表示为：

$$dT = 2U_o am + U_o m_A \dot{a}$$

其中 m 是通过环面的质量流， m_A 是作用在其上的视在质量，而 a 为轴向诱导因子。

通过环面单元的质量流由下式给出：

$$m = \rho U_o (1-a) dA$$

其中 dA 是环面的截面积。

对于半径为 R 的圆盘，其视在质量由势能理论近似地给出 (Tuckerman, [2.5])：

$$m_A = \frac{8}{3} \rho R^3$$

因此，和环面相关的推力系数可以导出如下：

$$C_T = 4a(1-a) + \frac{16}{3\pi U_o} \frac{(R_2^3 - R_1^3)}{(R_2^2 - R_1^2)} \dot{a}$$

因此这个微分方程可以用来替换叶素和动量理论方程以计算轴向入流。这个方程对时间步长积分就得到了每个叶片上每个叶素的入流与时间相关的值。用通常的方式便求得切向入流，并且切向入流随与时间相关的轴向值而定。显然，这个方程把时间延迟引入到依赖于径向位置的入流计算。

这样计算的每个叶素的时间延迟的值很可能会稍微低估动力入流的影响，因为对每个叶素未考虑其尾流的三维特性或叶尖旋涡可能的主要影响而单独进行处理。然而，这种处理却和叶素理论是一致的并且提供了一种简单、计算开销不大而又相当可靠的叶轮尾流的动力学建模与诱导速度流场建模方法。

2.3 稳态失速

人们对运转中的风力机叶片失速的表示方式，甚至从某种程度上来讲，对它的一般理解还很贫乏。考虑到失速调节在风能工业中的重要性，这算是一种异常情况。

由于附加流场的三维性，在叶片内侧的失速延迟已通过模型和全比例的测量而普遍地认可。为了纠正二维翼型数据以考虑失速延迟，人们已经建立起许多半经验性的模型[2.6, 2.7]。尽管这样的模型可以用于失速调节叶轮的设计分析，但目前它们在各式各样的翼型截面和叶轮构型上的有效应用却相当缺乏。因此 *Bladed* 没有合并这些模型修改翼型数据来处理失速延迟，但是用户显然能够应用任何他信任的翼型数据的修正方式，因为无论哪种方式都是在向程序输入数据前完成的。

2.4 动态失速

失速及其产生的后果对大多数空气动力装置的设计与运行从根本来说都是很重要的。多数常规的航空应用是通过在所用任一翼型的静态失速角之下适当地操作来避免失速的。然而直升机和失速调节型风力机却是在至少部分叶片失速的状况下运行的。甚至失速调节型风力机在高风速时还依靠翼型的失速性能来限制叶轮的最大功率输出。

某种程度的不稳定性总是伴随着流过大攻角翼型上的紊流。经历着不稳定运动的升力表面的失速要比静态失速更为复杂。

在一个入流角迅速增加的振荡翼型上，失速的发生可以延迟到入流角大大超过静态失速角。然而，当动态失速未出现时，这种情况比静态失速更为剧烈。伴随而来的空气动力与扭矩相对于瞬时攻角显得严重滞后，尤其是振动的平均角接近静态失速角时。这与准静态情况形成鲜明的对照，对后者流场迅速而一一对应地对倾角的每种变化作出调整。

人们已经研究出了众多预测翼型断面的动态失速的方法，但主要是用于直升机工业。

用以处理翼型的非稳态性能的模型是 Beddoes [2.8]模型。Beddoes 模型的研制是用于直升机水平旋翼的性能计算并已公式化多年，尤其在直升机水平旋翼翼型断面的风洞测试方面。它已经被 Harris [2.9] 和 Galbraith 等人[2.10]成功地用在水平轴风力机性能预测上。

Bladed 中使用的模型是改进的 Beddoes 模型的，它已由几种失速调节型风力机的测试所证实。该模型应用了在[2.8]中描述的方法中的下列要素来计算非稳定升力系数。

- 用于附着流场建模的指数响应函数
- 用于后缘分离与旋涡升力建模的时间延迟 Kirchhoff 公式

研究发现前缘分离模型不合适用于水平轴风力机，在这种情况下，翼型特征取决于后缘失速。

在 *Bladed* 中实现的模型内部，后缘分离发展过程中的时间延迟是一个用户定义的参数。这个时间延迟包含压力分布和边界层对随时间变化的攻角响应的延迟。该时间延迟的大小直接与升力系数中的滞后程度有关。

用半稳态的输入数据以及有效的非稳定攻角来计算阻力矩和俯仰力矩系数，其中的非稳定攻角是在升力系数的计算中确定的。

3. 结构动力学

在风力机产业的早期阶段，其设计是依据准静态空气动力学计算方法，对于结构动力学，要么完全忽略，要么采用估计的动力学放大系数。从 70 年代后期开始，在研究工作中开始考虑更可靠的动态分析方法，主要的方法有两个：有限元分析法和模态分析法。

标准的、商业化的有限元分析软件的传统应用是用于处理结构动力学问题，然而用于风机是不适宜的。这是因为结构中一个部件的总位移，比如叶轮，与其它部件如塔架等有关。标准的有限元分析软件只能用于分析这样的结构问题，其中的运动出现在一个中间的末位移位置的附近。正是因为这个原因，已经研制的风力机有限元模型专用于去解决这个问题。

大多用以作为设计计算基础的风力机动力学模型的形式包括一个模型表达式。这种借鉴于直升机行业的方法具有这样的主要优点，它以相对少的自由度提供了一台风力机的可靠的动力学表达方式。用来表达一台特定风力机模态的自由度数目及类型无疑将取决于该机器的构型与结构特性。

目前，主要因为涉及到有限元模型的应用将需要大量的计算机开销，在用于风力机设计分析的动力学建模范畴内该技术的状况直接地取决于有限自由度模态模型的应用。在 *Bladed* 中的风力机结构动力学的表达方式是基于模态模型。

3.1 模态分析

因为风力机叶片相对于塔架支撑结构的转动，描述其动力学的方程式包含了带有周期系数的项。这种周期性意味着作为一个完整结构实体的运转中的风力机的模态特性计算是不可能应用由商业版有限元软件提供的标准的本征分析法。

解决这个问题的一种办法是利用 Floquet 分析法来确定周期性系统的模态特性。然而，由这样的计算获得的模态是复杂的而且不能直接用于被动响应分析。

一种可选用的解决方法是基于“部件模态合成”的应用。这里风力机中转动与不转动的部件的模态特性是独立计算的。然后在被动响应分析中，用适当的公式表示风力机运动方程来耦合部件模态。*Bladed* 中采用了这种方法。

3.1.1 叶轮模态

风机叶轮的叶片是锥状的，带扭角的，因而其振动也是相当复杂的现象。经典的表示振动的方法是通过正交法，非耦合的“正常”结构模态。每个模态用下列参数定义：

- 模态频率， ω_i
- 模态阻尼系数， ξ_i

- 模态形状, $\phi_i(r)$

这里下标 i 表示第 i 个模态的特性。

叶轮的模态频率和模态根据以下信息计算：

沿叶片长度方向的质量分布

质量分布定义为每个径向位置的局部质量密度 (kg/m) 以及质量不连续处及质量集中处的质量大小和位置。

沿叶片长度方向的弯曲刚度。

弯曲刚度用每个径向位置的局部挥舞和摆振方向来定义。

沿叶片长度方向的扭角分布。

以叶轮在平面和挥舞平面的方向计算模态，因此每个径向位置的挥舞和摆振刚度用局部扭转角来分解。

叶片的桨距角与安装角。

以叶轮在平面和挥舞平面的方向计算模态，因此每个径向位置的挥舞和摆振刚度用叶轮的桨距角与安装角来分解。*Bladed* 的用户可能选择一系列不同的桨距角来进行模态分析。在后继的动力学模拟期间，通过模态分析结果的线性插值而得到适合于瞬时叶片桨距角的模态频率。

两叶片叶轮的跷跷板轮毂。

对一个两叶片叶轮来说，其轮毂可以是刚性的或是摇摆的。对于跷跷板式轮毂将引入不对称叶轮模态，其中包含了叶轮在挥舞平面绕摇摆铰链的转动。

单叶片叶轮摇摆铰链。

对的出现将引入包含叶轮绕摇摆铰链挥舞平面内摆动的叶轮模态。

单叶片叶轮在摇摆铰链附近的平衡质量和惯性矩。

轮毂是否可旋转。

轮毂的转动将影响叶轮摆振模态的频率和模态形状。随着传动轴刹车的接合以及叶轮在某一位置的锁定，摆振平面模态将即包括对称的又包括不对称的悬臂类型模态。随着刹车的分离以及叶轮的自由旋转，悬臂类型的不对称模态将被包含绕叶轮轴旋转的不对称模态所取代。

叶轮的旋转速度。

无论是摆振平面还是挥舞平面模态的频率和模态都将取决于叶轮的旋转速度。由于作用在扭曲叶片上的离心载荷，这种依赖性可用所导出的附加弯曲刚度来解释。*Bladed* 的用户能够选择不同的旋转速度来进行模态分析。因此，在后续的动态模拟时，通过模态分析结果的二次插值可得到适合于瞬时旋转速度的模态频率。

由叶轮结构的有限元表达方式中的特征值和特征向量，可以计算出叶轮模态的频率和模态。用二维梁单元来描述叶片的质量和刚度特性，以此为基础获得叶轮的有限元模型。

叶轮模态分析的输出数据是在叶轮摆振平面和挥舞平面方向上的模态频率和模态形状。模态阻尼系数是由用户自定义数据，用来表示结构的阻尼。

3.1.2 塔架模态

塔架的弯曲动态特性的表达方式取决于前后和左右运动方向上的模态自由度。因为对叶轮来说，塔架模态是以它们的模态频率、模态阻尼和模态形状来定义的。

根据下列信息来计算塔架的模态频率和模态形状：

沿塔架的质量分布。

质量分布定义为在塔架每个位置高度上的除了所有的离散质量和集中质量之外的局部质量密度(kg/m)。

沿塔架的弯曲刚度。

假设塔架的弯曲刚度是轴对称的，因此与方向无关。

塔架基础的质量，惯量和刚度特性。

可能应重视塔基质量和刚度特性对塔架弯曲模态的影响。该模型考虑了相对于移动刚度和转动刚度的塔基质量和惯量的运动。

机舱和叶轮的质量与转动惯量

为了计算塔架模态，将机舱和叶轮分别模型化为位于机舱重心的集中质量和叶轮轮毂的转动惯量。对于单叶片和双叶片叶轮，叶轮惯量对塔架模态特性的影响取决于叶轮方位角，因此由用户来定义。正常情况下，塔架模态频率随叶轮方位角的变化是极小的，因此，对模态分析来说，选用单一的方位角位置也算是一个合理的近似值。当然，针对一系列不同的叶轮方位角进行模态分析，用户可以确定方位角在塔架模态频率中的变化范围。

塔架模态的频率和模态形状用塔架结构的有限元表达方式中的特征值和特征向量来计算。塔架的有限元模型是基于描述塔架质量和刚度特性的二维梁单元。

塔架模态分析的输出数据是塔架前后和左右方向上的模态频率和模形状。模态阻尼系数是由用户自定义，用来表示结构的阻尼。

3.2 运动方程

由于转动和非转动元件的模态自由度的耦合这种复杂性，包括风力机运动方程推导在内的代数运算是一个复杂的问题。*Bladed* 软件内部的动力学模型的推导是借助计算机代数软件包，应用能量守恒原理和拉格朗日方程来进行的。

3.2.1 自由度

对 *Bladed* 来说，在结构动力学模型运动方程包含的自由度如下：

- 包括跷跷板模式在内的叶轮挥舞平面，最大限度为六种模态
- 叶轮摆振平面，最大限度为六种模态
- 机舱的偏航

- 塔架的前后，最大限度为三种模态
- 塔架的左右，最大限度为三种模态

另外，本手册的第 4 节提供了一个传动系统动力学的经验公式。

3.2.2 用公式表示运动方程

对单一模态自由度且假设其与其它自由度没有耦合，则运动方程如下：

$$\ddot{q}_i + 2\xi_i \omega_i \dot{q}_i + \omega_i^2 q_i = F_i / M_i$$

其中：

q_i 是取决于时间的模态位移

$$M_i = \int_{rotor} m(r) \phi_i^2(r) dr \text{ 为模态质量，}$$

且：

$$F_i = \int_{rotor} f(r) \phi_i(r) dr \text{ 为模态力。}$$

这里 $f(r)$ 是在叶轮或塔架组件上的分布力。

当然，模态自由度是耦合的且在 *Bladed* 内的运动方程用公式表示如下：

$$[\mathbf{M}]\ddot{\mathbf{q}} + [\mathbf{C}]\dot{\mathbf{q}} + [\mathbf{K}]\mathbf{q} = \mathbf{F}$$

其中 $[\mathbf{M}]$ 、 $[\mathbf{C}]$ 和 $[\mathbf{K}]$ 分别为模态质量、阻尼和刚度矩阵， \mathbf{q} 模态位移向量，而 \mathbf{F} 为模态力向量。由于自由度的耦合，系统矩阵是完整的，而因为叶轮和塔架动态特性随时间相互影响，系统矩阵还包含周期性系数。

由于这些复杂因素，本手册没有列出运动方程。但却给出下列关键性注释：

- 尽管运动方程是基于结构动力学的线性模态处理，但模型中确实包含了初期和陀螺耦合相关的非线性项。
- 通过最初的挥舞平面模态提供了叶轮摇摆的自由度，而且运动方程中包含了由用户指定的机械阻尼、刚度和预载荷约束条件的表示方法。
- 关于机舱偏航自由度的运动方程是基于风力机对偏航轴线的转动惯量及其由用户指定的偏航阻尼和刚度所提供的机械约束。

- 考虑到沿着叶片的每个叶素上的整体结构速度向量及其风速向量之间的相互影响，在运动方程中考虑了风力机的气动弹性变形。叶片上每个叶素的整体结构速度由与每个结构自由度相关的速度经适当地合成而组成。除了结构速度反馈到叶片气动弹性变形上之外，还考虑了与叶轮摇摆和机舱偏航有关的结构位移。

3.2.3 运动方程的解

用变步长、第四阶龙格-库塔数值积分方法，通过微分方程的时间推进积分来求解运动方程。

3.3 结构载荷的计算

作用在叶轮、功率系和塔架上结构载荷的计算是适当地合成了所应用的空气动力载荷及惯性载荷。积分每个位置的质量特征和总加速度向量可以计算出惯性载荷。总加速度向量包括模态、离心、科氏和重力加速度分量。

4. 传动系动力学

传动系动力学详细说明了与传动系（包括传动装置）有关的转动自由度和发电机动态特性。传动系由低速轴、齿轮箱和高速轴组成。直接驱动的发电机也可建模。

4.1 传动系模型

4.1.1 定速模型

最简单的可用传动系模型是锁定速度模型，它允许传动系无自由度。因此，假设叶轮绝对平衡速转动且假设在每个瞬间发电机的反作用力矩正好与空气动力扭矩平衡。显然这种模型是不适合于启动和关机的模拟，但它在传动系和发电机完全被表征之前对载荷的快速初步计算却是有用的。

4.1.2 刚性轴模型

选择带有无轴向扭矩柔性的动力传动系模型可以得到刚性轴模型。它允许叶轮和发电机有一个单自由度。如果传动系的扭转刚度较高，该模型可用于并被推荐用于所有的计算。用扭矩的不平衡量除以叶轮和发电机的组合转动惯量可以计算发电机和叶轮的加速度，其中考虑到了齿轮箱传动比的因素。通过设置齿轮箱传动比为 1 便可为直接驱动式发电机建模。扭矩不平衡量实质上是考虑传动比时气动力矩与发电机反作用力矩及所有刹车力矩之间的差值。然而，为了考虑由于所有沿叶片边缘的振动模式使叶片偏转对惯量的影响，需校正这个差值。为了应用刚性轴模型，还必须提供发电机的模型，这样才能确定发电机的反作用力矩。

在停机模拟其间，或在关机其间一使用刹车就使叶轮静止下来，实际的刹车力矩正好平衡启动气动力矩（如果刹车安装在高速轴上还要考虑到齿轮箱的传动比）因而不再进一步转动。然而，如果气动力矩增加到克服最大的或所用的刹车力矩，刹车就出现滑动而叶轮又重新开始转动。

刚性传动系模型能够用在带有柔性传动装置的组合情况中。此时运动方程会更复杂-见 4.3 节。

4.1.3 柔性轴模型

选择在一或两个轴上带有力矩柔性的动力传动系模型便可得到柔性轴模型。它允许叶轮和发电机转子各自拥有单独的旋转自由度。低速轴和高速轴的力矩柔性可分别单独指定。与刚性轴模型一样，也必须提供发电机的模型，以确定发电机的反作用力矩。

当气动力矩（调整叶片边缘振动模式的影响如 4.1.2 节中的解释）和低速轴力矩之间存在力矩不平衡时，叶轮加速转动。而发电机转子的加速转动则出现在高速轴力矩与发电机反作用力矩之间不平衡时。轴上力矩的计算是根据轴的扭转情况以及所有施加的刹车力矩分布，其中的刹车力矩分布取决于刹车的位置，它可以被指定在低速轴或高速轴的任一端。

在停机模拟其间，或在关机模拟其间一旦刹车盘开始静止下来，运动方程将根据刹车的位置而改变。如果刹车直接邻近叶轮或发电机，则该组件就不会继续转动，但其它组件还会继续运动然后克服轴的扭转柔性振荡。如果刹车邻近齿轮箱，且两端的轴都是柔性的，则叶轮和发电机都将振荡。然而如果作用在刹车盘上的力矩增大到能克服最大的或所用的刹车力矩，那么刹车又开始滑动。

柔性传动系模型能够用在带有柔性传动装置的组合情况中。此时运动方程会更复杂-见 4.3 节。

应该指出的是，当柔性轴模型预测载荷更为精确时，传动系振动模式之一有可能具有较高的频率，具体将取决于发电机的转动惯量和轴的刚度。这种高频模式的出现可能会导致做更慢速的模拟。

4.2 发电机模型

无论指定的是刚性还是柔性轴传动模型，都必须提供发电机的特性。可以使用三种发电机模型：

- 直连式感应发电机模型 (用于恒速风机),
- 变速发电机模型(用于变速风机)，和
- 变滑差发电机模型 (假定在额定转速以上可在有限范围内改变速度)

4.2.1 恒速感应发电机

此模型表示一个直接并网的感应式发电机。它的特性定义为滑差斜率 h 和短路瞬态时间常数 τ 。则气隙或发电机的作用力矩 Q 用下列微分方程定义：

$$\dot{Q} = \frac{1}{\tau} [h(\omega - \omega_0) - Q]$$

这里 ω 是发电机实际转速， ω_0 是发电机同步转速或空载转速。

滑差斜率用下式计算：

$$h = \frac{P_r}{\varepsilon \omega_r (\omega_r - \omega_0)}$$

ω_r 是额定功率输出为 P_r 时的发电机转速， $\omega_r = \omega_0 (1 + S/100)$ ， S 是以百分率表示的额定滑差， ε 是满负荷时的发电机效率。

4.2.2 定速感应发电机：电气模型

Bladed 中还可利用一种更完善的直连式感应发电机的模型。这个模型需要提供发电机的等效电路参数 (在运行温度下，不是“冷机”状态)，还有极对数，电压和电网频率。它也可以建立功率因数补偿电容器和附加载荷 (如风机外围设备) 的模型。图 4.1 是等效电路图的配置。

R_s = 定子电阻
 x_s = 定子电抗
 R_r = 转子电阻
 x_r = 转子电抗
 x_m = 互感电抗
 C = 功率因数补偿电容器
 R_a = 附加载荷电阻
 X_a = 附加载荷电抗

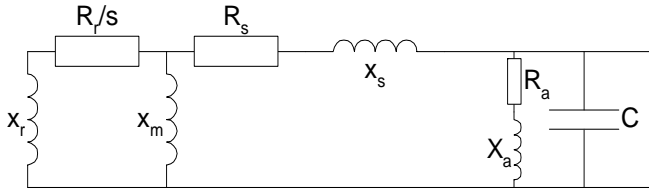


图 4.1: 感应发电机等效电路模型

由于该模型必然包含发电机和外围设备中的电气损失，尽管可以指定机械损失，但不可能指定任何额外的电气损失，- 见 4.4 节。

四种不同的在图 4.1 中图示的系统电气动态特性模型如下：

- 稳态
- 一阶
- 二阶
- 四阶

稳态模型只是计算图 4.1 中每个瞬间的稳态电流和电压。一阶模型利用由[4.1]给出的短路瞬态时间常数 τ ，将一阶迟滞引入滑差(s)和有效叶轮阻抗(R_r/s)之间的关系中：

$$\tau = \frac{X_s X_r - X_m^2}{X_s R_r \omega_s}$$

其中 $X_s = X_s + X_m$, $X_r = X_r + X_m$, 而 ω_s 为电网频率，单位 rad/s。

二阶模型忽略定子的磁通瞬态现象，把发电机描述成在瞬态电抗 $X' = X_s - X_m^2/X_r$ 之后的电压源 ε ：

$$i_s (r_s + jX') = v_s - \varepsilon$$

其中 i_s 和 v_s 分别为定子电流和接线端电压。转子磁通匝连数 ψ_r 的动态特性可以写成

$$\frac{1}{\omega_s (1 + s)} \dot{\psi}_r = -r_r i_r + j s \psi_r$$

其中 s 为相对滑动速度 (对发电来说为正) 而 i_r 是转子电流。还可依据感应电压 ε 用下式重写为

$$\psi_r = -j \frac{X_m}{X_r} \varepsilon$$

以给出

$$T_0 \dot{\varepsilon} = - \left(\frac{r_s + jX_s}{r_s + jX'} - j s \omega_s T_0 \right) \varepsilon + j \frac{X_s - X'}{r_s + jX'} v_s$$

