

Technical University of Denmark



Dobbelt styrbar 3-bladet vindmølle: Reguleringsstrategier

Hansen, Anca Daniela; Bindner, Henrik W.

Publication date:
1998

Document Version
Også kaldet Forlagets PDF

[Link back to DTU Orbit](#)

Citation (APA):
Hansen, A. D., & Bindner, H. W. (1998). Dobbelt styrbar 3-bladet vindmølle: Reguleringsstrategier. (Denmark. Forskningscenter Risoe. Risoe-R; Nr. 1071(DA)).

DTU Library

Technical Information Center of Denmark

General rights

Copyright and moral rights for the publications made accessible in the public portal are retained by the authors and/or other copyright owners and it is a condition of accessing publications that users recognise and abide by the legal requirements associated with these rights.

- Users may download and print one copy of any publication from the public portal for the purpose of private study or research.
- You may not further distribute the material or use it for any profit-making activity or commercial gain
- You may freely distribute the URL identifying the publication in the public portal

If you believe that this document breaches copyright please contact us providing details, and we will remove access to the work immediately and investigate your claim.

**Dobbelt styrbar 3-bladet
vindmølle:
Reguleringsstrategier**

Anca Hansen, Henrik Bindner

Resumé

Denne rapport er udarbejdet under EFP-96 projektet ”Dobbelt styrbar 3-bladet vindmølle”, journal nr. 1363/96-0002. Formålet med projektet er at undersøge en 3-bladet vindmølle med variabelt omløbstal og variabel pitchvinkel.

Den samlede status er opdelt i 2 delrapporter:

- Reguleringsstrategier (R-1071)
- Sammenligning mellem pitchreguleret vindmølle og pitchreguleret vindmølle med variabelt omløbstal (R-1072).

Denne rapport præsenterer de reguleringsstrategier, der danner grundlaget for styringen af en vindmølle med hensyn til variabelt omløbstal og variabel pitchvinkel. Reguleringsstrategierne undersøges både med hensyn til effektproduktion og med hensyn til reguleringskvalitet og laster. Der er derfor udviklet både en statisk model til fastlæggelse af den overordnede styrestrategi og en dynamisk model til undersøgelse af reguleringskvalitet og laster.

Rapporten præsenterer først baggrunden for at undersøge kombineret variabelt omløbstal og variabel pitch, hvorefter effektproduktionen undersøges ved hjælp af den statiske model for forskellige driftstrategier.

Rapporten indeholder endvidere en ulineær simuleringssmodel for en vindmølle inklusiv styresystem og frekvensomformer. Vindmøllemodellen, opstillet til design af reguleringsstrategier, inkluderer tårnudsøjning, flapvis vingebøjning (symmetrisk), pitchsystem, aerodynamik, frekvensomformer, turbulens samt transmissionssystem. Modellen valideres på måledata fra en VESTAS V27–225kW vindmølle, med en SAMI-STAR 400kVA 4-kvadrant frekvensomformer med ABB styreenhed. Modellen benyttes i første omgang til at fastlægge regulators parametre og siden til undersøge den dynamiske opførsel af en variabel omløbstalsmølle.

I R-1072 sammenlignes fast og variabelt omløbstalsdrift baseret på målinger fra forsøgsopstillingen.

Arbejdet er udført i samarbejde mellem Vestas Wind Systems A/S, ABB Energi og Industri A/S og Forskningscenter Risø.

ISBN 87-550-2440-8

ISSN 0106-2840

Afdelingen for Informationsservice · Risø · 1999

Indhold

1	Symbol liste	<i>4</i>
2	Indledning	<i>6</i>
3	Baggrund	<i>6</i>
4	Principper for styring af vindmølle med variabelt omløbs- hastighed og variabel pitchvinkel	<i>7</i>
5	Opbygning af statisk model	<i>8</i>
	5.1fl Delmodellerfl	<i>9</i>
6	Opbygning af dynamisk model	<i>15</i>
	6.1fl Strukturel modelfl	<i>16</i>
	6.2fl Aerodynamikfl	<i>18</i>
	6.3fl Induktionsgeneratorfl	<i>19</i>
	6.4fl Frekvensomformerfl	<i>21</i>
	6.5fl Roterende turbulensfl	<i>22</i>
	6.6fl Pitchsystemetfl	<i>24</i>
	6.7fl Den totale modelfl	<i>24</i>
7	Regulatordesign	<i>26</i>
	7.1fl Opbygningsprincip for reguleringssystemernefl	<i>26</i>
	7.2fl Tuningsresultaterfl	<i>28</i>
	7.3fl Begrænsning af effektreferencenfl	<i>30</i>
	7.4fl Simuleringerfl	<i>32</i>
8	Sammenligning mellem model og vindmøllen	<i>35</i>
9	Konklusion	<i>39</i>
A	Strukturel model	<i>40</i>
	Litteratur	<i>46</i>