其中

$$T_0 = \frac{X_r}{\omega_s r_r}.$$

四阶模型是一种完备的发电机 d-q (直接和正交) 轴表示法, 该表示法运用 Park's 转[4.2] 换建立发电机 3 相绕组的模型, 使其在转相差中[4.3]成为一个等效的两绕组设备。用复数符号将电流与电压的直接分量和正交分量表示成一个单一复合量的实数部分和虚数部分, 我们可以得到

$$\frac{x_s x_r - x_m^2}{\omega_s} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_s \\ i_r \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} x_r r_s + j x_m^2 (1+s) & -x_m r_r + j x_m x_r (1+s) \\ -x_m r_s - j x_m x_s (1+s) & x_s r_r - j x_s x_r (1+s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_s \\ i_r \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} x_r \\ -x_m \end{bmatrix} v_s$$

其中所有的电流和电压现在都是复数。

在模拟的速度比精度更为重要的场合, 应该使用某个低阶模型之一。尽管在许多情况下低阶模型也能给出非常类似的结果, 但四阶模型还是应该用于要求有最高精度的场合。但是对于启动过程的模拟, 低阶模型则不能得到精确的结果。

4.2.3 变速发电机

该模型应该用于那些安装有变频器的变速风力机以使发电机转速与电网频率隔绝。由发电机和变频器组成的变速驱动装置是作为一个整体建模的。现代变速驱动装置能够接收扭矩请求并在很短的时间内对此作出响应以在发电机气隙给出所期望的扭矩而不论发电机转速如何 (只要在指定的限度内)。对这种响应的一阶迟滞模型由下式给出:

$$Q_g = \frac{Q_d}{(1 + \tau_e s)}$$

其中 Q_d 是所请求的扭矩, Q_g 是气隙扭矩, 而 τ_e 为一阶迟滞的时间常数。注意使用较小的时间常数可能导致较缓慢的模拟。如果时间常数很小, 则指定一个零时间常数, 将会加速模拟而对精度没有太多的影响。

变速风力机要求一个控制器以产生适当的扭矩请求, 以使风力机转速做适当地调节。这种在 *Bladed* 中用到的控制模型在 5 节中可以找到。

必须指定发电机的最小和最大扭矩。如果指定的最小扭矩为负值则可能出现电动回转。

假设实际上流入电网的有功功率和无功功率均用与扭矩相同的时间常数控制着, 并且假设变频器控制器在编程时设定了常数功率因数。据此, 来指定电流和电压之间的相位角以及功率因数

对传动系的阻尼反馈提供了一个选项。这又提供了一个可用在变频器中的附加功能, 此时变频器就添加一项来自所测得的发电机转速的内容到进来的扭矩请求上。该项内容被定义为作用在所测转速上的变换函数。该变换函数是作为一个在拉普拉斯算子, s 中的多项式比。因此关于气隙扭矩 Q_g 的方程变为

$$Q_g = \frac{Q_d}{(1 + \tau_e s)} + \frac{\text{Num}(s)}{\text{Den}(s)} \omega_g$$

其中 Num(s) 和 Den(s) 是多项式。正常情况下该变换函数应该是某种调谐带通过滤波器，这样的过滤器用来对传动系中的扭转振动提供一些阻尼。否则在变速运转中，传动系中的扭转振动可能只有轻微的阻尼，有时还会导致齿轮箱剧烈受载。

4.2.4 变滑差发电机

变滑差发电机实质上是一种带有可变电阻的感应发电机，其可变电阻与转子电路串联 [4.3, 4.4]。在额定功率之下工作时，它就象一台定速感应发电机，因此需要提供与 4.2.1 节中提及的同样的参数。

在额定功率之上时，这种发电机用一种快速开关控制器来调整转子电流，因此也就调整了气隙扭矩，这样看来，发电机实际上就象一个变速系统在运转，只是其速度范围有限。因此，在这里必须提供与变速系统相同的参数(参见 4.2.3 节)，但相位角除外，因为此时不能利用功率因数控制。

另外还可选用一种全电气变滑差系统模型。发电机的建模方法见 4.2.2 章节，并且转子电流控制器以时间连续的 PI 控制器方式建模，PI 控制器用来调节设定范围（带有积分器）内的转子电阻，以对实际电流和需求转子电流之间的差异来做出实时响应。在模拟的开是进行扭距和转子电流的稳态关系计算，使得扭距需求可以转化为转子电流需求。流程如图 4.2 所示。

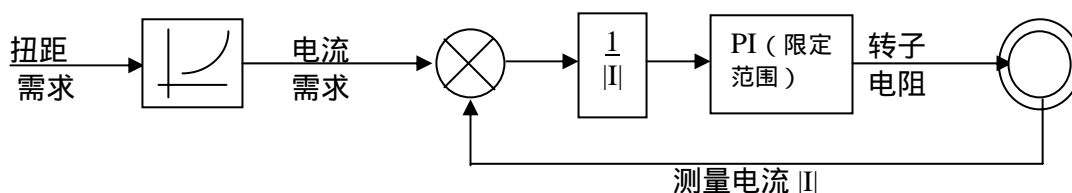


图 4.2: 变滑差电机 – 转子电流控制器

4.3 传动系支座

如果需要，可能要规定齿轮传动装置内的或在托架（或底板）与塔顶之间的扭转柔性。该选项只有在指定刚性或柔性传动系模型是才可使用，它增加了一个额外的转动自由度。

在任一情况下，都要指定支座沿着转动轴线方向的扭转刚度和阻尼，该轴线方向假设与叶轮轴重合。还必须指定相对低速轴轴线的运动部件的惯性矩。在使用柔性齿轮箱支座的情况下，该惯性矩即为齿轮箱壳体的惯性矩。如果使用柔性托架支撑，就是齿轮箱壳体、发电机定子、运动托架和其它任何刚性固定在其上的部件的惯性矩。

如果指定了任一种支座型式，发电机轴的旋转方向将会影响传动系内部的某些载荷。如果低速轴和高速轴的转向相反，则在传动系模型中指定负的齿轮传动比。同时忽略低速轴与高速轴轴线之间出现的任何偏移。

任何轴上的刹车均假设是刚性地安装在托架上。这样在刹车盘已停止旋转的情况下，其余的任何运动都将取决于传动系支座的类型以及刹车在低速轴或高速轴上的安装位置。例如，如果使用一种柔软的托架支座，即使两个轴都是刚性的，在刹车盘已经停下来之后，叶轮仍会有一些振荡。

如同在柔性轴传动系模型中的情形，应该指出的是，当建立的柔性支座模型预测载荷更为精确时，作为结果的一或两个传动系振动模式中有可能具有较高的频率，具体将取决于各种不同的转动惯量以及轴和支座的刚度。高频模式的出现可能会导致做更慢速的模拟。

4.4 能量损失

传动系能量损失的建模结合了机械损失和发电机中的电气损失(对变速风力机还包括变频器)。

齿轮箱和/或主轴轴承的机械损失可以用力矩损失或功率损失来模拟，这种损失值或者是一个常数，或从查验表中线性插值得到。这种查验表可能是叶轮转速对齿轮箱扭矩或主轴功率的，也可能是叶轮转速对任一轴的扭矩或功率的。

电气损失可以用下列两种方法之一来规定：

线性模型：该模型要用到空载损失 L_N 和效率 ε ，其中电气功率输出 P_e 与发电机主轴输入功率 P_s 的关系为：

$$P_e = \varepsilon (P_s - L_N)$$

查验表格：通过查验表，将功率损失 $L(P_s)$ 规定为发电机主轴输入功率 P_s 的函数。电气功率输出 P_e 由下式给出：

$$P_e = P_s - L(P_s)$$

查验表中的两点之间可用线性插值。

注意，如果使用一种完备的发电机电气模型，则由于该模型中已隐含地包括了所有的电气损失，就无需指定以这种形式表达的额外的电气损失。

4.5 电网

倘若应用的是感应发电机的详尽电气模型或者变速发电机模型，因此计算出电流和电压，也就提供了有用功率以及无用功率、然后就是风力机并入的电网的特性。电网的存在除了使网上各个节点电压的波动以及由此导致的闪变可以推算外，在使用直连式感应发电机时，还可能影响发电机本身的动态响应，尤其是在弱电网上。

用所定义的阻抗联结到公共接点上(图 4.3 中的 PCC)，仍用所定义的阻抗，再进一步联结到无穷多汇流线上，这就是电网的模型。在公共接点还能更多的风力机。假设这些添加的风力机每个都和正在建模的风力机是相同的，包括联接到公共接点的阻抗。然而只能用在模拟其间的电流和相位角常数将它们模型化为静态的而不是动态的。用下列假设来计算初始条件，即所有的风力机都处于相同的状态，而‘另外的’风力机则始终保持同样的状态。这样在风力机的性能计算中将考虑由于所有在公共接点上的风力机而导致的稳态电压上升因素，而这种性能是正在模拟的。

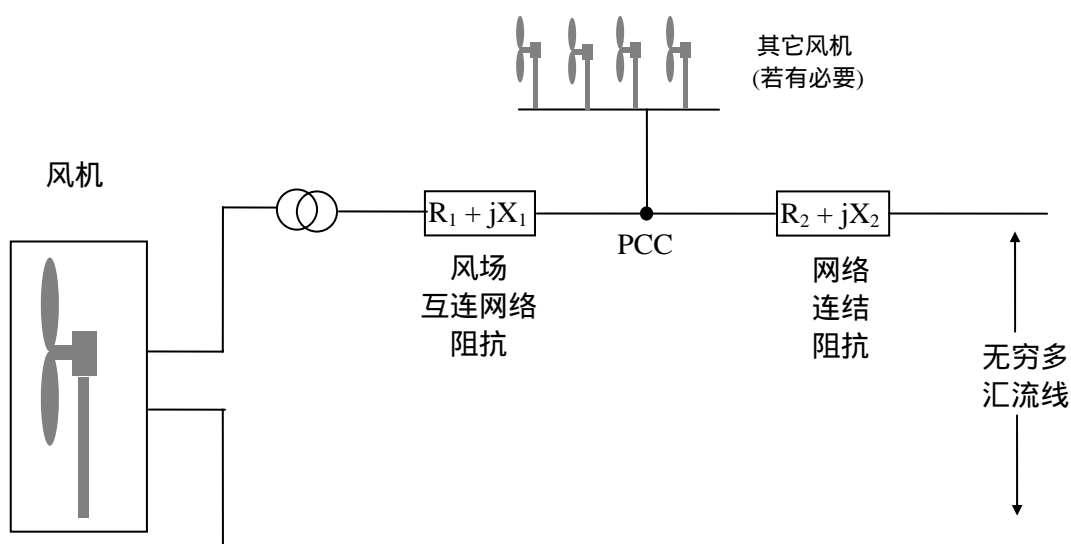


图 4.3: 电网模型

5. 闭环控制

5.1 引言

闭环控制用于风机正常运行时控制叶片桨矩角，或者变速风机的叶轮转速。以下提供了四种不同的控制器类型：

1. **定速失速调节**：发电机直连入固定频率的电网，正常发电期间不进行主动的空气动力控制。
2. **定速变桨矩调节**：发电机直连入固定频率的电网，在高风速时通过桨矩控制调节功率输出。
3. **变速失速调节**：变频器在使叶轮转速通过控制发电机的反作用力矩改变的同时，把发电机与电网分离。在高风速时，运用这种转速控制能力来降低叶轮的转速，直到空气动力的失速把功率输出限定在要求的水平。
4. **变速变桨矩调节**：变频器在使叶轮转速通过控制发电机的反作用力矩改变的同时，把发电机与电网分离。在高风速时，该力矩保持在额定水平而用桨矩控制来调节叶轮的转速进而也就是功率输出。

对于定速失速调节风力机来说，由于没有控制操作，因此就没有需要定义参数。在其它情况下，控制操作将决定风力机的稳态运行点及其动态响应。对于稳态计算来说，仅需指定那些定义风力机运行曲线的参数。而对动力学计算，要用更多的参数来定义闭环控制的动态特性。下列各节中更进一步定义了必需的参数。

注意闭环控制的数据是相对于高速轴来定义的。

5.2 定速桨矩调节控制器

这种控制器可用于带直连式发电机的风力机，而这种风力机运用叶片桨矩控制来调节高风速时的功率输出。它不仅可用到全部或部分翼展的桨矩控制中，而且还用在诸如副翼的其它形式的空气动力控制上。在用于后者时，可以把桨矩角当作副翼的展角。

从最佳位置上来说，叶片能够在任一方向上调节以减小空气动力扭矩。如果选择顺桨调节操作，当风速（进而是功率）增加时，叶片的可调节部分转动以减小其攻角。如果选择失速调节操作，当风速增加时，叶片的可调节部分向相反的方向转动以失速叶片。在顺桨调节时，最小桨矩角定义了额定值之下的桨矩设置，而在失速调节情况下，在额定值之下用最大桨矩角，并且桨矩朝着额定值之上的最小值（通常是一个负桨矩角）减小。

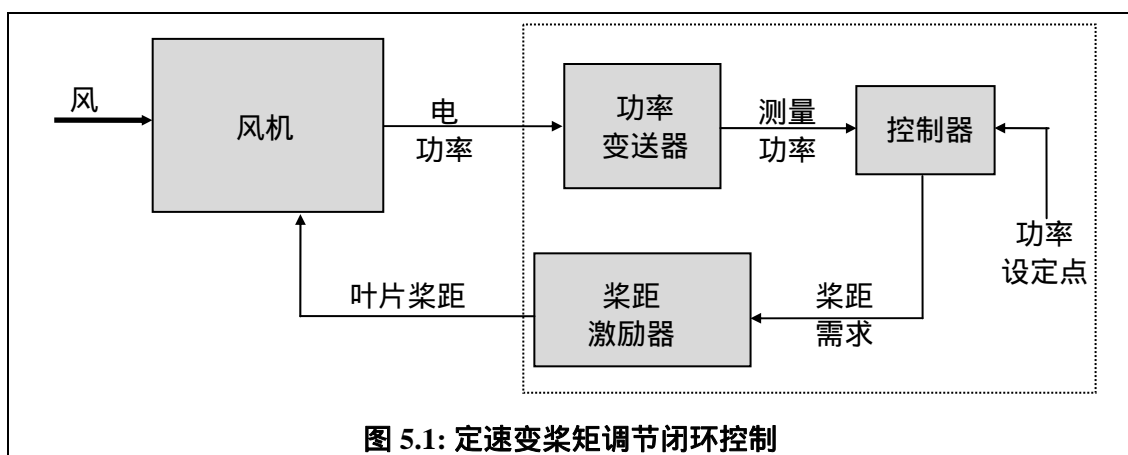


图 5.1 图示了已建模的定速桨距调节控制回路的单元。

5.2.1 稳态参数

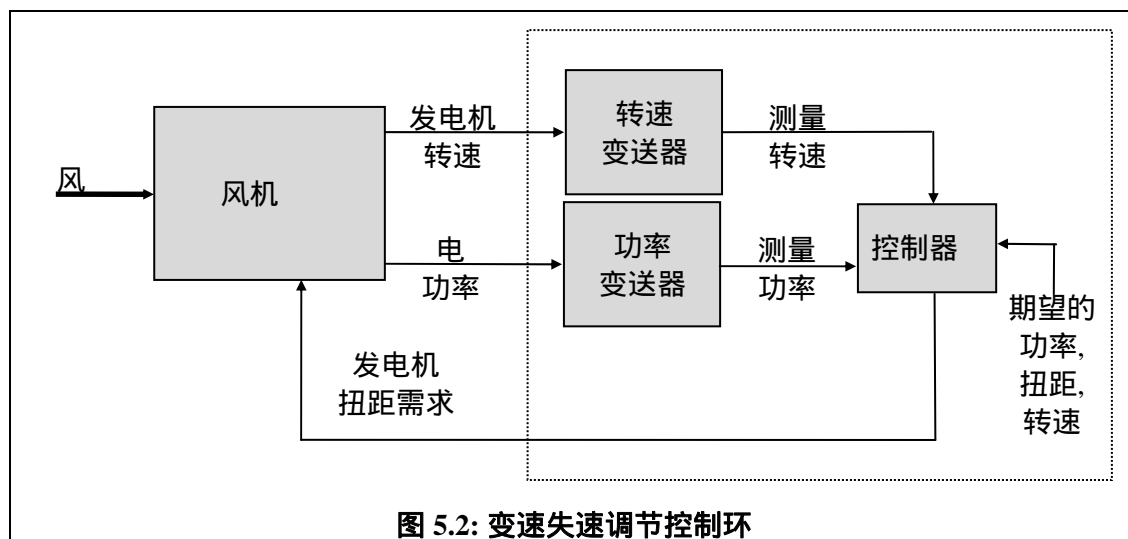
为了定义稳态运行曲线，必须定义功率设定值及最小和最大桨距角设定，以及如上所述的调节方向。然后，为了在任何给定稳态风速时获得设定值功率，计算出恰当的桨距角。

5.2.2 动态参数

为了计算控制回路的动态特性，必须规定功率传感器和桨距驱动机构的动态响应，以及控制器的实际算法，该算法用来计算响应测得的功率信号的桨距需求量。5.5 节描述了可用到的传感器和驱动机构模型，而 5.6 节描述了控制器使用的 PI 算法。

5.3 变速失速调节控制器

这种控制器模型适合于变速风力机，这类风力机用一个变频器把发电机转速从电网的固定频率中分离出来，并且不用桨距控制来限制在额定风速之上的功率输出。代之以控制发电机的反作用力矩，使得在高风速时将叶轮转速降低到失速。其控制回路图示在图 5.2。



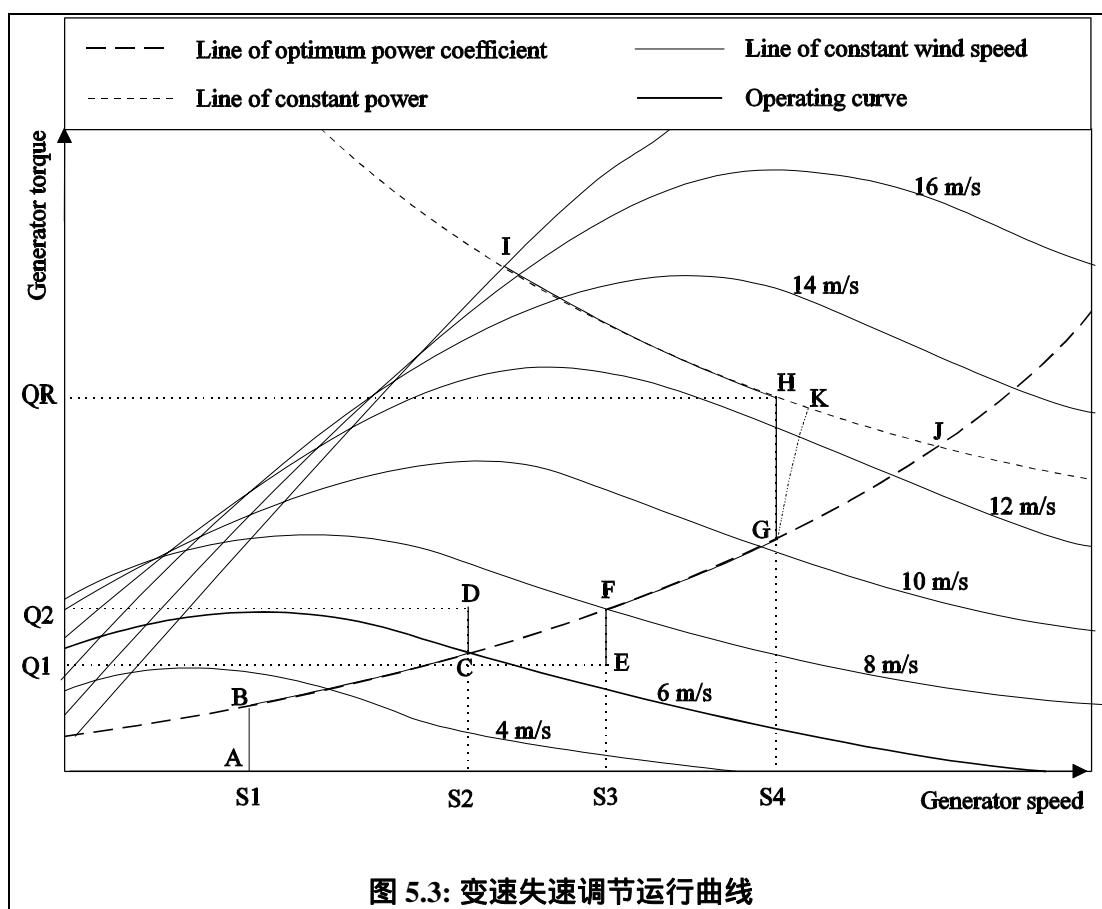
5.3.1 稳态参数

稳态运行曲线可以用图 5.3 所示的力矩速度曲线图来描述。在稳定状态下的许用速度范围是从 $S1$ 到 $S2$ 。在低风速情况下，有可能循着一条定常叶尖速度比的载荷曲线使风能捕获量达到最大，该载荷曲线对应着于以最大功率系数运行的状态。这条载荷线是一条力矩-转速平面内的二次曲线，如图 5.3 中所示的线段 BG 。作为选择，还可用查验表详细说明。如果有最小允许运行速度 $S1$ ，那么在很低风速的情况下，就不再可能循着这条曲线运行，而风力机只能沿着图中所示的线段 AB 以名义上恒定的速度运行。类似地，在高速时，一旦达到最大运行速度 $S4$ ，必然再一次脱离最佳载荷曲线而沿着线段 GH 以名义上恒定的速度运行。

一旦在点 H 达到最大功率，必须将叶轮速度降低到失速，沿着恒定功率线 HI 运行。如果允许高速转动，线段 GH 很自然就可能收缩，以致于恒定功率线和恒定叶尖速比线交汇在 J 点。

很明显，稳态运行曲线需要指定的参数有：

- 最小速度， $S1$
- 恒定叶尖速比模式中的最大速度， $S4$
- 最大稳态运行速度。它通常是 $S4$ ，但可以想象在这样一种风力机的情况下它会更高，该风力机的特性是随着风速的增加，超额定运行点从 H 移动到 I ，然后又落到 H ，并在高速下继续（朝着 J 点）回落。然而，这种情形有点不大可能，因为在高速风中如果允许超过 $S4$ 的转速，就没有理由不增加 $S4$ ，也没有理由不允许在较低风速时有同样高的叶轮转速。



- 对应线段 HI 的超额定功率设置点。这将以主轴功率来定义。当然如果为电气损失建模，电功率会低一些。

定义恒定叶尖速比线 BG 的参数 K_λ 。由下式给出：

$$K_\lambda = \pi \rho R^5 C_p(\lambda) / 2 \lambda^3 G^3$$

其中

ρ = 空气密度

R = 叶轮半径

λ = 期望的尖速比

$C_p(\lambda)$ = 尖速比为 λ 时的功率系数

G = 齿轮箱传动比

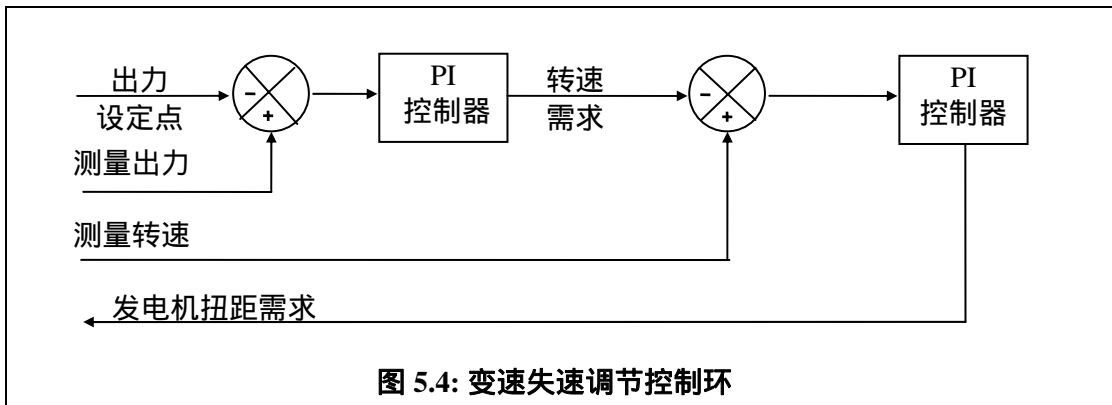
那么当发电机扭矩需求量设置为 $K_\lambda \omega^2$ （其中 ω 为测得的发电机转速），就能保证在稳态运行中，风力机会保持尖速比 λ 以及对应的功率系数 $C_p(\lambda)$ 。注意功率传递损失可能随转速而改变，在这种情况下，最佳叶轮转速就不必是导致最大空气动力系数的那个值。

作为选择参数 K_λ 的替代办法，可以制定一个查验表，表中把发电机输入扭矩作为转速的函数。

5.3.2 动态参数

为了计算控制回路的动态特性，必须规定功率和转速传感器的动态响应，以及控制器的实际算法，该算法用来计算响应测得的功率和转速信号的发电机扭矩需要量。5.5 节描述了可用到的传感器和驱动机构模型。

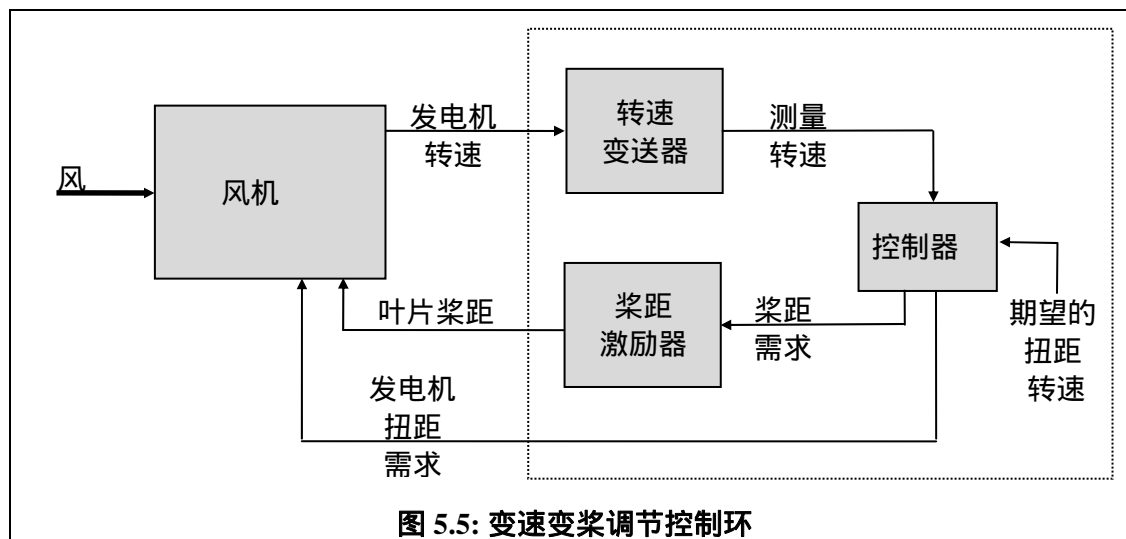
发电机扭矩控制采用两闭环控制回路，如图 5.4 所示。内部控制回路把发电机扭矩需要量算成功率误差的函数，而外环控制回路则把发电机转速需要量计算为功率误差的函数。两个控制回路均采用 PI 控制器，如 5.6 节所述。



在额定值以下，速度设置点在 S1 和 S4 之间转换。在低风速时该点在 S1，而扭矩的需要输出量限定在一个由最佳尖速比曲线 BG 给出的最大值上。这使得运行点沿着轨迹 ABG。风速较高时，设置点变到 S4 点，扭矩的需要输出量限定在一个由最佳尖速比曲线给出的最小值上，同时导致运行点沿着轨迹 BGH。一旦扭矩值达到 QR，外控制回路就使速度设置点沿着 HI 减小，而内回路就跟踪这个正在变化的速度需要量。

5.4 变速桨距调节控制器

这种控制器模型适用于变速风力机，该类机器使用变频器将发电机转速从电网的固定频率中分离出来，并用桨距控制来限制超过额定风速时的功率输出。其控制回路图示于图 5.5。



5.4.1 稳态参数

稳态运行曲线可以用图 5.6 所示的扭矩-转速图来描述。低于额定转速时，也从点 A 到 H，运行曲线与 5.3.1 节 5.3 图所描述的失速调节的变速情形完全相同。然而在额定转速以上，叶片桨距被调节到并保持在所选定的由 L 标明的运行点。事实上，变化着的桨距变更了定风速的曲线，迫使其通过需要的运行点。

一旦在 H 点达到额定扭矩，在所有更高的风速中，扭矩需求量保持常数，并由桨距控制来调节叶轮的转速。在点 H（此处扭矩达到最大值）与（此处开始桨距控制）L 之间允许有一小段余量，以防在低于和高于额定扭矩的控制模式之间作过度频繁的模式切换。然而，可能不需要这个余量，此时点 H 与 L 重合。与使用失速调节控制器的情形一样，假如需要线段可能会收缩为一点。

很明显，确定稳态运行曲线所需的参数有：

- 最小速度，S1
- 定叶尖速比模式中的最大速度，S4
- 高约定速度（S5）的速度设置点。它可能与 S4 相同。
- 最高稳态运行速度。它通常与 S5 相同。
- 高于额定值的扭矩设置点，QR。
- 定义恒定尖速比曲线 BG 的参数 K_{λ} ，或一个查验表。如 5.3.1 节的定义。

5.4.2 动态参数

为了与测算控制回路的动态特性，必须规定速度传感器和桨距传感器的动态响应，以及控制器的实际算法，该算法用来计算响应测得的转速信号的桨距和发电机扭矩需要量。5.5 节描述了可用到的传感器和驱动机构模型。

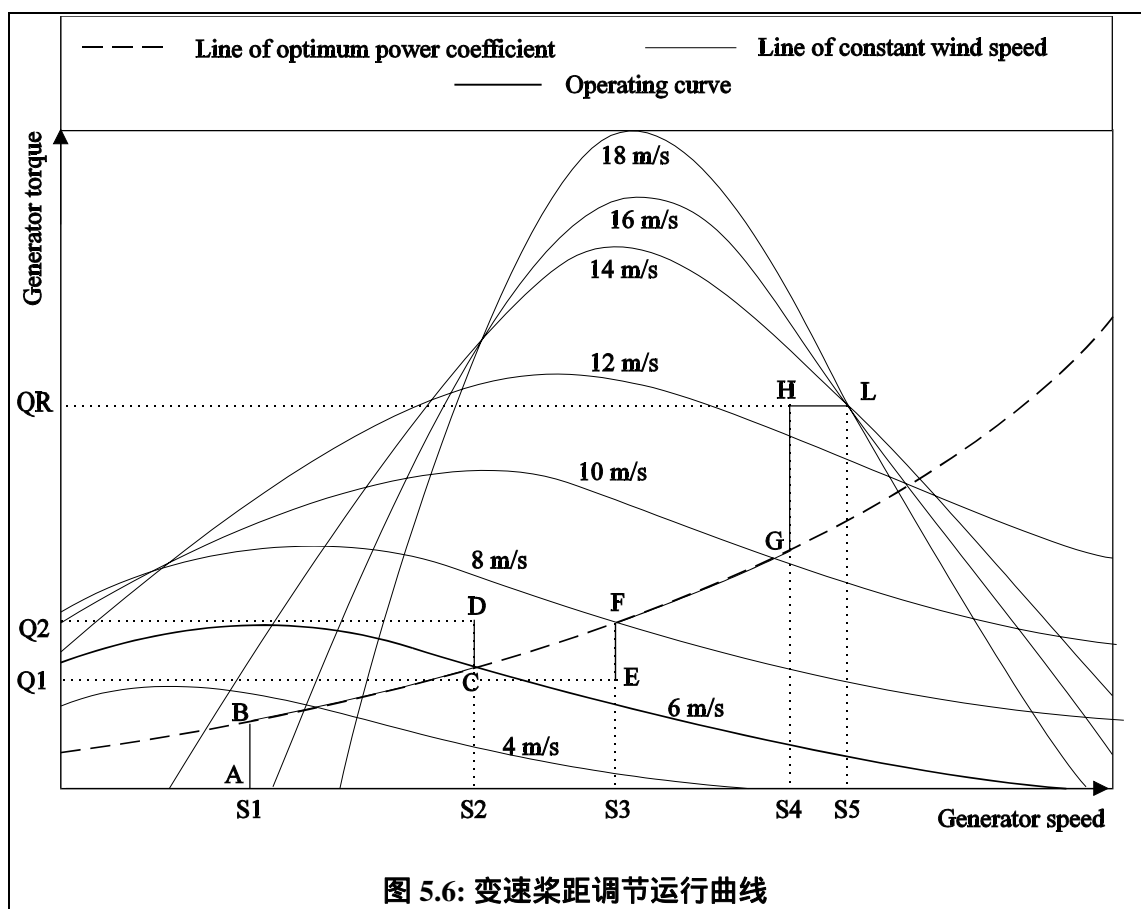
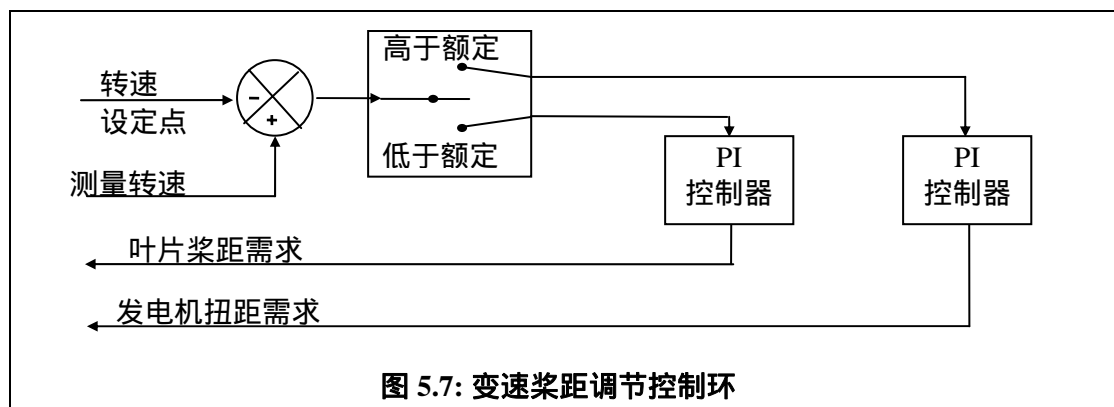


图 5.7 显示了用于产生桨距和扭矩需要量的控制回路。在额定值以下扭矩需要量回路有效，反之则桨距需要量回路有效。5.6 节描述了这两个回路采用的 PI 算法。



低余额定值时，速度设置点在 S1 与 S4 之间切换。在低风速情况下，该点在 S1，而扭矩需要量输出被限定在一个最大值上，该最大值由最佳叶尖速比曲线 BG 给出。这使得运行点循着轨迹 ABG 移动。高风速情况下，设置点变到 S4，而扭矩需要量输出被限定到一个最小值上，该最小值也由最佳叶尖速比曲线给出，同时使运行点循着轨迹 BGH 移动，并导致 QR 的最大值。当达到 H 点时，随着桨距控制回路在速度超过 S5 时变为有效，扭矩保持恒定。

5.5 传感器模型

Bladed 中提供的一阶延迟模型代表了功率传感器与发电机转速传感器的动态特性。一阶延迟模型表示为

$$\dot{y} = \frac{1}{T}(x - y)$$

其中 x 为输入而 y 为输出。象对控制器的输入一样，输入的是实际功率或转速而输出则是侧得的功率或转速。

5.6 桨距调速装置的建模

能够将桨距调速装置模型化为桨距位置或桨距速率调速装置，并且即可确定有源动态特性也可确定无源动态特性。

最简单的模型是一个无源调速装置，其中输入与输出之间的关系用一个传递函数来表达。对桨距位置调速装置来说，其输入为由控制器产生的桨距要求量，而输出为叶片的实际桨距角。对桨距速率调速装置而言，其输入为由控制器产生的桨距速率要求量，而输出则为叶片转动的实际桨距速率。传递函数可能为一阶延迟、二阶响应、或一般的传递函数，可以达到 8 阶。

一阶延迟模型表达为

$$\dot{y} = \frac{1}{T}(x - y)$$

其中， x 为输入而 y 为输出。二阶模型表达为

$$\ddot{y} + 2\zeta\omega\dot{y} = \omega^2(x - y)$$

其中， ω 为带宽而 ζ 为阻尼因子。一般传递函数由拉普拉斯算子中的分子和分母多项式表示。

至于详细的计算，尤其为了了解作用在桨距调速装置自身的载荷及将对它要求的效能，可以输入一个更详细的模型。其中可以考虑调速装置中任一内封闭环的动态特性，也可考虑由作用于俯仰惯量的调速装置力矩所产生的桨距运动，该运动与空气动力作用的桨距运动及桨距轴承的摩擦力矩同向或反向。轴承摩擦力矩本身关键取决于作用在桨距轴承上的载荷。

图 5.8 说明了控制桨距角的各种选择，可以从桨距位置要求开始也可从桨距速率要求开始。桨距位置要求可通过缓冲控制方式（如图 5.9）来实现，通过限制变桨速度或者变桨加速度的方式，将由离散控制器产生的所需求的变桨速度变化率进行平滑处理。然后桨距位置需求既可通过被动动态调节方式产生一个桨距位置要求也可通过基于桨距误差的 PID 控制器而产生桨距速率要求来生效。在使用 PID 方式的情况下，对输出信号进行变桨速率限制，同时通过积分抑制器来防止异常终止。这样桨距速率要求既可来源于此处也可直接来源于控制器。它既可通过被动动态调节方式产生一个桨距速率

来生效，也可通过作用于桨距速率误差的 PID 控制器而产生调速装置扭矩要求来生效。在后一种情况下，桨距调速装置无源动态特性则产生一个真实的调速装置扭矩，它与摩擦力矩反向并作用于任何空气动力的俯仰运动以加速叶片的俯仰惯性和调速装置本身的运动。作为可选项，可在每一个 PID 输出前加一个一阶过滤器，使得来自控制器的步长变化需求可以进行平滑处理，同时还需要一个积分抑制器，当扭矩达到上下限时，避免异常终止。

两种 PID 控制器都包含一个微分项过滤器以防止额外的高频增益。同时还有一个求导行为的可选项，使得导数增益既可以应用于反馈数据（例如测得的位置和速率等），错误信号，也可应用于目标值。后者则表现为控制器内部的数据输入 - 转发过程。

如果选择了被动桨距速率动态特性，则其响应将受加速度极限的控制，这些加速度极限是气动变桨力矩、轴承摩擦力矩和调速装置扭矩极限计算得出的。如果总的变桨转动惯量为 0，则没有任何限制。

桨距轴承的滑动摩擦力矩可模型化为四项之和：常量项、与轴承处的弯矩成比例的项及两个分别与轴承受的径向力和轴向力成比例的项。有时由于调速装置不能克服所受的力矩而使桨距的运动停滞。在它重又能运动之前，必须克服静摩擦力矩。这一点被模型化为桨距不运动时的附加成分。规定该附加成分为定常力矩，加上一个与滑动摩擦力矩成比例的项。