1 Symbol liste

Strukturel model:

M_n	nacellens masse	[kg]
m_v, m_t	vinges og tårnmasse	[kg]
$\tilde{m}_v^1, \tilde{m}_v^2, \tilde{m}_v^3, \tilde{m}_v^4$	generaliserede masser	[kg]
δ	deformering (position)	[m]
$\delta_0, \delta_t, \delta_v, \delta_{tip}$	position af nacelle, tårn vinge og tip, henholdsvis	[m]
φ	udbøjnings funktion	
φ_t, φ_v	tårnets og flapvise 1. modalform	
θ_r	rotorposition	[rad]
θ_g	generators rotorposition	[rad]
J_{gen}	generators inertimoment	[kg m ²]
E	elasticitetmodul	
I_t, I_v, I_h	areal-inerti-momenter for tårn, vinger og hovedaksen	[m ⁴]
K_t, K_v, K_h	generaliserede stivheder for tårn, vinger og for hovedakslen	[N/m]
G	torsionmodul	
f	gears transmissionforhold	
T	totale kinetiske energi	[J]
V	totale potentielle energi	[J]
\underline{q}	generaliseret koordinatvektor	
\underline{Q}	generaliseret lastvektor	
\mathbf{M}	masse matrix	
\mathbf{K}	stivheds matrix	
\mathbf{C}	dæmpings matrix	

Aerodynamik:

u	vindhastighed	[m/s]
β	pitchvinkel	[deg]
ω_r	rotorhastighed	[rad/s]
C_p	effektcoefficient (aerodynamisk virkningsgrad)	
C_t	momentcoefficient	
R	rotorradius	[m]
A	rotorareal	[m ²]
P_a	aerodynamisk effekt	[W]
T	aerodynamisk moment	[Nm]
F	rotorens aksiale kraft	[N]

Induktionsgenerator:

Ψ_{rd}, Ψ_{rq}	rotorflux i d-q koordinater	[Wb]
Ψ_{sd}, Ψ_{sq}	statorflux i d-q koordinater	[Wb]
i_{sd}, i_{sq}	statorstrøm i d-q koordinater	[A]
u_{sd}, u_{sq}	statorspændning i d-q koordinater	[V]
ω_{slip}	sliphastighed	[rad/s]
ω_g	generatorhastighed	[rad/s]
p	poltal	
R_s, R_r	stator og rotor modstand, henholdsvis	[Ω]
L_m	gensidig induktans	[H]
L_1, L_2	stator og rotor lækageinduktans, henholdsvis	[H]
L_s, L_r	stator og rotor induktans, henholdsvis	[H]
	$L_s = L_m + L_1, L_r = L_m + L_2$	[H]
σ	$\sigma = 1 - \frac{L_m^2}{L_s L_r}$	
τ_r	$\tau_r = \frac{L_r}{R_r}$	[H/ Ω]
P_{el}	elektrisk effekt	[W]
T_{ag}	luftgabsmoment	[Nm]

Roterende turbulens:

$S_{rot}^n(\Delta\omega)$	roterende turbulensspektrum	[(m/s) ² /rad/s]
$S_{fast}^n(\Delta\omega)$	fast punkt turbulensspektrum	[(m/s) ² /rad/s]
$A^n(\Delta\omega)$	admittans funktion	
$\Delta\omega = \omega - n\omega_r$	frekvensen af amplituden for den n'te harmoniske	[rad/s]

2 Indledning

Denne rapport præsenterer de reguleringsstrategier, der danner grundlaget for styring af en vindmølle med hensyn til variabelt omløbstal og variabel pitchvinkel. Formålet med at anvende variabelt omløbstal og pitchvinkel er at opnå en højere energiproduktion ved lavere vindhastigheder, en lavere belastning på møllen, samt en større driftmæssig fleksibilitet. Som bekendt, skyldes de strukturelle laster på møllen tildels turbulensen i vinden. En del af disse turbulenspåvirkninger kan kontrolleres og elimineres ved at tillade at rotorens omløbstal varierer.