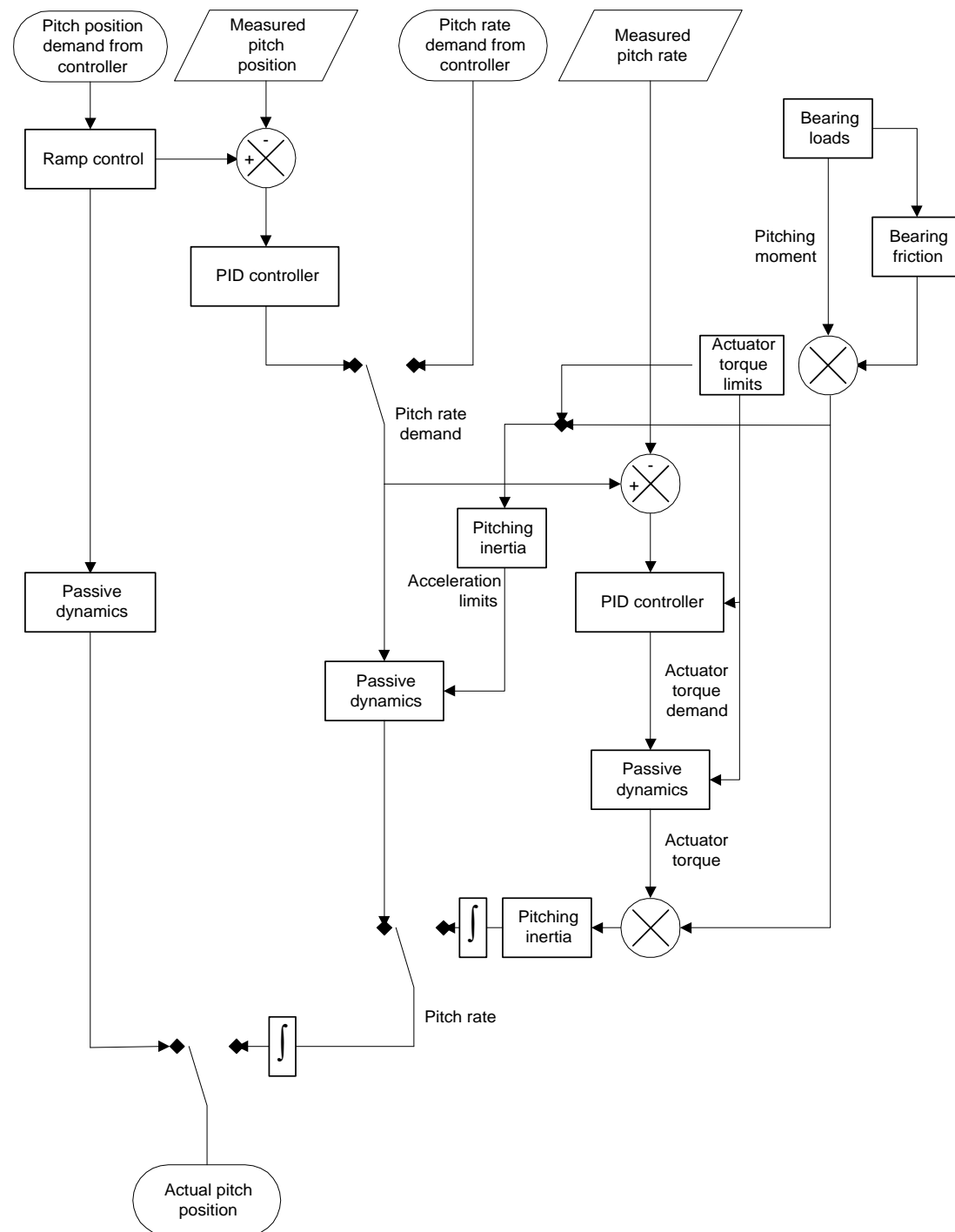
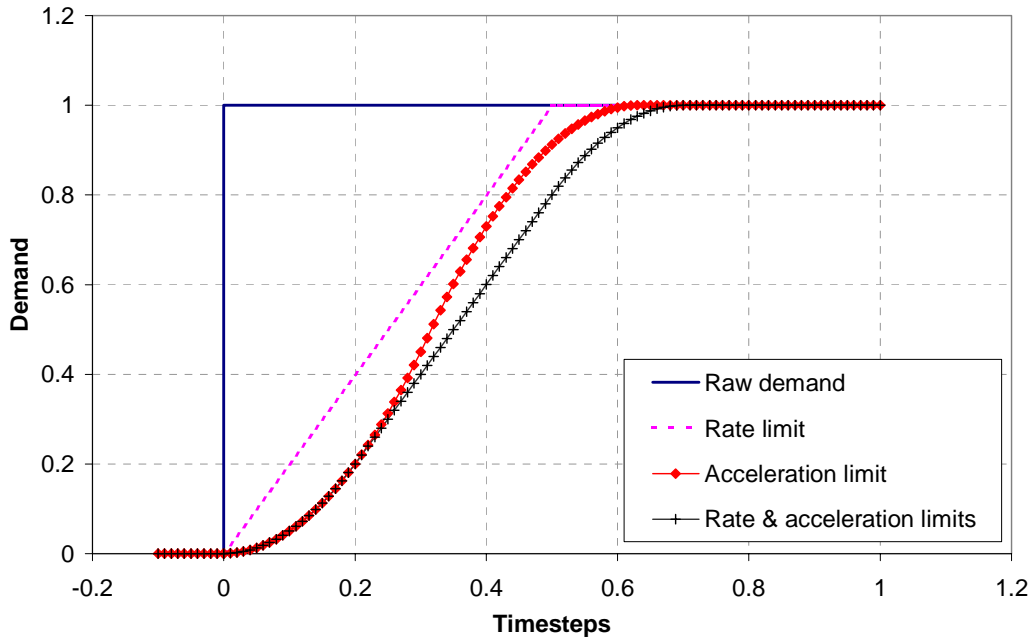


图 5.8: 变桨执行方式选择



对每一时间步长缓冲重新开始。如果时间步长结束时，缓冲还没完成并且指定了加速度限制值，则下一时间步长开始时，斜率将为非 0 值。

图 5.9: 变桨位置需求方式下的缓冲控制

5.7 PI 控制算法

上述所有的闭环控制算法都用 PI 控制器根据输入 x （功率或速度误差）来计算输出 y （桨距，扭矩或速度要求量）。基本的 PI 算法可表示为

$$\dot{y} = K_p \dot{x} + K_i x$$

其中 K_p 和 K_i 代表比例增益和积分增益。比值 K_p/K_i 还被称为积分时间常数。计算适当的增益值是专家的工作，它应该考虑风力机动态特性及其空气动力学特性以及主扰动力频率，还应力求达到任何情况下都稳定的控制运行点及跟踪设置点的精度与调速装置敏捷程度之间适当的平衡。

假如输出量 y 受到限制，就象这里的情况，直接实现上述等式将导致‘积分器终结’的问题。这意味着上述这种计算得出的原始输出会不断地变为积分(K_i)项的结果，即使实际的输出将约束到一个极限值上。当 y 的运动方向变化时，在它返回到极限值之前将需相当的时间，以致于最终的（受约束的）输出也开始变化。用在上述等式中附加一项 $-\Delta y/T_d$ 的办法在控制器的连续执行中来消除这种变化，其中 Δy 是藉此原始输出 y 已超出极限值的大小，而 T_d 是由用户提供的不饱和时间常数。

实际上，控制器算法通常是在一个以离散时间步长工作的数字控制器上实现的。在 *Bladed* 的模型中，控制器的连续执行是近似的表示方法，尽管离散时间步长对于近似表达通常是够快而不失是一种很好的方法。由于通过充分调整原始积分器在每个时

间步长上的输出，可以实现离散控制器的积分不饱和，但对于连续情形来说，适当的近似方法是用一个不饱和时间常数近似等于控制器的离散时间步长。

另一可选方案是理想的或者瞬时的不饱和度可通过设置不饱和时间常数为 0 的方式来进行设定。

5.7.1 增益表

因为风力机的特性，尤其是空气动力特性不是恒定的而依据运行点进而是风速会改变，因此，为了确保在所有风速情况下控制回路具有合适的特性，可能必须把控制器增益调整为运行点的一种函数。这就被称为增益时序安排，而 *Bladed* 中提供的增益时序安排模型允许任何控制回路的比例增益和积分增益按因子 $1/F$ 的比例改变，其中 F 是某个变量 V 的函数， V 是控制器能够理解的变量且在某种程度上代表着运行点。

可用的选择包括：

- $F = \text{常数}$
- $F = F(V)$ 由查验表来定义
- $F = F(V)$ 由多项式来定义，但对 F 有最小和最大极限值

变量 V 的选择取决于特定的控制回路。这里给出下列选择：

定速桨距调节控制器：

电功率，**桨距角**，风速。

变速欠额定值扭矩控制器：

电功率，发电机转速，风速，及桨距角（有桨距调节的情况）。

变速失速调节超额定值控制器：

电功率，发电机转速，风速。

变速桨距调节超额定值控制器：

电功率，发电机转速，风速，**桨距角**。

正常情况下推荐用黑体显示的变量。对变速欠额定值控制器，增益时序安排可能不是必须的。对变速失速调节超额定值控制器，无法给出一般的规则。风速增益时序安排通常不是一个实际的问题，因为难以表示测量的风速，提供该选项只是做研究用。所用的风速时轮毂处的风速，它可能不同于安装在机舱上的测风仪侧得的任何风速，尤其是对上风式风力机。

在桨距调节控制器中，推荐对桨距角进行增益时序安排，以便补偿在运行全过程中由于空气动力扭矩对桨距角的敏感性有大的变化。能够运用稳态载荷的计算来求空气动力扭矩对桨距角的偏导数，而可能设置 F 与此成正比。在许多情况中，仅仅设置 F 正比于桨距角不失为一种好的近似方法，但必须为 F 设置一个较低的极限以防在小桨距角时过分的增益

5.8 控制模式变化

变速控制器，包括失速调节和桨距调节，要求有下列模式变化：

- 速度设置点从 S1 到 S4 的变化（参考图 5.3 和 5.6）。这种情况出现在测量出的速度越过临界值 $(S1+S4)/2$ 时。由于沿着最佳叶尖速比线的控制作用在模式变化点的两边是相同的，这种模式变化是有益的，也无需滞后作用。
- 从欠额定控制到超额定控制的变化。

对失速调节情况来说，从欠额定到超额定的变化也是有益的。在图 5.3 的 GH 段中间作切换导致控制作用不立即变化。然而，在 G 和 H 重合或是非常靠近的情况下，可能需要根据风力机特性修改模式变化策略。

对桨距调节来说，变为超额定控制的情况出现在扭矩要求量在最大值（QR）上并且速度超过 S5 时（参考图 5.6）。变为欠额定控制的情况出现在桨距要求量在好的桨距（顺桨时为最小桨距，桨距辅助失速时为最大桨距）上并且速度降到 S4 以下。虽然这种策略通常是适合的，但最理想的可能是根据风力机的特性修改它。

出现在离散时间步长中的模式变化设置 0.1 秒的缺省值。

5.9 用户自定义控制器

上述控制算法可用于很广的范围。但是，这些是很基本的算法，在实际应用中，风力发电机组的控制器设计存在很多变化。

因此 *Bladed* 提供了用户自定义控制器进行动态模拟的可能。用户可通过任何编程语言编写外部控制器程序，将程序编译成可执行程序或者动态链接库的 DLL 文件（最好采用这种形式），通过定义外部控制器的界面，对模拟进行控制。象真实的控制器一样，外部控制器以离散的时间步长运行。使用此工具，*Bladed* 模拟计算可使用任何实际的控制算法，同时为新控制算法的测试提供了一个非常有用的测试手段。例如外部控制器可完成以下任务：

- 任何风力机运行过程（包括正常发电，停机、启动、空转等）中的全部或者单个叶片桨距角或变桨速度变化。
- 变速或变滑差机组电机扭矩控制
- 双速电机的切换
- 控制电机接触器，通过控制电机的开关来模拟启动和停机。
- 控制轴机械刹车，模拟停车、空转、启动、停机、发电等运行状态之间的转换。
- 控制机舱偏航来模拟闭环偏航控制方法以及启动和停机过程中的偏航策略。

用户后测详细叙述了如果编写用户自定义外部控制器的编写方法。在理想的情况下，风力机组上的实际控制器算法可与 *Bladed* 外部控制器代码共享。另一种可能的方式是通过 *Bladed* 外部控制器直接与风力机组硬件进行通讯 *Bladed* 同时还集成了一个实时运行的可选项，可把 *Bladed* 模型当作虚拟机组来对真实的控制器进行测试。

5.10 信号噪声与离散化

使用离散的外部控制器的情况下，*Bladed* 提供了在送往控制器的测得信号中 增加随机噪声得可能，并且可把信号以指定的分辨率进行离散化。

随机噪声的类型可以是 Gaussian 噪声，在这种情况下必须指定噪声的标准偏差，或者可以是巨型分布，在这种情况下应该给出半波宽度。噪声要在离散化之前加入信号中。

6. 监控

本章节包括下面几个风力机运行方式的建模：

- 启动
- 停机 (正常和紧急停机)
- 非运行状态 (叶轮锁定或者空转)
- 含轴刹车的运行状态
- 跷跷板方式
- 偏航控制

下面说明这些运行方式在模型中的标准运行方式。在闭环控制的情况下，监控系统也可通过自定义的外部控制器来实现 - 见第 5.9 章节。

6.1 Start-up

风力机启动的模拟是以叶轮在指定速度（通常为零但不是必须为零）和发电机离线开始的。在模拟的出发点假设刹车被放开（即在零时刻）。

假如可以使用叶片桨距或副翼控制，则指定初始的桨距或副翼角连同同一个常数的变化率，该值一直保持到达到规定的角度或者闭环控制器开始接管。

当达到规定的转速是发电机状态变为在线，闭环控制器开始工作。该模拟一直持续到模拟时间结束。

在使用变速风力机的情况下，在闭环控制器切入之后及在风力机完全达到正常运转状态前，可能有一个转换周期。存在两种不同的情况：

变速桨距调节：在桨距角还未达到正常的运行值（‘最佳桨距’）时而闭环控制器切入的时刻，启动时的桨距变化率则一直使用直到要么达到最佳桨距要么满足 5.7 节中启动闭环桨距控制器的条件。

变速失速调节：当闭环控制器切入时，假定最初应用的是超额定控制模式。实际上，这种假设不会影响启动，因为无论如何无论在低速风中工作点都受到二次最优- C_p 特性值的约束。

6.2 正常停机

在开始模拟后的规定时间启动正常制动。实际上，由于全面的结构与控制动态特性，如果需要的话，在功率产生模式中的正常操作假设是先于这一动作的。事实上，结构动态特性一直持续在整个模拟期间。

正常制动的标准逻辑将从制动开始的那一时刻起以规定的比率启动叶片桨距（或运动的副翼），一直持续到达到最终的桨距角。当发电功率为零（使用定速发电机的情况）或达到最小发电机转速（使用变速发电机的情况）时，发电机离线。

一旦转速下降到规定值以下，使用主轴刹车使叶轮静止下来。

这种模拟一直进行到叶轮达到静止，或如果希望的话，为了能够模拟当刹车盘停止时的瞬态载荷，使模拟持续较长的一段时间。然而，模拟的结束时间可以超过这个限度，所以对要完成的制动过程必须设置足够长的时间。

如果没有桨距控制，可以将刹车行程速度设置得高一些以便在停机过程的起始就立即使用主轴刹车。

6.4 节描述了主轴刹车本身的动态特性。

6.3 紧急停机

紧急制动是在模拟开始后的指定时间启动的。实际上，由于全面的结构与控制动态特性，如果需要的话，在功率产生模式中的正常操作假设是先于这一动作的。事实上，结构动态特性一直持续在整个模拟期间。

为模拟紧急制动，可以利用几个选项。在所有情况下，均假设在紧急制动启动时，无论是由于电网故障还是风力机的某种电气或机械故障，发电机均丢失载荷。

桨距（或副翼）的动作要么立即启动，要么在转速超过规定值之后启动。然后使用一个固定的桨距变化率直到达到最终的桨距角。为了模拟桨距轴承或传动装置的故障，规定一个或更多的叶片桨距‘固定在’指定的角度上。

要么在制动的起始要么在达到规定的超速值时，也可起用主轴刹车。6.4 节描述了主轴刹车本身的动态特性。倘若由于载荷丢失或超速而没有施加主轴刹车，则也存在一个转速，在低于它时启用主轴刹车来停机。。

这种模拟一直进行到叶轮达到静止，或如果希望的话，为了能够模拟当刹车盘停止时的瞬态载荷，使模拟持续较长的一段时间。然而，模拟的结束时间可以超过这个限度，所以对要完成的制动过程必须设置足够长的时间。

6.4 刹车动态特性

无论是正常情况还是紧急制动，在使用主轴刹车时，不可能即刻得到充足的刹车力矩，而要经历一段时间才形成。这种力矩的形成过程能够模型化为一种力矩对时间的线性关系，也可以通过制定一个查验表给出所达到的力矩与时间的函数关系。

6.5 空转与停机模拟

为了模拟在空转和停机中的状态，指定一个固定桨距角，发电机离线，并且无桨距控制动作。在停置叶轮的情况下，使用主轴刹车，同时必须指定叶轮的方位角。以叶片 1 在最高点位置为零度来度量方位角。

事实上，所有已说明的结构动力学问题都将出现在这些模拟其间。其中也考虑到了如果主轴力矩超过规定的刹车力矩，在停机模拟期间主轴刹车打滑的可能性。

6.6 偏航控制

6.6.1 主动偏航

主动偏航的运动可用以下两种方式之一来规定：

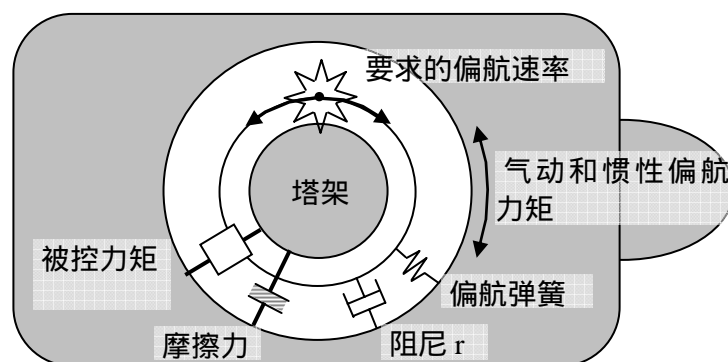
1. 规定一种定速动作，在所有模拟中该动作启动于一给定点。这代表着一种在标称机舱位置上的变化，它以规定的角速度转过一给定的角度。
2. 一种用户定义控制器可用来指定偏航速率或在任何时间偏航的传动力矩-见 5.8 节。

如果主动偏航用于控制偏航速率，其效果是以规定的方式改变了‘要求的机舱转角’。实际的机舱转角取决于偏航动力学——见下一节。

6.6.2 偏航动态特性

定义偏航动力学可用三种选项：

1. 刚性偏航：实际的机舱转角 ϕ 准确地随动‘要求的机舱转角’ ϕ_0 。
2. 柔性偏航：通常是在偏航驱动系统中，给出一确定的柔性值，以致于实际的机舱转角 ϕ 不能准确地随动‘要求的机舱转角’ ϕ_0 。当要求的机舱转角没有任何作用时，便出现自由偏航这种极端情况。
3. 受控偏航扭矩：只有用外部控制器来定义偏航驱动扭矩的要求才用到该选项。



偏航控制类型	要求的偏航速率	偏航弹簧和阻尼	摩擦力	被控扭矩
无	No	No	No	No
刚性	Yes	No	No	No
柔性	Yes	Yes	Yes	No

被控力矩

No

No

Yes

Yes

在柔性偏航或自由偏航的情况下，可以指定偏航阻尼 D_y 。这就确定了与偏航运动方向相反的扭矩 Q_d ，如下式

$$Q_d = D_y (\dot{\phi}_0 - \dot{\phi})$$

在柔性偏航的情况下，可以指定偏航弹簧或者为线性弹簧，或者为液压蓄能器系统，后者常常用于在液压偏航驱动中提供柔性。在偏航马达的每一侧带有一个蓄能器（或一组蓄能器）的液压系统假定有双重作用。蓄能器中的气压还提供与运动反向的扭矩。如果名义气体容积为 V_0 而偏航马达每侧的即时气体容积为 v_1 和 v_2 ，那么反向扭矩 Q_k 由下式给出

$$Q_k = KP_0 \left(\left[\frac{V_0}{v_1} \right]^\gamma - \left[\frac{V_0}{v_2} \right]^\gamma \right)$$

其中 $v_1 = V_0 + F(\phi - \phi_0)$ 与 $v_2 = V_0 - F(\phi - \phi_0)$ 而 P_0 是液压系统中的平衡压力。常量 K 定义了偏航轴承上发出的扭矩与穿过偏航马达的压力差之间的关系，而 F 定义的是流过偏航马达的油量与偏航轴承上作为结果的角运动之间的关系。 γ 是气体定律常数： $PV^\gamma = RT$ 。置 $\gamma = 1$ 就确定了在蓄能器中的等温条件。

6.7 Teeter restraint

尽管没有严格的监控控制功能，但是 *Blade* 提供对于跷跷板型叶轮的控制模型。该模型允许随着跷跷板的角变化，恢复力矩成线性变化，但同时也允许自由摇摆范围以及初始的预载荷。如图 6.1 中定义了相关参数。同时还允许线性阻尼，可给定随摆角变化的附加扭矩。

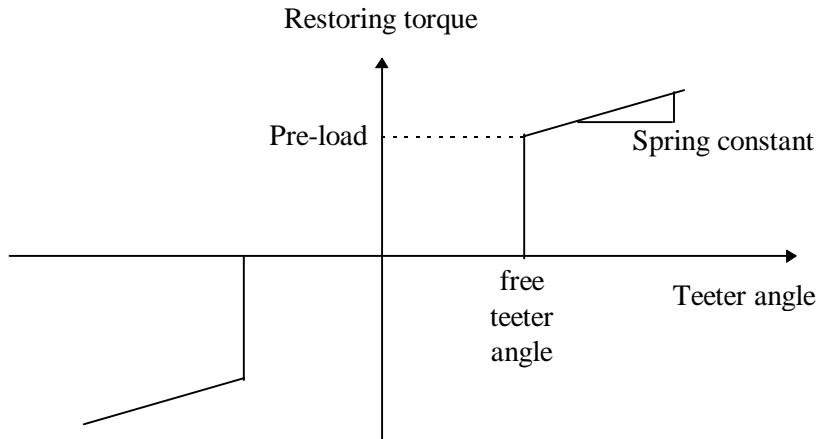


Figure 6.1: Teeter restraint model

图 6.1 跷跷板控制模型

7. 风的建模

7.1 建立风的模型

可以用多种方式来确定作用于风力机的风场。为了简化计算，假设风速始终是衡定的，这样观察叶轮上的任何一点，都具有同样的风速。然而对于更详细的计算来说，重要的是能够对风速和风向定义空间和时间变量

风场的稳态空间特性可能包括下列要素的任意组合；

- **风剪切：**风速随着高度变化。
- **塔影效应：**在风机塔架附近风流的畸变。
- **上风向风轮的尾流：**风轮完全或部分在其他的正在运行的上风向风轮的尾流中。

还必须规定风向，该风向不但要以机舱正对着的方向为基准(为定义偏航误差)，还要以水平面为基准(为定义上升气流角)。对于运行在丘陵地区的风力机，后者的效果可能会更重要。

为了模拟，同样重要的是能够定义风速和风向如何随时间而变化。以下提供了可供选择的模型：

- **定速风：**不随时间变化。
- **单点关系曲线：**完全与整个叶轮耦合的风速与风向时间关系函数规定为时间的二维表。在时间点之间采用线性插值。
- **3 维湍流风：**该选项通过定义现实大气层紊流的频谱和空间相干特性表达式运用应用 3 维紊流风场。在正常条件下，该选项将给出载荷与性能的最真实的预报。
- **IEC 瞬变风：**该选项应用由国际电工委员会定义的 IEC 1400-1 标准 [7.1, 7.7] 中的风速和风向瞬变。其目的是为了评估特殊情况下的载荷，如在激烈的狂风作用下的情形。
-

7.1 风剪切

风剪切是稳定状态的平均风速随着高度的变化。这里提供可供选用的两个模型，用来建立距地面高度为 h 处的风速 $V(h)$ 与在某个参考高度 h_0 处风速 $V(h_0)$ 的关系。

7.1.1 指数模型

该模型用风剪切指数 α 来定义：

$$V(h) = V(h_0) \left(\frac{h}{h_0} \right)^\alpha$$

指定指数为 0 时将导致风速不随高度而变化。

7.1.2 对数模型

该模型用地面粗糙度 z_0 来定义：

$$V(h) = V(h_0) \left(\frac{\log(h / z_0)}{\log(h_0 / z_0)} \right)$$

7.2 塔影效应

塔影定义了由于风力机塔架的存在而导致的稳态平均风场的畸变。可用三种不同的模型：用于上风式的潜流模型，用于下风式的经验塔尾迹模型和组合模型，后者在叶轮偏航进出下风影区域时是有用的。

7.2.1 潜流模型

这个模型适合于运行在塔架上风的叶轮。塔上风的纵向风速分量 (V_0) 用一个假设来修正，该假设认为在一个直径为 $D = F \cdot D_T$ 的圆柱状周围层流是不可压缩的，这里 D_T 是要计算塔影的高度处的塔架直径，而 F 是由用户提供的塔径修正因子。对于塔中心线前方距离为 z 与穿过该中心线的风向量的边相距为 x 的一点来说，风速 V 由下式给出：

$$V(x, z) = A V_0$$

其中

$$A = 1 + \left(\frac{D}{2} \right)^2 \frac{(x^2 - z^2)}{(x^2 + z^2)^2}$$

倘若这一点的方位角在从底部静止中心相对于轮毂中心在 $\pm 60^\circ$ 之间，上式即成立。对于在顶部静止中心 $\pm 60^\circ$ 范围的方位角内，假设 $V(x, z) = V_0$ 并且为了确保这两个区域平滑过渡，对所有其它方位，把因子 A 修正成 $A(0.5 - \cos(\phi)) + (0.5 + \cos(\phi))$ ，其中 ϕ 为叶片方位角的位置。

7.2.2 经验模型

对于下风式运行的风轮，根据 Powles [7.2]利用余弦钟形塔尾迹所做的工作，提供了经验式模型。对于塔中心线前方距离为 z 与穿过该中心线的风向量的边相距为 x 的一点来说，风速 V 由下式给出：

$$V(x, z) = AV_0$$

其中

$$A = 1 - \Delta \cos^2 \left(\frac{\pi x}{2WD_T} \right)$$

适合于方位角在底部静止中心线的 $\pm 60^\circ$ 范围。关于其它方位角，应用与在潜流模型中一样的修正方式，见 7.2.2。这里 Δ 是在尾迹中心处作为局部风速一部分的最大速度差，而 W 是作为局部塔径 D_T 一部分的塔影宽度。对于给定的下风式距离，这些量有定义，也可表示为 D_T 的一部分。对于其它的距离， W 增大，则 Δ 随着距离的平方根减小。

7.2.3 组合模型

组合模型只是在塔的前部和侧边应用潜流模型，而在下风点处无论用其它哪一个模型均有较大的不足。为了确保过渡平缓，在任何小区域内使用两个模型中 A 因子积，在这些小区域内由潜流模型给出加速流，而由经验式模型给出速度差。

7.3 上风向风力机尾流

如果假设正在建模的风力机叶轮整个或部分地放置在正在运行的另一个上风式风力机的尾流中，则对由该尾流导致的稳态平均风廓提供了一个模型来定义其修正。

高斯轮廓被用来描述上流式风力机的尾迹。在距离尾流中心线 r 处（它可能是距轮毂位置的偏移量）的局部速度如下所示：

$$V = V_0 \left(1 - \Delta e^{-\frac{r^2}{2W^2}} \right)$$

此处 V_0 是未扰风速， Δ 是速度逆差，而 W 是尾流的宽度（从产生差值处的尾流中心线到 $\exp(-0.5)$ 倍的中心线值的距离）。

有两个选项来定义速率逆差 Δ 和尾流宽度 W 。可以直接定义，或者由 **Bladed** 指定的上风向风力机特性计算得出。对于后者，则采用涡流粘性尾流模型来模拟，该模型由 Ainslie [7.8,7.9]开发，并且将在下面的章节中详细说明。

7.3.1 上风向风力机尾流的涡流粘性尾流模型

涡流粘性尾流模型是速度逆差流场的计算，计算方法是采用轴对称坐标系下的 Navier Stokes 方程的薄剪切层方程解。涡流粘性尾流模型自动遵守尾流中的质量和动量守恒。涡流粘性，均匀地穿过每一个下游尾流截面，用于建立窄剪切方程中地切应力项与速度逆差梯度之间地关系。中间流场可通过入流与尾流逆差流场的线性叠加获得。涡流粘性尾流模型中的尾流轮廓示意图如图 7.1 所示。

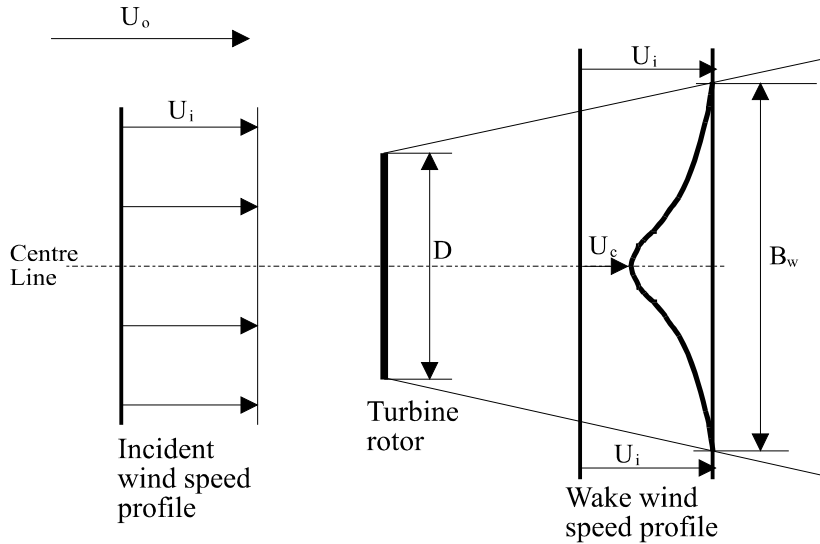


图 7.1:涡流粘性模型采用的尾流剖面图

含有雷诺应力与粘性项跌落[7.10]的 Navier Stokes 方程如下：

$$U \frac{\partial U}{\partial x} + V \frac{\partial U}{\partial r} = \frac{-1}{r} \frac{\partial (r u v)}{\partial r}$$

湍流粘度概念用于描述剪切应力，该剪切应力中包含的涡流粘度[7.11]：

$$\varepsilon(x) = L_m(x) \cdot U_m(x)$$

和

$$-uv = \varepsilon \frac{\partial U}{\partial r}$$

L_m 和 U_m 分别是合适的湍流长度和速度，他们是下游流场距离 x 的函数，但是独立与变量 r 。长度与尾流宽度 B_w 成正比，速度与通过剪切层的差值 $U_i - U_c$ 成正比。

这样剪切应力 uv 可表达为涡流粘度的一个项。控制微分方程求解为：

$$U \frac{\partial U}{\partial x} + V \frac{\partial U}{\partial r} = \frac{\varepsilon}{r} \frac{\partial (r \partial U / \partial r)}{\partial r}$$

由于环绕湍流的影响，尾流中的涡流粘度无法单独通过剪切贡献完整表示出来。the eddy viscosity in the wake can not be wholly described by the shear contribution alone. 因此引入了环绕湍流项，由得到完整的涡流粘度[7.12]：

$$\varepsilon = FK_1 B_w (U_i - U_c) + \varepsilon_{amb}$$

其中滤波函数 F 是近尾流条件情况下使用的一个因子。引入过滤方程 可以用于建立尾流混合情况下的湍流。无量纲的常数 K_1 是整个流场的常数，其值为 0.015。

环绕涡流粘度项可用 Ainslie [7.12]推荐的如下方程计算得出：

$$\varepsilon_{amb} = F \cdot K_k^2 \cdot I_{amb} / 100$$

K_k 是 von Karman 常数，取值 0.4。基于 Taylor 做出的模型和测量数据的比较[7.13]，滤波函数 F 可唯一确定。

中心线速率逆差 D_{mi} 可在尾流模型（两个下游流场直径）开始时进行计算，计算采用推荐的经验公式 [7.12]：

$$D_{mi} = 1 - \frac{U_c}{U_i} = C_t - 0.05 - [(16C_t - 0.5)I_{amb}/1000]$$

假定 Gaussian 风轮廓和动量守恒，则得到逆差 D_m 与宽度参数 B_w 之间的关系式如下：

$$B_w = \sqrt{\frac{3.56C_t}{8D_m(1 - 0.5D_m)}}$$

用以上方程，可计算得出风力机远方 $2D$ 下游流场的平均涡流粘度。然后这些方程可计算出更远的流场的中心线逆差和宽度参数。

假定采用 Gaussian 风轮廓，距尾流中心线距离 r 处的速度逆差可由下式计算得出：

$$D_{m,r} = \exp\left(-3.56\left(\frac{r}{B_w}\right)^2\right)$$

因此得到 *Bladed* 中尾流宽度 W 为：

$$W = B_w \sqrt{\frac{0.5}{3.56}}$$

7.3.2 尾流中的湍流

如果使用涡流粘度尾流模型，还可能计算由于尾流引起的附加湍流。附加湍流采用由 Quarton 和 Ainslie 开发的经验公式[7.14]计算。该经验公式可定义尾流中的附加湍流为环境湍流 I_{amb} ，风力机推力系数 C_t ，下游流场与叶轮平面距离 x 和近尾流长度 x_n 的函数。这个经验公式后来由 Hassan [7.15] 进行了修正以提高预测精度，最终得到表达式如下：

$$I_{add} = 5.7 C_t^{0.7} I_{amb}^{0.68} (x / x_n)^{-0.96}$$

其中所有的湍流强度以百分比表示。采用附加湍流值和入射环境湍流的值，尾流中任何风力机位置的湍流强度 I_{tot} 可由下式进行计算：

$$I_{tot} = \sqrt{I_{amb}^2 + I_{add}^2}$$

近尾流长度 x_n 可根据 Vermeulen 等人的方法[7.16,7.17]进行计算：按叶轮直径 R 和推力系数 C_t 表达为

$$x_n = \frac{n r_0}{\left(\frac{dr}{dx}\right)}$$

其中

$$r_0 = R \sqrt{\frac{m+1}{2}}$$

$$m = \frac{1}{\sqrt{1-C_t}}$$

$$n = \frac{\sqrt{0.214 + 0.144m} (1 - \sqrt{0.134 + 0.124m})}{(1 - \sqrt{0.214 + 0.144m}) \sqrt{0.134 + 0.124m}}$$

dr/dx 尾流增长率

$$\frac{dr}{dx} = \sqrt{\left(\frac{dr}{dx}\right)_\alpha^2 + \left(\frac{dr}{dx}\right)_m^2 + \left(\frac{dr}{dx}\right)_\lambda^2}$$

$$\left(\frac{dr}{dx}\right)_\alpha = 2.5 I_0 + 0.005 \text{ 对环境湍流的增长率贡献，}$$

$$\left(\frac{dr}{dx}\right)_m = \frac{(1-m)\sqrt{1.49+m}}{(1+m)9.76} \text{ 是切向湍流贡献，}$$

$$\left(\frac{dr}{dx} \right)_\lambda = 0.012 B \lambda \text{ 是机械湍流贡献, 其中 } B \text{ 是叶片数, } \lambda \text{ 为尖速比。}$$

7.4 瞬变风

各种不同形式的瞬变风速和风向可能对上述 7.1 到 7.3 节中的空间变量有双重影响。

7.4.1 单点时间关系函数

在所定义的参考高度，一种对照表可以用来提供作为时间函数的风速和风向。在时间点之间使用线性插值法取值。对空间任何特殊的点，其风速则被乘以如上所定义的风切变、塔影与上风式风力机尾迹修正因子。

7.4.2 3D 湍流风

用现实中大气层紊流的统计特性表达形式，可以产生一种 3 维紊流风场。7.5 节描述了这种紊流是如何产生的。它由无量纲风速偏差组成，定义为 $\delta = (V - V_0)/V_0$ 其中 V_0 为平均风速， I 为矩形栅格点处的紊流强度，该矩形在铅垂方向和横向（横穿风的方向）要足以大到包含叶轮扫略面积，而在纵向要足够长，以达到模拟整个风场以平均风速经过叶轮时所期望的长度。在任何栅格点处，沿长度方向的位置均被及时计算。在铅垂方向和横向上的位置的计算则取决于叶轮上特殊点在那个时刻的半径（ r ）和方位角（ ϕ ），然后用 3 维线性插值的方法计算出适当的风速偏差 δ 。实际的风速则由下式给出

$$V(r, \phi, t) = V_0 F_{s0} (F_s + I \cdot \delta(r, \phi, t)) \cdot F_T \cdot F_W$$

其中

F_{s0} 是由参考高度（对平均风速 V_0 ）到轮毂高度的风切变因子，

F_s 是从轮毂高度到点 (r, ϕ) 的风切变因子，

F_T 是对点 (r, ϕ) 的塔影因子，而

F_W 是对点 (r, ϕ) 的上风式风力机尾迹因子。

7.4.3 IEC 瞬变过程

为了风力机系统的安全，在国际标准中定义的风速、风切变和风向的瞬变 IEC 1400-1 [7.1, 7.7] 能用 *Bladed* 模拟。下列各个参量的瞬变能被单独模拟，每个都具有自己的参数值：

- 风速
- 风向
- 水平切变（从叶轮的一侧到另一侧风速的线性变化）
- 垂直切变（从叶轮的底部到顶部）

每个参量可能或者是半波瞬变状态或者可能是全波瞬变状态。该标准的第二版[7.7]中定义的瞬变是带有复杂形状的正弦曲线。需要在各个瞬变中定义的参数是初始值 Y_0 ，起始时间 t_0 ，持续时间 T ，振幅 A 。这些参数在图 7.1 中有解释。

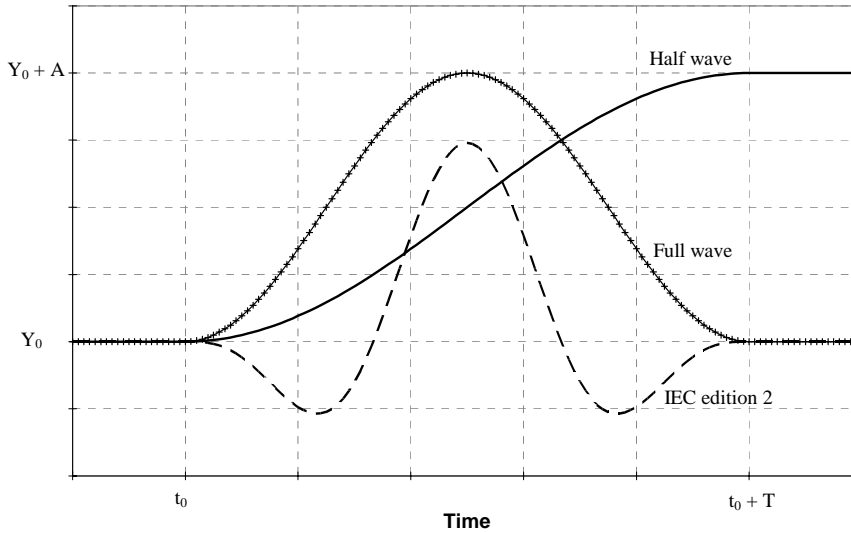


图 7.2: IEC 正弦瞬变风的定义

半径 r 米处的, 方位角 ϕ 和时间 t 的关系如下:

$$V(r, \phi, t) = (V_0 F_{s0} F_s + V_{trans}) \cdot F_T \cdot F_W$$

其中 V_0 是在参考高度处的初始风速, V_{trans} 为风速和水平与垂直切变瞬变组合的结果, 其余的参数同在 7.4.2. 节中的定义。

7.5 三维湍流模型

在 *Bladed* 中采用的风况模拟方法是基于 Veers [7.3] 所描述的方法。叶轮平面被矩形栅格点所覆盖, 对每个栅格点, 均以这样的方式产生分离的时间关系曲线, 即每条时间关系曲线都具有正确的单点风紊流频谱特性, 而每对时间关系曲线均有正确的交叉频谱或相关特性。

采用这样一种紊流风场进行计算将考虑叶轮受载中至关重要的‘涡流切片’传递, 这种传递是从低频到与转动速度及其谐波函数相关的频率。而这个‘涡流切片’穿过风的紊流结构与转动叶片切片相关的, 它是疲劳载荷的重要来源。

原则上, 能够从任何用户指定自频谱密度和空间交叉相关特性来产生风速时间关系曲线。已经提供两个可选的不同的大气紊流模型, 这便是 von Karman 模型和 Kaimal 模型。尽管这两个模型的自频谱和交叉频谱密度函数的形式稍有不同, 但它们被普遍认同为真实大气紊流的良好表达。只是 von Karman 模型既可用于产生紊流的纵向分量也可在需要时用于产生所有的三维分量。von Karman 模型的两个版本均可使用: 在 [7.4] 中给出并在 7.5.1 节描述的基本模型与在 7.5.2 节中描述的改进模型, 后者是建立在更多的最新资料 [7.5, 7.6]。

Bladed 中的 Kaimal 模型仅仅给出了紊流的纵向分量。

当然, 应当记住的是所有这类模型都趋向于大量地建立在对平原地带站点的观察上。

7.5.1 基本 von Karman 模型

根据 von Karman 模型，对于紊流纵向分量的自频谱密度，具有下列关系[7.4]

$$\frac{nS_{uu}(n)}{\sigma_u^2} = \frac{4\tilde{n}_u}{(1 + 70.8\tilde{n}_u^2)^{5/6}}$$

其中 S_{uu} 风速变化的自频谱， n 为变化的频率， σ_u 为风速变化的标准差，而 \tilde{n}_u 为无量纲频率参数，由下式得到：

$$\tilde{n}_u = \frac{n^x L_u}{U}$$

这里 $^x L_u$ 为纵向紊流的长度比例，而 U 为平均风速。

如果选用了三维模型，则对于横向(v)与竖向(w)分量的对应频谱为：

$$\frac{nS_{ii}(n)}{\sigma_i^2} = \frac{4\tilde{n}_i(1 + 755.2\tilde{n}_i^2)}{(1 + 282.3\tilde{n}_i^2)^{11/6}}$$

其中

$$\tilde{n}_i = \frac{n^x L_i}{U}$$

并且 i 或者为 v 或者为 w 。

与 von Karman 频谱方程有关的是一个解析表达式，该表达式是关于特定区域上风速波动的交叉相互关系，该特定区域在空间和时间上是分离的，并源于泰勒的冻结紊流假说。因此对被正交于风速方向的距离 Δr 分离的点的纵向分量来说，相干性 $C_u(\Delta r, n)$ （被定义为由自频谱划分的交叉频谱的幅度）为：

$$C_u(\Delta r, n) = 0.994(A_{5/6}(\eta_u) - \frac{1}{2}\eta_u^{5/3}A_{1/6}(\eta_u))$$

这里 $A_j(x) = x^j K_j(x)$ 其中 K 为由 Bessel 函数修改的分级顺序，且有

$$\eta_u = 0.747 \frac{\Delta r}{L_u(\Delta r, n)} \sqrt{1 + 70.8 \left(\frac{nL_u(\Delta r, n)}{U} \right)^2}$$

本地长度比例 $L_u(\Delta r, n)$ 被定义为：

$$L_u(\Delta r, n) = 2 \text{ MIN}(1.0, 0.04n^{-2/3}) \sqrt{\frac{(^y L_u \Delta y)^2 + (^x L_u \Delta z)^2}{\Delta y^2 + \Delta z^2}}$$

其中 Δy 与 Δz 为间隔 Δr 的横向与竖向分量, yL_u 和 zL_u 是对紊流的纵向分量的横向和竖向长度比例。

对于横向与竖向分量, 对应的方程为:

$$C_i(\Delta r, n) = \frac{0.597}{2.869\gamma_i^2 - 1} \left[4.781\gamma_i^2 A_{5/6}(\eta_i) - A_{11/6}(\eta_i) \right]$$

其中

$$\eta_i = 0.747 \frac{\Delta r}{L_i(\Delta r, n)} \sqrt{1 + 70.8 \left(\frac{nL_i(\Delta r, n)}{U} \right)^2}$$

及

$$\gamma_i = \frac{\eta_i L_i(\Delta r, n)}{\Delta r}$$

下标 $i = v$ 或 w .

在这种情况下, 本地长度比例由下式给出:

$$L_v(\Delta r, n) = 2 \text{ MIN}(1.0, 0.05n^{-2/3}) \sqrt{\frac{({}^yL_v \Delta y / 2)^2 + ({}^xL_v \Delta z)^2}{\Delta y^2 + \Delta z^2}}$$

及

$$L_w(\Delta r, n) = 2 \text{ MIN}(1.0, 0.2n^{-1/2}) \sqrt{\frac{({}^yL_w \Delta y)^2 + ({}^xL_w \Delta z / 2)^2}{\Delta y^2 + \Delta z^2}}$$

这里假设三个紊流分量是相互独立的。尽管在实践中雷诺应力可能于近地处在纵向与竖向分量之间带来少许的相关, 但这种假设仍是合理的。

7.5.2 改进的 von Karman 模型

改进的 von Karman [7.5] 模型试图校正基本模型在高度为 150 米以下时的缺陷。紊流的纵向分量的自频谱密度由下式给出:

$$\frac{nS_{uu}(n)}{\sigma_u^2} = \beta_1 \frac{2.987\tilde{n}_u / a}{\left(1 + (2\pi\tilde{n}_u / a)^2\right)^{5/6}} + \beta_2 \frac{1.294\tilde{n}_u / a}{\left(1 + (\pi\tilde{n}_u / a)^2\right)^{5/6}} F_1$$

其中 S_{uu} 为风速变化的自频谱, n 是变化的频率, σ_u 风速变化的标准差, \tilde{n}_u 是由下式给出的无量纲频率参数:

$$\tilde{n}_u = \frac{n {}^xL_u}{U}$$

这里 xL_u 为 纵向紊流的长度比例，而 U 为平均风速。

如果选用 3 分量模型，则对应于横向(v)分量和竖向(w)分量的频谱为：

$$\frac{nS_{ii}(n)}{\sigma_i^2} = \beta_1 \frac{2.987(1 + (8/3)(4\pi\tilde{n}_i/a)^2)(\tilde{n}_i/a)}{(1 + (4\pi\tilde{n}_i/a)^2)^{11/6}} + \beta_2 \frac{1.294\tilde{n}_i/a}{(1 + (2\pi\tilde{n}_i/a)^2)^{5/6}} F_2$$

其中

$$\tilde{n}_i = \frac{n {}^xL_i}{U}$$

并且 i 或为 v 或为 w 。

五个另外的参数 a, β_1, β_2, F_1 and F_2 定义如下：

$$\begin{aligned} F_1 &= 1 + 0.455 \exp[-0.76(\tilde{n}_u/a)^{-0.8}] \\ F_2 &= 1 + 2.88 \exp[-0.218(\tilde{n}_i/a)^{-0.9}] \\ \beta_2 &= 1 - \beta_1 \\ \beta_1 &= 2.357a - 0.761 \\ a &= 0.535 + 2.76(0.138 - A)^{0.68} \end{aligned}$$

其中

$$A = 0.115[1 + 0.315(1 - z/h)^6]^{2/3}$$

这里 z 相对于地面的高度，而 h 是由下式得到的周边层高度：

$$\begin{aligned} h &= u^* / (6f) \\ f &= 2\Omega \sin(|\lambda|) \quad (\text{Coriolis 参数: } \Omega \text{ 是地球转动的角速度, } \lambda \text{ 是纬度}) \\ u^* &= (0.4U - 34.5f.z) / \ln(z/z_0) \\ z_0 &= \text{表面粗糙程度} \end{aligned}$$

选择同样的 z, z_0, U 和 λ ，紊流的三个分量的紊流强度如下：

$$\begin{aligned} \eta &= 1 - 6f.z / u^* \\ p &= \eta^{16} \\ \sigma_u &= \frac{7.5\eta(0.538 + 0.09 \ln(z/z_0))^p u^*}{1 + 0.156 \ln(u^* / f.z_0)} \end{aligned}$$

$$I_u = \sigma_u / U \quad (\text{纵向紊流强度})$$

$$I_v = I_u \left(1 - 0.22 \cos^4 \left(\frac{\pi z}{2h} \right) \right) \quad (\text{横向紊流强度})$$

$$I_w = I_u \left(1 - 0.45 \cos^4 \left(\frac{\pi z}{2h} \right) \right) \quad (\text{竖向紊流强度})$$

尽管为了任一特殊的模拟用户可能更改它们。

九个紊流长度比例也被定义如下：

$$\begin{aligned} {}^x L_u &= \frac{A^{1.5} (\sigma_u / u^*)^3 z}{2.5 K_z^{1.5} (1 - z/h)^2 (1 + 5.75z/h)} \\ {}^y L_u &= 0.5 {}^x L_u \left(1 - 0.46 \exp(-35(z/h)^{1.7}) \right) \\ {}^z L_u &= 0.5 {}^x L_u \left(1 - 0.68 \exp(-35(z/h)^{1.7}) \right) \\ {}^x L_v &= 0.5 {}^x L_u (\sigma_v / \sigma_u)^3 \\ {}^x L_w &= 0.5 {}^x L_u (\sigma_w / \sigma_u)^3 \\ {}^y L_v &= 2 {}^y L_u (\sigma_v / \sigma_u)^3 \\ {}^z L_v &= {}^z L_u (\sigma_v / \sigma_u)^3 \\ {}^y L_w &= {}^y L_u (\sigma_w / \sigma_u)^3 \\ {}^z L_w &= 2 {}^z L_u (\sigma_w / \sigma_u)^3 \end{aligned}$$

其中

$$\begin{aligned} K_z &= 0.19 - (0.19 - K_0) \exp[-B(z/h)^N] \\ K_0 &= 0.39 / R^{0.11} \\ B &= 24 R^{0.155} \\ N &= 1.24 R^{0.008} \\ R &= \frac{u^*}{f \cdot z_0} \end{aligned}$$

与 von Karman 频谱方程有关的是一个解析表达式，该表达式是关于特定区域上风速波动的交叉相互关系，该特定区域在空间和时间上是分离的，并源于泰勒的冻结紊流假说 [7.6]。因此对被正交于风速方向的距离 Δr 分离的点的纵向分量来说，相干性 $C_u(\Delta r, n)$ （被定义为由自频谱划分的交叉频谱的幅度）为：

$$C_u(\Delta r, n) = 0.994 (A_{5/6}(\eta_u) - \frac{1}{2} \eta_u^{5/3} A_{1/6}(\eta_u))$$

这里 $A_j(x) = x^j K_j(x)$ ，其中 K 为由 Bessel 函数修改的分级顺序，且

$$\eta_i = \sqrt{\left(\frac{0.747 \Delta r}{2L_i}\right)^2 + \left(c \frac{2\pi m \Delta r}{U}\right)^2} \quad \text{对于 } i = u$$

本地长度尺度 $L_u(\Delta r, n)$ 被定义为：

$$L_u(\Delta r, n) = \sqrt{\frac{({}^yL_u \Delta y)^2 + ({}^xL_u \Delta z)^2}{\Delta y^2 + \Delta z^2}}$$

而

$$c = \max(1.0, \frac{1.6(\Delta r / 2L_u)^{0.13}}{\eta_0^b})$$

以及

$$b = 0.35(\Delta r / 2L_u)^{0.2}$$

与

$$\eta_0 = \sqrt{\left(\frac{0.747 \Delta r}{2L_u}\right)^2 + \left(\frac{2\pi m \Delta r}{U}\right)^2}$$

Δy 与 Δz 为间隔 Δr 的横向与竖向分量， yL_u 和 xL_u 是对紊流的纵向分量的横向和竖向长度比例。

对于横向分量与竖向分量，相应的方程为：

$$C_i(\Delta r, n) = \frac{0.597}{2.869\gamma_i^2 - 1} \left[4.781\gamma_i^2 A_{5/6}(\eta_i) - A_{11/6}(\eta_i) \right] \quad \text{对于 } i = v, w$$

其中 η_i 如上所定义， $i = v, w$ ，且

$$\gamma_i = \frac{\eta_i 2L_i(\Delta r, n)}{\Delta r}$$

在这种情况下，本地长度比例由下式给出：

$$L_v(\Delta r, n) = \sqrt{\frac{({}^yL_v \Delta y / 2)^2 + ({}^xL_v \Delta z)^2}{\Delta y^2 + \Delta z^2}}$$

和

$$L_w(\Delta r, n) = \sqrt{\frac{({}^yL_w \Delta y)^2 + ({}^xL_w \Delta z / 2)^2}{\Delta y^2 + \Delta z^2}}$$

这里假设三个紊流分量是相互独立的。尽管在实践中雷诺应力可能于近地处在纵向与竖向分量之间带来少许的相关，但这种假设仍是合理的。

7.5.3 Kaimal 模型

按照 Kaimal 模型，湍流纵向分量的自谱密度为：

$$\frac{nS_{uu}(n)}{\sigma_u^2} = \frac{4\tilde{n}_u}{(1 + 6.0\tilde{n}_u)^{5/3}}$$

其中 S_{uu} 是风速变化的自谱密度， n 是变化频率， σ_u 是风速变化的标准偏差， \tilde{n}_u 是无量纲频率参数，由下式计算得出：

$$\tilde{n}_u = \frac{n L_1}{U}$$

其中 $L_1 = 2.329^x L_u$ ， $^x L_u$ 是湍流的长度， U 是平均风速。

采用与 Kaimal 模型相关联的一个更简单的相关模型。注意事项同样见 7.5.1。其相关关系如下：

$$C(\Delta r, n) = \exp \left(-8.8 \Delta r \sqrt{\left(\frac{n}{U} \right)^2 + \left(\frac{0.12}{L(\Delta r, n)} \right)^2} \right)$$

引入三分量 Kaimal 模型与 IEC 标准 1400-1 第 2 版 [7.1] 相兼容。尺度参数 A_I 通过下列关系定义了湍流特性，

$$^x L_u = 8.1 A_I, \quad ^x L_v = 2.7 A_I, \quad ^x L_w = 0.66 A_I$$

$$\tilde{n}_i = \frac{n^x L_i}{U} \quad i = u, v, w$$

$$\frac{nS_{ii}(n)}{\sigma_i^2} = \frac{4\tilde{n}_i}{(1 + 6.0\tilde{n}_i)^{5/3}}$$

对于长度方向分量

$$C(\Delta r, n) = \exp \left(-H \Delta r \sqrt{\left(\frac{n}{U} \right)^2 + \left(\frac{0.12}{L_c} \right)^2} \right)$$

其中相关衰减常数 $H = 8.8$ ，相关尺度因子 $L_c = 3.5 A_I$ 。标准中没有定义其他两个分量的相关性，因此采用以下表达式：

$$C(\Delta r, n) = \exp \left(-H \Delta r \frac{n}{U} \right)$$

对于预期推出的 IEC 标准第 3 版，这里进一步引入了另一个选择项，在该选项项中，参数 xL_u , xL_v , xL_w 和 L_c 能够分别进行设定，以此方式代替参数 A_1 的设定，并且参数 H 也能有用户指定。

7.5.4 在模拟中应用 3 维紊流风场

当将这些紊流风场用于风力机模拟时，应该注意下列各点：

- 风场的长度 L_{wind} 必须足够，以保证模拟的实现。当以 U m/s 的平均风速模拟 T 秒时， L_{wind} 必须至少为 $UT + D$ 米，其中 D 为风轮直径 (需要增加额外的直径以防风轮相对于平均风向偏航)。另一个选择是允许风流场在其末尾进行循环，也就是在末尾重新开始这算风流场。这样可实现任意时长的模拟。
- 风场的宽度与高度显然必须足以包络整个叶轮，也即至少等于叶轮直径。同时风场也要足够高以包容叶轮和塔架。
- 采用的横向和垂直方向的栅格点数量应足以获得叶轮平面内风速变化的采样。栅格点间隔 6 - 7 米应该能够满足此要求。生成风文件花费的时间与栅格点数成四次方关系，因此不可取过多的栅格点数。在风向方向，采用 10HZ 的分辨率可以满足要求。对于认证计算，认证机构将在指南中指定该值。
- 如果模拟仅用部分湍流时间历程，所使用部分的湍流强度与平均风速可能与整个时间历程的值不一样，因此可能不适用于所要求的平均风速与湍流强度，因为风文件假定用户使用了完整的风模型。同时注意风向方向的采样点数必须是数字的平方以提高计算效率，由于快速傅立叶变换将用到这个数字。如果不是平方数，则长度方向的采样间隔将自动减小。
- 同样湍流特征的不同时间历程风模型可通过改变随机数种子获得。
- 7.4.3 中叙述的正弦半波或者全波风向瞬变可添加入湍流流场中。这主要用于仅有长度方向分量的湍流场，以此方式来保证模拟过程中的偏航误差的发生。采用三分量湍流流场则要给出符合实际情况的偏航误差变化。

8. 波浪和水流的建模

对于海上型风机来说，塔架所承受的疲劳载荷和极限载荷很大程度上取决于作用在塔架基础上的波浪和水流。特别是对疲劳载荷计算来说，将风和波浪计算偶合起来是重要的，因此气动力和水动力阻尼的合作用中和了塔架的位移。

对疲劳载荷计算来说，*Bladed* 在线性空想理论基础上引入了一系列不规则的波浪。这些波浪的幅值和频率由用户根据能量谱密度函数定义，函数有可能是下列之一：

- 标准的 JONSWAP / Pierson-Moskowitz 函数，或
- 用户定义函数。

对极限载荷计算来说，可以定义一个规则的波浪系列。波浪的动能用流线函数理论计算。

8.1 塔架和基础模型

海上型风机大多数安装在近海岸，水深范围在 5m 到 25m 之间，*Bladed* 假定塔架是以简单的单杆形式固定在海床上的，如图 8.1 所示。塔架可被定义为在全水深之上 (图 8.1a) 或在刚性基础之上 (图 8.1b)。在这两种情况下，风机结构都被认为可以被水波穿透的，即塔架和基础相对波长来说是微小的。

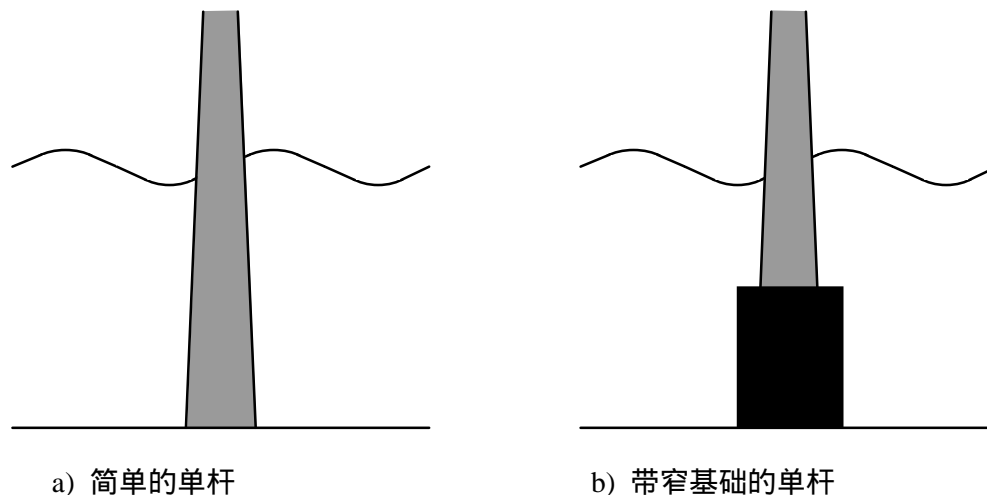


图 8.1: 假定的基础结构

与陆上型风机一样，塔架被假定为圆形断面，锥形结构。基础的移动和转动刚性也应被定义。

8.2 波谱

为产生一个用于载荷计算用的不规则的波浪系，用户必须定义一个适用的波谱公式 $S_\zeta(f)$ 。这个公式取决于被模拟风机的位置、标准的气象和海洋地形条件。**Bladed** 允许波谱以下列两种方法之一定义：JONSWAP / Pierson-Moskowitz 谱或用户自定义的下拉式表格。

8.2.1 JONSWAP / Pierson-Moskowitz 谱

JONSWAP 公式有几个不同的版本，以下所用到的版本是 Goda [8.1]表达式。

$$S_\zeta(f) = \alpha_2 H_s^2 T_p \left(\frac{f}{f_p} \right)^{-5} \exp \left[-1.25 \left(\frac{f}{f_p} \right)^{-4} \right] \gamma^\beta$$

这里 f 是波频率 (Hz)， H_s 是有效波高， T_p 是峰值谱周期， $f_p = 1/T_p$ ， γ 是 JONSWAP 峰值参数。

$$\alpha_2 = \frac{0.0624}{0.230 + 0.0336\gamma - \frac{0.185}{1.9 + \gamma}}$$

$$\beta = \exp \left[-0.5 \left(\frac{\left(\frac{f}{f_p} - 1 \right)^2}{\sigma} \right) \right]$$

和

$$\sigma = 0.07 \text{ 对 } f \leq f_p$$

$$\sigma = 0.09 \text{ 对 } f > f_p$$

Pierson-Moskowitz 谱密度公式可被认为是 JONSWAP 谱在 $\gamma = 1.0$ 时的一个特例：

$$S_\zeta(f) = 0.3123 H_s^2 T_p \left(\frac{f}{f_p} \right)^{-5} \exp \left[-1.25 \left(\frac{f}{f_p} \right)^{-4} \right]$$

如果选择 JONSWAP / Pierson-Moskowitz，用户就需要键入 H_s ， T_p 和 γ 值。

8.2.2 用户定义谱

用户定义谱可以以下拉式表格定义，最多可键入 100 对 $S_\zeta(f)$ 和 f 值。在最低和最高频率时的 $S_\zeta(f)$ 值应是零。在定义的 f 值之间， $S_\zeta(f)$ 值以线性内插值替换。

8.3 上限频率

波长远小于塔架直径的波不会对塔架产生作用，因为正负速度分量同时通过塔架。从波浪粒子动能所计算出的力只作用于塔架中线上，计算不包括高频分量。限定频率范围的根据是 Hogben 和 Standing [8.2] 所做的实验，实验显示当波数超过 $1 / \text{半径}$ 时，施加于柱体上的力迅速衰退，因此：

$$S_{\zeta}(f) = 0 \quad \text{for } k > \frac{1}{\text{radius}}$$

半径取海床到平均水平面之上 3 倍波高标准偏差之间塔架的最小半径。在任何瞬时，波的高程在此范围内的可能性是 99.85%。

8.4 波浪粒子运动学

对疲劳和极限载荷计算来说，波浪粒子的动能是基于线性假想理论。以下方程式描述了波浪粒子的速度矢量 $u_w = (u_{wx}, u_{wy}, u_{wz})$ ，相应的加速度矢量 $\dot{u}_w = (\dot{u}_{wx}, \dot{u}_{wy}, \dot{u}_{wz})$ ，压力 p 的水动力分量，在点 (x, y, z) ，波高为 H 和周期为 T 时的水面波高：

$$\begin{aligned} u_{wx} &= \frac{\omega H}{2 \sinh(kd)} \cos \mu_w \cosh[k(d+z)] \cos(\alpha - \omega t) \\ u_{wy} &= \frac{-\omega H}{2 \sinh(kd)} \sin \mu_w \cosh[k(d+z)] \cos(\alpha - \omega t) \\ u_{wz} &= \frac{\omega H}{2 \sinh(kd)} \sinh[k(d+z)] \sin(\alpha - \omega t) \\ \dot{u}_{wx} &= \frac{\omega^2 H}{2 \sinh(kd)} \cos \mu_w \cosh[k(d+z)] \sin(\alpha - \omega t) \\ \dot{u}_{wy} &= \frac{-\omega^2 H}{2 \sinh(kd)} \sin \mu_w \cosh[k(d+z)] \sin(\alpha - \omega t) \\ \dot{u}_{wz} &= \frac{-\omega^2 H}{2 \sinh(kd)} \sinh[k(d+z)] \cos(\alpha - \omega t) \\ p &= \frac{\rho g H}{2 \cosh(kd)} \cosh[k(d+z)] \cos(\alpha - \omega t) \\ \zeta &= \frac{H}{2} \cos(\alpha - \omega t) \end{aligned}$$

这里 $\omega = 2\pi f$ 是角向波频， f 是波频， t 是时间， d 是水深 (假定为常数)， ρ 是水的密度， g 是重力加速度，另外

$$\alpha = kx \cos \mu_w - ky \sin \mu_w$$

这里 μ_w 是相对于塔架的来流方向。波数 k 是离散方程的解：

$$\omega^2 = gk \tanh kd$$

波浪和水流计算所用的坐标系根据卡笛尔右手定则确定，xy 平面是水平面，x-轴指向北，y-轴向西，z-轴垂直向上。坐标系的原点位于塔架中心线和平均水平面的交点。角度定义以正北为零，向东增加为正。

对于规则的极限波浪计算，可直接用上述方程计算波浪粒子作用于每一个水面下塔架站点的动能，然而，必须计算一系列无规则的（如随机的、非重复性的）波浪，这就要用到以下 8.6 节所述的过滤的白噪声“移动记录”过程来达到。

8.5 轮车扩展理论

假想理论的一个局限是它只定义了位于平均水平面($z = 0$)之下的波浪粒子的动能。取 z 为正值，运用假想公式，这个理论可被扩展至平均水平面之上，直到浪峰。然而，这种方法将产生计算困难，在浪峰区域过高估算粒子速度和加速度，在浪谷区域过低估算粒子速度和加速度等。为避免这些困难，*Bladed* 运用轮车扩展 [8.3] 去考虑水平面与浪峰或浪谷之间的作用力。Gudmestad [8.4] 的实验结果表明在深水区的自由表面用轮车扩展提供的粒子动能的估算是满意的。

轮车扩展假定在平均水平面上运用气动理论计算粒子运动实际上同时应被用于自由表面。位置在海床与平均自由水面之间的气体粒子的运动计算垂直漂移到新位置，与他们在海床之上的高度有关。在垂直位置 z 处，气体波粒子的动能计算因此将应用于新位置 z' ，并定义为：

$$z' = \frac{d + \zeta(t)}{d} + \zeta(t)$$

这里 $\zeta(t)$ 是高于所述位置的海拔高度。

8.6 不规则波浪的仿真

在海上波浪的模拟过程中，应综合以下记录：

- 塔架中心线上的波浪海拔，
- 塔架结构各点上波浪粒子的速度、加速度和动态压力，
- 水面下塔架所受到的波浪力。

对于不规则的波浪，以上数据是通过伪随机白噪声数字过滤仪记录的。使用一个单个的白噪声记录，对产生的每一个历史记录使用不同的过滤。因为每一个过路都引入正确的振幅变化和相漂移，结果输出的时间历史记录显示振幅和相位之间的正确关系。与风紊流记录的产生不同，风紊流是在运行仿真模拟之前生成并写入文件，波浪资料是在仿真模拟进行的同时生成。

重要参数（即第一个塔架站点处波浪粒子的速度，海床上粒子的加速度等）和塔架表面海拔高度的关系是通过一个复杂的称为振幅响应算子(RAO)的波频率函数来定义的。它是一个复杂的函数：

$$RAO_r = R_r e^{i\theta_r}$$

用于处理伪随机白噪声的过滤仪是有限脉冲响应过滤器(FIR)，是通过频率变换定义的。对于响应 r ，变换的过滤器给定为：

$$z_{m,r} = R_r(f_m) \sqrt{\frac{S(f_m)\Delta f}{4N}} \exp[i\theta_r(f_m)]$$

$$z_{-m,r} = \bar{z}_{m,r}$$

这里

$$f_m = m\Delta f$$

$$\Delta f = f_{\max}/N$$

m 的范围是 $0 \leq m \leq N$ 。

过滤器的加权函数通过以下公式变换获得：

$$w_{n,r} = \sum_{m=-N+1}^N z_{m,r} \exp\left(\frac{-\pi imn}{N}\right)$$

生成每一个所需位置参数的过滤函数之后，时间历史记录通过漂移登记技术生成。首先产生一个正常分布的随机数 N -元素阵列。随机数通过应用 Box-Muller 方法将简单的随机数生成器输出转换成正常分布的零点偏移平均值和个体偏差。对于轮流的一个过滤函数， N 过滤器的加权函数被随机数阵列中相同元素相乘，在一个特定瞬时时间段的数值特性用 N 的合计表示。为了计算下一个时间段的数值特性，随机数阵列的元素向阵列中更高位置漂移，一个新的随机数在元素 1 产生，并重复数乘和合计过程。

8.7 规则波浪的仿真

如果“极限确定性的波”是从波组中选取的，则波的动能可以用水流函数理论来计算。在波的高度占水深比例较大时，这种方法比线性波理论更精确。这种方法甚至可以用来模拟幅值接近破坏波极限的波。一旦需定义规则波以外的水流(见 8.8 节)，那么在波的计算中就必须正确考虑水流形态对波的动能的影响。在 *Bladed* 中非线性规则波的计算是基于 Chaplin [8.5]的源代码。

不管水流组成是否定义，*Bladed* 首先应用水流函数理论解决无水流情况下的流动方程。水流函数理论最初是被 Dean [8.6 & 8.7]用于波的模拟，Dean 并发展了以下水流函数：

$$\psi(x, z) = \frac{X_1}{T} z + \sum_{n=2}^N X_n \sinh(nk(z+d)) \cos(nkx)$$

这里

$$X_1 = \text{波长}$$

$$X_{n+1} = \psi_n$$

N 是水流函数解的次序。

上述定义的水流函数 ψ 满足以下需求：(i) 自由表面的形状与水面下水流的运动是一致的 (运动学中的自由表面边界条件), (ii) 流动是周期性的, 和(iii) 流动于特定深度处海床的表现一致。数值 X_n 是用最小二乘拟合法确定的, 满足以下需求：(i) 在自由表面上的压力是统一的(动态自由表面边界条件), 和 (ii) 所需求的波的高度是满足的。用 **Bladed** 执行后, 解的次序 N 是根据握高、周期和平均水深的输入数据自动选择的。

水流函数求解完成之后, 水平和垂直速度 (在无水流动情况下)可用以下关系计算：

$$u = \frac{\partial \psi}{\partial y} \quad \text{和} \quad v = -\frac{\partial \psi}{\partial x}$$

动态压力可用 Bernoulli 方程计算。

一旦水流形态定义流动在总体上是旋转的, 那么波的解就必须修改。方法是 Dalrymple [8.8 & 8.9]基于 Chaplin [8.5]的软件开发的。它假设旋涡状态 和 水流函数 ψ 之间的关系对于未受扰动的结合流动是同样的, 未受扰动的水流是从一个移动速度与 x, y 结构相同的另一个结构上看的。可以用以下数学方式表示：

$$\frac{\partial^2 \psi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \psi}{\partial y^2} = \omega = f(\psi)$$

在 **Bladed** 中, 水流函数 ψ 是在 x, y 平面内用有限微分计算方案在离散点上计算的。这种方法最困难之处在于自由表面的位置预先是未知的。在 x, y 平面内的规则网格点对自由表面轮廓来说插入点较难使用, 网格点也被作为计算的一部分。为克服这个困难, Dubreil-Jacotin 的方法是将问题从 x, y 平面转换到 x, ψ 平面, 将 y 作为场变量。自由表面的位置沿着 x, ψ 平面内矩形网格的上边界定义。将 x 和 ψ 视为独立参数, 速度分量由下式给定：

$$u = \frac{1}{\frac{\partial y}{\partial \psi}} \quad \text{和} \quad v = -\frac{\frac{\partial y}{\partial x}}{\frac{\partial y}{\partial \psi}}$$

这种方法的精度依赖于 x, ψ 平面内足够细的网孔, 用以解决流动结构和计算域边界允许偏差的评估, 特别是自由表面。为达到这一目的, 在 x, ψ 平面内的固定网格是很不够的, 因此一个延伸的网格被使用, 这个网格比海床更接近自由表面。

解决了平面上的有限差别之后, 就可用上式计算流动速度, 用 Bernoulli 方程计算动态压力。有关这种方法的细节见[8.5]。

8.8 水流速度

Bladed 允许以以下三种水流轮廓之一或综合来计算水流速度：

- 近表面 (风/产生的波)水流： \underline{u}_{cw}
- 次表面 (潮汐和热-盐) 水流： \underline{u}_{cs}
- 近岸(风引起的海浪)水流： \underline{u}_{cn}

这三个速度矢量如下式：

$$\begin{aligned}\underline{u}_{cw} &= u_{cw}(z) (\cos \mu_{cw}, -\sin \mu_{cw}, 0) \\ \underline{u}_{cs} &= u_{cs}(z) (\cos \mu_{cs}, -\sin \mu_{cs}, 0) \\ \underline{u}_{cn} &= u_{cn}(z) (\cos \mu_{cn}, -\sin \mu_{cn}, 0)\end{aligned}$$

这里 μ_{cw} , μ_{cs} 和 μ_{cn} 是三个分量到达塔架时的速度。计算的水流速度由狭窄式线性组合而成：

$$\underline{u}_c = \underline{u}_{cw} + \underline{u}_{cs} + \underline{u}_{cn}$$

8.8.1 近表面水流

近表面水流速度决定于下式：

$$\underline{u}_{cw}(z) = \kappa(z) u_s(z_{10})$$

这里 $u_s(z_{10})$ 是一个输入参数，代表平均水面上 10 米处的平均风速。 $\kappa(z)$ 由下式给定：

$$\begin{aligned}\kappa(z) &= 0.01 \left(1 - \frac{z}{15}\right) \quad \text{如果 } -15\text{m} \leq z \leq 0\text{m} \\ \kappa(z) &= 0.0 \quad \text{如果 } z < -15\text{m}\end{aligned}$$

8.8.2 次表面水流

次表面水流速度决定于下式：

$$u_{cs}(z) = \left[\left(\frac{z+d}{d} \right)^{1/7} \right] u_{s0}(z=0)$$

这里 $0 \geq z \geq -d$ ， d 是水深， $u_{s0}(z=0)$ 是等同于海面速度的输入参数。

8.8.3 近岸水流

近岸水流速度是统一的，与水深无关。断波处的设计速度定义为：

$$u_{cn} = 2s\sqrt{gH_B}$$

这里 g 是重力加速度， s 是海滩斜度， H_B 是断波高度，由下式给定：

$$H_B = \frac{b}{\frac{1}{d_B} + \frac{a}{gT_B^2}}$$

这里

$$a = 44[1 - \exp(-19s)]$$

$$b = 1.6/[1 + \exp(-19s)]$$

d_B 是断波处的水深， T_B 是波的周期。在海滩斜度很小的情况下， H_B 可用公式 $H_B = 0.8d_B$ 估算。

8.9 总速度和加速度

在流场中时间 t ，某一特定位置 (x, y, z) 处的波浪粒子的速度和加速度矢量，可以通过白噪声过滤程序获得，用 \underline{u}_w 和 $\underline{\dot{u}}_w$ 表示。在同一位置的总水流速度矢量为 \underline{u}_c ，塔架结构自身的速度和加速度是 \underline{u}_s 和 $\underline{\dot{u}}_s$ 。

因此，在同一位置和时间水流相对于结构总的速度 \underline{u}_t 和加速度 $\underline{\dot{u}}_t$ 为：

$$\underline{u}_t = \underline{u}_w + \underline{u}_c - \underline{u}_s$$

$$\underline{\dot{u}}_t = \underline{\dot{u}}_w - \underline{\dot{u}}_s$$

8.10 作用力

估算了相对于塔架的总粒子动能之后，最终受力情况可用以下两个分量之和来计算：

- 用 Morison 方程的‘相对运动’形式计算的阻力和惯性力；
- 纵向压力。

以上力可用于计算 3.2.2 节中所描述的塔架模态力。

8.10.1 Morison 方程的相对运动形式

为了计算作用在塔架上的力，把塔架分为大约 10 个等高的圆柱段，作用在每个分段上的力通常都沿轴线方向，可以用 Morison 的‘相对运动’方程求解：

$$\underline{F} = (C_m - 1)\rho \frac{\pi D^2}{4} \underline{\dot{u}}_t + \rho \frac{\pi D^2}{4} L \underline{\dot{u}}_w + \frac{1}{2} C_d \rho D L u_t |u_t|$$

这里 \underline{F} 是作用在长度为 L ，直径为 D 的分段上的力， ρ 是水的密度， C_m 是惯量系数， C_d 是阻力系数。

8.10.2 作用在圆柱元素上的纵向压力

Morison 方程给出了作用在圆柱元素上关于轴线的力。在塔架锥度很大时，作用在沿纵轴变化的横断面上的压力将引起一个重要的垂直分力。

这个增加的纵向力非常小，可以通过作用在塔架顶部和底部断面上水流场的液体动态压力来确定。假如受水流作用的塔顶直径为 D_a ，塔底为 D_b ，则作用在塔架部分的纵向力为：

$$F = \frac{-\pi (D_a^2 - D_b^2)}{4} p$$

没有纵向力的情况也包括在内，在这种情况下，塔架的锥段高于自由水面或中止于海床。

9. 地震模拟

对于安装在地震高发地区的风力机，有必要考虑地震载荷的影响。*Bladed* 提供了采用历史记录地震数据进行计算的选项，或者还可生成人造地震加速度图谱，该图谱满足给定响应频谱的要求。

9.1 动态响应计算

Bladed 假定土壤是刚性的并且不与结构动态响应相互作用。

在假定没有其他自由度耦合的情况夏，单模态自由度运动方程如下所示：

$$\ddot{q}_i + 2\xi_i \omega_i \dot{q}_i + \omega_i^2 q_i = l_i \ddot{x}_g$$

其中

q_i 是与时间相关的模态位移量，
 \ddot{x}_g 是地面加速度，

并且

$$l_i = \int_0^H m(h) \phi_i(h) dh \text{ 是地震影响因子}$$

$l_i \ddot{x}_g$ 是叠加到 *Bladed* 内部合力矩上的项。

9.2 响应谱

以 $-m\ddot{u}_g$ 力为条件的单自由度运动方程如下所示

$$\ddot{u} + 2\omega\xi\dot{u} + \omega^2 u = -\ddot{u}_g$$

其中 ω 是结构的循环频率，单位是 rad/s， ξ 是阻尼率。运动方程按许多有不同周期的单自由度结构来进行求解，每一个计算的条件是相同的地面加速度和相同的阻尼率。对于结构频率的最大响应图称为响应图谱[9.1]。设计响应谱一般以对于周期（结构固有频率的倒数）的最大加速度图来表示。

9.3 兼容地震加速度图的响应图谱的生成

地震加速度响应图谱可采用迭代法生成。指定随机数种子的方式保证了结果的可重复性。下面说明详细的过程：

第一步要先生成一组随机数，然后做出位置对于时间的函数关系来建立特征地震形状。用户可选择刚性土壤或者柔性土壤特性。如果选择柔性土壤，同时需要指定静态部分和衰减常数。然后时间历程数据可通过低带宽和高款待过滤器来去除不期望的频率值。

初始化设置完成后，进行迭代过程—[9.2]，包括一下步骤：

- 计算响应谱
- 与在一定数量频率点的目标响应谱进行比较。
- 检查是否满足收敛条件
- 绘制频域图

每迭代一次，计算一次响应谱，并且与目标响应谱进行比较。

用户可指定设计响应谱任何计算点的可允许偏差的上下限。如果所有点在许可范围内，则收敛条件满足要求，迭代过程结束。如果有任何点在许可范围之外，则按下面的关系式在时域上进行傅立叶变换：

$$V_{g(new)} = V_{g(old)} \left(\frac{S_a^D}{S_a} \right)$$

其中 V_g 时域加速度傅立叶变换， S_a^D 是目标谱值 S_a 是实际谱值。

最后一布是修正加速度峰值，以值它总是等于目标响应谱的 0 周期值。均值也要进行修正，使得地政结束时地面速率为 0。

10. 后处理

Bladed 包括一个集成的后处理工具，它以多种方式进一步处理风力机计算的结果。本节叙述这些后处理计算所依据的理论

10.1 基本统计

可以计算信号的下列基本统计特性：

最小值	$MIN(x)$
最大值	$MAX(x)$
均值	\bar{x}
标准偏差	$\sigma = \sqrt{(x - \bar{x})^2}$
偏态值	$\frac{(x - \bar{x})^3}{\sigma^3}$
峰态值	$\frac{(x - \bar{x})^4}{\sigma^4}$

10.2 傅里叶谐函数，及其周期性和随机性成份

风力机所受载荷既有周期性成份又有随机成份。载荷的周期性成份来源于作为风轮方位角函数而周期性变化的效应，如重力载荷，塔影，偏航未对准，风力剪切等。而随机成份则由于风紊流的随意性。将载荷的周期性部分和随机部分在作用时间上分离开来，以按照基本转动频率的谐函数分析周期性部分，常常有助于理解风力机的受载。

将一个信号逆着风轮的方位角分为很多小段，称为 bins，可以获取该信号的周期性部分。方位角 bins 数可以由用户来指定，或用作用时间内的前两个方位角值计算得到。这些值用来定义方位角宽度，然后被调整成一转的精确分谐波。

方位角 bins 数必须和作用时间的采样间隔一致。如果使用过多的 bins，其中一些可能是空的，此时，计算将不能继续下去。

已经获得一个信号的周期性成份，在初期通过 2 到 4 次线性插值之后，应用离散傅里叶变换方法，就可得到傅里叶谐函数。

在每一个时间点减去由方位角计算的周期性成份，可以得到一个信号在该时间点的随机成份。在方位角的 bins 之间要用线性插补。

10.3 极限载荷的预测

在风力机的整个寿命期内很可能经受若干次极限载荷，很显然，在设计过程中预测这样的极限载荷是至关重要的。通常的惯例是以确定性的载荷案例为基础预测这些极限载荷，在载荷案例中，风紊流用由设计标准和认证规则规定的幅度和出现次数表示成离散的阵风。在 7.4.3 节中描述的 *Bladed* 可以为离散阵风建模。

由于风紊流用概率分布的方式表示，一种避免这些离散阵风过份随意特性问题的替换方法是基于概率技术，利用载荷的随机特性。尽管这种方法在建筑及类似结构上评估极限载荷已有许多年，但将它用于风力机的载荷却相当少见。由于涉及到运行中风力机，必须考虑随机的和确定性载荷成份组合的概率分布，因此这种分析是相当复杂的。

任何种类的风力机的载荷均可表示为：

$$y(t) = z(t) + x(t)$$

其中， z 和 x 分别表示载荷的周期性部分和随机部分(见 10.2 节)。假如载荷的随机部分是高斯型的，这种表示通常是一种较好的近似，这样，它的概率分布为：

$$p(x) = \frac{1}{\sigma_x \sqrt{2\pi}} e^{-x^2/2\sigma_x^2}$$

其中， σ_x 是 x 的标准差。对这种信号，Rice [10.1] 已经推导信号峰值的概率分布为：

$$\hat{p}(x) = \frac{\sqrt{1-\gamma^2}}{\sigma_x \sqrt{2\pi}} e^{-\eta^2/2(1-\gamma^2)} + \frac{\eta\gamma}{2\sigma_x} e^{-\eta^2/2} \left(1 + \operatorname{erf} \left(\frac{\eta}{\sqrt{\frac{2}{\gamma^2}-2}} \right) \right)$$

这里

$$\eta = x / \sigma_x$$

$$\gamma = v_0 / v_m$$

$$v_0 = \sqrt{\frac{M_2}{M_0}} \quad (\text{零 up-crossing 或视在频率})$$

$$v_m = \sqrt{\frac{M_4}{M_2}} \quad (\text{峰值频率})$$

$$M_i = \int_0^\infty f^i H(f) df \quad (\text{第 } i \text{ 个频谱力矩})$$

$$f = \text{频率(Hz)}$$

$$H(f) = \text{功率频谱密度 (见下一节的计算详细资料), 及}$$

$$\operatorname{erf}() = \text{误差函数。}$$

已知这样一个过程的峰值概率分布，就可以导出极限值的概率分布。如在一个给定周期内，信号的极限值是 x ，该周期的峰值中就一定有这个值，且其余的峰值一定小于该峰值。其概率分布可以写成

$$\hat{p}(\eta) = N \hat{p}(\eta) (1 - Q(\eta))^{N-1}$$

这里

$$Q(\eta) = \int_{\eta}^{\infty} \hat{p}(\eta) d\eta, \text{ 且}$$

$N =$ 在所考虑周期内的峰值数。

Davenport [10.2] 将上述讨论结合 Rice's 方程给出了极限值概率分布的下列解析表达式：

$$\hat{p}(\eta) = \eta \xi e^{-\xi}$$

这里

$$\xi = \nu_0 T e^{-\eta^2/2} \text{ 且}$$

$T =$ 时间周期

这种分布的平均值为

$$\bar{\eta}_{ext} = \beta + \frac{\alpha}{\beta}$$

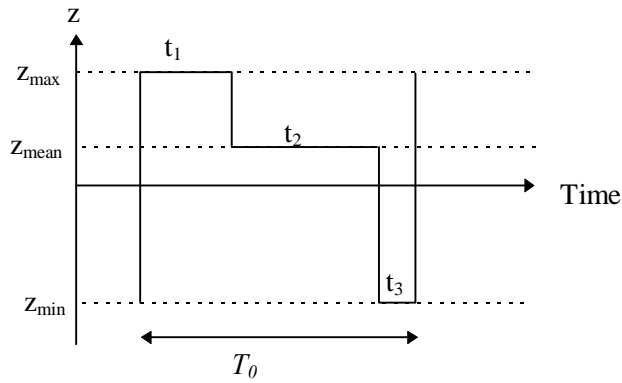
这里

$$\beta = \sqrt{2 \ln(\nu_0 T)} \text{ 和}$$

$\alpha = 0.5772$ (欧拉常数)。

随着 $\nu_0 T$ 项的增长，极限值分布的平均值会变大 且很狭窄。

对于受随机载荷与周期性载荷复合作用的运行中的风力机，Madsen et al [10.3] 根据 Davenport 的随机信号模型，并假设在整个信号中的极限值 出现在周期性成份的最小值和最大值处，提出了一种方法。这种方法允许周期性成份随时间历程理想化为矩形波，如下图所示：



最后所得到的极限值分布的平均值和标准差表达式为：

对极限最大值：

$$\bar{y}_{e\max} = z_{\max} + \sigma_x \left(\beta_1 + \frac{\alpha}{\beta_1} \right)$$

$$\sigma_{e \max} = \sigma_x \frac{\pi}{\sqrt{6}\beta_1}$$

这里

$$\beta_1 = \sqrt{2 \ln(\varepsilon_1 \nu_0 T)}$$

$$\varepsilon_1 = \frac{t_1}{T_0} = \frac{\sigma_z^2}{(z_{\max} - z_{\text{mean}})(z_{\max} - z_{\min})}$$

而对极限最小值：

$$\bar{y}_{e \min} = z_{\min} - \sigma_x \left(\beta_3 + \frac{\alpha}{\beta_3} \right)$$

$$\sigma_{e \min} = \sigma_x \frac{\pi}{\sqrt{6}\beta_3}$$

其中

$$\beta_3 = \sqrt{2 \ln(\varepsilon_3 \nu_0 T)}$$

$$\varepsilon_3 = \frac{t_3}{T_0} = \frac{\sigma_z^2}{(z_{\text{mean}} - z_{\min})(z_{\max} - z_{\min})}$$

这里 σ_z 是周期性成份 z 的标准差。时间周期 T 应当取整个寿命周期，在该周期内，采用建模时所用的环境条件。

10.4 频谱分析

Bladed 可以进行自频谱密度，交叉 频谱大小和相位，传递函数及相干函数的计算。

包含在频谱分析中的所有计算均采用了带集平均的快速傅里叶变换。为了完成频谱分析，信号被分成等长度的若干段，每段包含必须是 2 的幂的若干点。这些分段无需是明显的，可能有重叠。于是，通过乘一个“窗口”函数的方式得到每个分段，而“窗口函数”使分段在其端部接近于零。这样做可以改善频谱尤其是在高频率处。可以精心选择的窗口函数。可随意选择的是，每一段在窗口前移动时可能具有线性趋势，这可以改善在低频处的频谱估计。将每段频谱分析的结果合在一起平均，可以得到最终的频谱，再将它按比例重新调整其变化以考虑窗口函数的影响。

为此，所需的信息如下：

点的数目： 每段数据点的数目。该数目必须是 2 的幂：假如不是，则由程序调整。其最大值可为 4096。数据点的数目越多，频率分辨率越好，这对于低频率可能尤为重要。然而选择较少的数据点可能会导致一种较平滑的频谱，因为这将有更多的分段合在一起求平均。如果有疑问，512 是一种好的初始数据点。

重叠百分比： 在 段之间的重叠。它必须少于 100%。尽管在使用矩形窗口的情况下 0% 可能更为适当，但 50% 也常常是令人满意的。

窗口： 提供了五种可供选择的窗口函数：

- (a) 矩形 (与不用窗口等价)
- (b) 三角形： $1 - |2f - 1|$
- (c) Hanning: $(1 - \cos(2\pi f)) / 2$
- (d) Hamming: $0.54 - 0.46\cos(2\pi f)$
- (e) Welch: $1 - (2f - 1)^2$

其中 f 是沿着分段的相对位置 (起点为 0，终点为 1)。推荐使用后三个窗口 (它们都十分相似) 之一。

移动趋势 通常是所希望的。

10.5 概率，尖峰和水平正交分析

这些计算是由 binning 值导致的。所用的 bins 的范围和大小由程序计算，除非它们已经由用户提供。

概率密度分析仅仅 bins 信号值。由概率密度函数，概率密度分析也能计算累积概率分布。也可计算高斯分布以作比较，高斯分布与信号具有相同的均值和标准差。有一个选项可移去信号的均值：它仅仅是将计算所得的分布移动为避免 0。

尖峰分析只 bins 那些正翻转信号点的信号值。尖峰和波谷分别 bin，以便它们各自的概率分布能够输出。

至于水平交叉分析，上交叉和下交叉的数目被计算在每个 bin 中点内。在各个方向上每个单位时间内的交叉数目被输出以适和于每个 bin 中点。

10.6 规律非稳定循环计算与疲劳分析

Bladed 提供了应力作用时间的雨流循环计算和随后的基于循环计算数据的疲劳分析的可能性。从一个或更多的载荷作用时间，通过使用程序提供的系统组合与因子分解工具，可以产生一个适当的应力作用时间。

10.6.1 雨流循环计算

雨流循环计算是用作结构疲劳分析基础的大多数通常都公认的方法。雨流循环计算方法的关键优越性是在应力-应变滞后循环的范围内能够适当考虑到应力或应变的交变。

循环计算的过程包括下列步骤：

- 搜寻应力关系曲线以通过转折点的识别来确定相继的峰值与谷值。
- 重新排序相继的峰值与谷值，以使该序列由应力关系曲线中的最高峰值打头。
- 接着扫描峰值与谷值序列以确定雨流循环。当范围超过用户指定的最小范围时，记录一个雨流循环。这种由用户指定最小范围的目的是在需要时滤掉过小的循环。
- 记录每个雨流循环的均值和范围。
- 根据循环的均值和范围将计算分为多个小段（bin）后进行雨流循环的计算。分段（bins）的分布由用户定义，需要设定应力最小和最大值及要用的 bins 的数目。

从循环计算分析所得的输出是由循环数的二维分布构成，该循环数是 bin 在循环的均值和范围上的。

扩展这项计算还能产生**损伤当量载荷**。用户指定一个或多个反向 S-N 曲线的斜率 m (见下一节)与频率 f (对定速机械典型地为 1P)，计算出的当量载荷作为恒频正弦载荷的振幅，它将导致和原始信号一样的疲劳损伤。因此，当量载荷由下式给出：

$$\left(\frac{\sum_i n_i S_i^m}{Tf} \right)^{\frac{1}{m}}$$

其中 n_i 是在应力范围 S_i 循环的次数，T 为原始时间关系曲线上的持续时间。

10.6.2 疲劳分析

如上所述，使用雨流循环计算技术，可以用成分循环表达一个复杂的应力关系曲线。雨流循环的分布状态由循环次数来定义的，将该循环次数划分为很多小段，得到小段对应的应力范围和均值。

Bladed 中提供的疲劳分析的基础是根据 Palmgren-Miner [10.4] 线性累积损伤定律预计疲劳破坏，即当“累积疲劳损伤数”达到 1.0 时将发生破坏，如下式：

$$\sum_i \frac{n_i}{N_i} = 1.0$$

其中 n_i 是第 i 种应力的规律性不稳定循环的次数， N_i 是相应的达到破坏的循环次数。其总和定义为累积破坏。

对于应力水平 S_i 的规律性不稳定循环，材料的 S-N 曲线给出了其失效的循环次数。**Bladed** 的用户必须以两种方式之一提供 S-N 曲线。第一种方式是以对数关系的形式给出 S-N 曲线：

$$\log S = \frac{1}{m} \log k - \frac{1}{m} \log N$$

因此：

$$N = kS^{-m}$$

用户必须指定的值 m —— $\log S$ 对 $\log N$ 关系的斜率倒数。用户还必须指定对数关系的截距 c ，上式的参数 k 与截距 c 有如下关系：

$$k = c^m$$

第二种方式是通过查表的方法将 S-N 曲线指定为任意函数。

如果某种材料的平均应力对疲劳损伤累积有影响，**Bladed** 提供了选项，将每个循环水平转变为平均应力值为 0 的当量应力。（平均值为 0 的循环变应力的循环特性 R 为 -1，其中 R 为最小应力与最大应力的比值。）用 Goodman 图来完成这种转变，并要求用户给出材料的极限拉伸强度(UTS)。随后，用 Palmgren-Miner 定律与用户按上述方式指定的 S-N 曲线进行疲劳分析。

由于应力关系曲线和累积损伤部分的二维分布一样，是 bin 于规律性不稳定循环的平均值和应力水平，疲劳分析的输出结果包括累积损伤。

10.7 年发电量

对风力机的功率曲线连同每小时平均风速的威布尔分布进行积分，可以求出年发电量。功率曲线被定义在许多离散的风速点上，并假设这些点之间为线性变化。

威布尔分布由下式定义：

$$F(V) = 1 - e^{-\left(\frac{V}{c\bar{V}}\right)^k}$$

其中 F 是风速 V 的累积分布。那么其概率密度 $f(V)$ 由下式给出

$$f(V) = -k \frac{V^{k-1}}{(c\bar{V})^k} e^{-\left(\frac{V}{c\bar{V}}\right)^k}$$

这里 k 是威布尔分布的形状系数， c 是其尺度系数。对一个精确的威布尔分布来说，这两个参数的关系由伽玛函数确定：

$$c = 1 / \Gamma\left(1 + \frac{1}{k}\right)$$

除非用户给 c 赋值，否则由上式计算 c 的值。注意如果赋予不同的值，作为结果的分布将出现不同于 \bar{V} 的一个平均值。

年发电量按下式计算

$$E = Y \int_{cutin}^{cutout} P(V) f(V) dV$$

其中

$P(V)$ = 功率曲线，即发电能力是风速的函数，

Y = 一年的天数，取为 365 天。

这个结果再与风力机的利用率相乘。为此，假设该利用率与风速无关。

通常使用的是稳态功率曲线，并结合每小时平均风速的威布尔分布。为了更精确地计算，需要利用由动力学计算得到的功率曲线，该功率曲线是基于紊流风场模型的一系列模拟得出的平均功率。通常的惯例是用 10 分钟模拟来获取风轮的动力学效果和风紊流效果。严格来说，用于这种情况的适当的威布尔分布可能是一种这样的分布，它描述的是一年中 10 分钟平均风速的分布。典型的情况是，此时的形状系数要比按小时平均稍小一些。

10.8 极限载荷

极限载荷的计算通常为了做验证性计算，在概念上是很简单的：分析某种载荷状况模拟的结果，找到一系列额定载荷的每一个何时达到各自的最大值和最小值。报告在这些瞬时的各个时刻所有载荷的同时产生的值。

更进一步的计算命名为“极限载荷状况”，它针对不同组的载荷状况进一步分析重多极限载荷计算的结果，产生一个直方图以显示出现在每组中的各个载荷最大值和最小值的载荷状况。

10.9 闪变

闪变计算或者根据电压时间关系曲线或者根据有功功率和无功功率的时间关系曲线以产生短期闪变强度的值(P_{st})。根据衡速感应发电机完整的电气模型或调速发电机模型的模拟，可以得到这种时间关系曲线。

闪变强度是对扰动的一种度量，这种扰动产生于电压变化，白炽灯的闪变可感觉到这种变化。根据电压时间关系曲线所作的浮动计算在文献[10.5]有详细说明。*Bladed*的后处理器中集成了符合这个规范的一种算法。它也可根据有功功率和无功功率的时间关系曲线计算闪变。在这种情况下，首先计算电压时间关系曲线，这种计算可适用于任意给定电网阻抗的情况，而该电网是风力机可能并入的。事实上，对于几个不同的电网阻抗，可以个别计算其闪变。输入电网阻抗作为一组短路电平和电网角，电网角是 X/R 的反正切 $\arctan(X/R)$ ，其中 X 和 R 分别是电网的电抗和电阻。求解下列方程可以算出电压：

$$U^4 + U^2(2\{QX - PR\} - U_0^2) + (QX - PR)^2 + (PX + QR)^2 = 0$$

其中 U_0 为无限汇流母线处的电压， P 和 Q 分别为有功功率和无功功率。

11. 参考文献

- 2.1 Glauert H, "An aerodynamic theory of the airscrew", Reports and memoranda, AE. 43, No 786, January 1922
- 2.2 Prandtl L and Tietjens O G, "Applied Hydro and Aeromechanics", Dover Publications, 1957
- 2.3 Pitt D M and Peters D A, "Theoretical prediction of dynamic inflow derivatives", Vertica, Vol. 5, No 1, 1981
- 2.4 Gaonkar G H, Sastry VV., Reddy T S R, Nagabhushanam J and Peters D A, "The use of actuator disc dynamic inflow for helicopter flap lag stability", 8th European Rotorcraft Forum, France, Sept. 1982
- 2.5 Tuckerman L B, "Inertia factors of ellipsoids for use in airship design", NACA Report No 210, 1925
- 2.6 Rasmussen F R, Petersen S M, Larsen G, Kretz A and Andersen P D, "Investigations of aerodynamics, structural dynamics and fatigue on Danwin 180 kW", Risø M-2727, June 1988
- 2.7 Snel H, Houwink R, Bosschers J, Piers W J and van Bussel G J W, "Sectional prediction of 3D effects for stalled flow on rotating blades and comparison with measurements", EWEC '93, Travemunde, March 1993
- 2.8 Leishman J G and Beddoes T S, "A semi-empirical model for dynamic stall", Journal of the American Helicopter Society, July 1989
- 2.9 Harris A, "The role of unsteady aerodynamics in vertical axis wind turbines", Recent developments in the aerodynamics of wind turbines, BWEA workshop, University of Nottingham, February 1990
- 2.10 Galbraith R A McD, Niven A J and Coton F N, "Aspects of unsteady aerodynamics of wind turbines", Recent developments in the aerodynamics of wind turbines, BWEA workshop, University of Nottingham, February 1990
- 4.1 Ahmed-Zaid S and Taleb M, Structural modelling of small and large induction generators using integral manifolds, IEEE trans. Energy Conversion 6, 3, September 1991.
- 4.2 Park R H, Two-reaction theory of synchronous machines, Trans AIEE 48, 1929.
- 4.3 Bossanyi E A, Investigation of torque control using a variable slip induction generator, ETSU WN 6018, ETSU, 1991.
- 4.4 Pedersen T K, Semi-variable speed operation - a compromise? Wind Energy Conversion 1995, 17th BWEA Conference (Warwick), Mechanical Engineering Publications Ltd.

- 7.1 IEC 1400-1, Wind turbine generator systems - Part 1: Safety requirements, Second edition, 1998.
- 7.2 Powles S R J, "The effects of tower shadow on the dynamics of a HAWT", Wind Engineering, 7, 1, 1983.
- 7.3 Veers P S, "Three dimensional wind simulation", SAND88 - 0152, Sandia National Laboratories, March 1988.
- 7.4 Engineering Sciences Data Unit, "Characteristics of atmospheric turbulence near the ground. Part II: Single point data for strong winds", ESDU 74031, 1974.
- 7.5 Engineering Sciences Data Unit, "Characteristics of atmospheric turbulence near the ground. Part II: Single point data for strong winds (neutral atmosphere)", ESDU 85020, 1985 (amended 1993).
- 7.6 Engineering Sciences Data Unit, "Characteristics of atmospheric turbulence near the ground. Part III: Variations in space and time for strong winds (neutral atmosphere)", ESDU 86010, 1986 (amended 1991).
- 7.7 IEC 1400-1, Wind turbine generator systems - Part 1: Safety requirements, Second edition, 1997.
- 7.8 Ainslie J F, "Development of an eddy viscosity model for wind turbine wakes", Proceedings of 7th BWEA Wind Energy Conference, Oxford 1985.
- 7.9 Ainslie J F, "Development of an Eddy Viscosity model of a Wind Turbine Wake", CERL Memorandum TPRD/L/AP/0081/M83, 1983.
- 7.10 H Tennekes and J Lumley, "A first course in turbulence", MIT Press, 1980.
- 7.11 L Prandtl, "Bemerkungen zur Theorie der freien Turbulenz", ZAMM, 22(5), 1942.
- 7.12 Ainslie J F, "Calculating the flowfield in the wake of wind turbines", Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol 27, 1988.
- 7.13 Taylor G J, "Wake Measurements on the Nibe Wind Turbines in Denmark", National Power, ETSU WN 5020, 1990.
- 7.14 Quarton D C and Ainslie J F, "Turbulence in Wind Turbine Wakes", Wind Engineering, Vol. 14 No. 1, 1990.
- 7.15 U Hassan, "A Wind Tunnel Investigation of the Wake Structure within Small Wind Turbine Farms", Department of Energy, E/5A/CON/5113/1890, 1992.
- 7.16 Vermeulen P and Bultjes P, "Mathematical Modelling of Wake Interaction in Wind Turbine Arrays, Part 1", report TNO 81-01473, 1981.
- 7.17 Vermeulen P and Vijge J, "Mathematical Modelling of Wake Interaction in Wind Turbine Arrays, Part2", report TNO 81-02834, 1981.
- 8.1 Goda Y, "A Review on Statistical Interpolation of Wave Data", Report of the Port and Harbour Research Institute, Vol. 18, No. 1, March 1979.

- 8.2 Hogben N and Standing R, "Experience in Computing Wave Loads on Large Bodies", OTC 2189, Offshore Technology Conference, Houston, 1975.
- 8.3 Wheeler J D, "Method for Calculating Forces Produced by Irregular Waves", J. Petr. Techn., pp.359-367, March 1970.
- 8.4 Gudmestad O T, "Measured and Predicted Deep Water Wave Kinematics in Regular and Irregular Seas", Marine Structures, Vol. 6, pp.1-73, 1993.
- 8.5 Chaplin J R, "The Computation of Non-Linear Waves on a Current of Arbitrary Non-Uniform Profile," Den Report OTH 90 326, HMSO, 1990.
- 8.6 Dean R G, "Stream Function Representation of Nonlinear Ocean Waves," Journal of Geophysical Research, Vol.70, No. 18, Sept. 1965.
- 8.7 Dean R G, "Stream Function Wave Theory: Validity and Application," Proceedings of the Santa Barbara Specialty Conference, Ch. 12, Oct. 1965.
- 8.8 Dalrymple R A, "A Finite Amplitude Wave on a Linear Shear Current," Journal of Geophysical Research, Vol. 79, pp. 4498-4504, 1974.
- 8.9 Dalrymple R A, "A Numerical Model for Periodic Finite Amplitude Waves on a Rotational Fluid," Journal of Computational Physics, Vol. 24, pp. 29-42, 1977.
- 9.1 Gupta A K, "Response Spectrum Method", Blackwell Scientific Publications, 1990.
- 9.2 Clough R W, and Penzien J, "Dynamics of Structures", McGraw Hill, 1993.
- 10.1 Rice S O, "Mathematical analysis of random noise", Selected papers on noise and stochastic processes, ed. N Wax, 1959.
- 10.2 Davenport A G, "Note on the distribution of the largest value of a random function with application to gust loading", Proc. Inst. Civil Eng. 28, pp187-196, 1964.
- 10.3 Madsen P H, Frandsen S, Holley W E, Hansen J C, "Dynamics and fatigue damage of wind turbine rotors during steady operation", Risø report R-512, 1984.
- 10.4 Miner M A, "Cumulative damage in fatigue", Transactions of the American Society of mechanical Engineers, Vol. 67, A159-A164, 1945.
- 10.5 Flickermeter functional and design specification, BSEN60868, 1993, and evaluation of flicker severity, BSEN60868-0, 1993, equivalent to IEC 868-0, 1991.