Denne rapport indeholder en model for en vindmølle inklusiv styresystem og frekvensomformer. Vindmøllemodellen inkluderer tårnudbøjning, flapvis vingeudbøjning (symmetrisk), pitchsystem, aerodynamik, frekvensomformer, turbulens samt transmissionsystem. Modellen valideres på måledata fra en VESTAS V29 – 225kW vindmølle, med en SAMI-STAR 400kVA 4-kvadrant frekvensomformer med ABB styreenhed.

Projektet er delvis finansieret af Energistyrelsen, journal nr. 1363/96-0002, og det er udført i samarbejde mellem Vestas Wind Systems A/S, ABB Energi og Industri A/S og Forskningscenter Risø. Projektets titel er ”Dobbelt styrbar 3-bladet vindmølle”.

3 Baggrund

Den fundamentale ligning, der beskriver den mekaniske effekt, som tages ud af vinden af en vindmølle, er:

$$P_{mek} = T \omega_r = \frac{1}{2} \rho A u^3 C_p(\beta, \lambda) \quad (1)$$

hvor T er det drivende moment på rotoren, ω_r er rotorens omløbshastighed, ρ er luftens massefylde, A er rotorens areal og u vindhastigheden. $C_p(\beta, \lambda)$ er rotorens effektivitet, der er en ulineær funktion af pitchvinklen β og af tiphastighedsforholdet λ , defineret således:

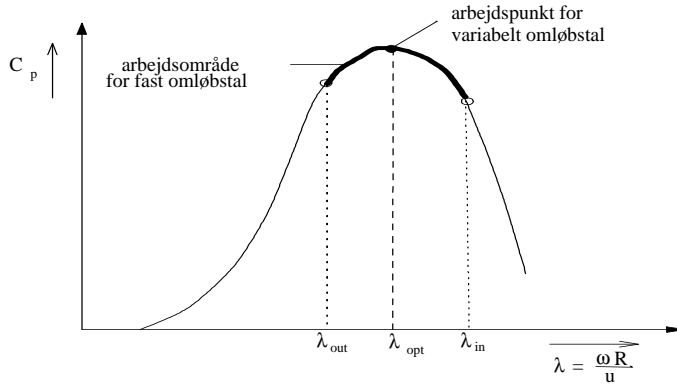
$$\lambda = \frac{\omega_r R}{u} \quad (2)$$

hvor R er rotorens radius.

Som det ses i Figur 1, kan rotoren kun udvikle den optimale mekaniske effekt P_{mek}^{opt} ved et bestemt λ , nemlig λ_{opt} . I den traditionelle pitch regulerende 3-bladede vindmølle (med fast omløbshastighed) er rotorens effektivitet C_p kun funktion af vindhastigheden u og pitch vinkel β , nemlig:

$$C_p = C_p(\beta, \lambda), \quad \text{hvor } \lambda = \lambda(u) \quad (3)$$

Arbejds punktet for C_p varierer på C_p -kurven mellem λ_{out} og λ_{in} . Således er rotorens effektivitet C_p ikke hele tiden på den maksimale værdi. For en vindmølle der har mulighed for at variere omløbshastigheden ω_r afhænger rotorens effektivitet af både vindhastigheden u , pitchvinkel β og rotorens omløbshastighed ω_r :



Figur 1. Arbejdsområde på C_p -kurven for både fast og variabelt omløbstal, givet en bestemt pitchvinkel.

$$C_p = C_p(\beta, \lambda), \quad \text{hvor } \lambda = \lambda(u, \omega_r) \quad (4)$$

Den maksimale C_p , C_p^{\max} opnås for en givet pitchvinkel, β_{opt} , og et givet tipshastighedsforhold, λ_{opt} . Det betyder at hvis vingerne indstilles til β_{opt} og λ holdes på λ_{opt} ved at ændre ω_r proportionalt med vindhastigheden u kan man fastholde rotorens effektivitet på C_p^{\max} over et stort vindhastighedsområde. Det betyder, at der kan opnås nogen effektproduktionsgevinst ved at bruge variabelt omløbshastighed frem for at bruge fast omløbshastighed. Desuden kan startvindhastigheden for vindmøllen reduceres, fordi den optimale effektivitet også holdes konstant ved lave vindhastigheder.

Når vindmøllen arbejder i det optimale driftspunkt er effektproduktionen givet ved:

$$P_{mek}^{opt}(u) = \left(\frac{\rho A R^3 C_p^{\max}}{2 \lambda_{opt}^3} \right) \omega_r^3(u) \quad (5)$$

Det bemærkes, at den maksimale effekt varierer med rotorens omløbshastighed efter en kubisk funktion.

4 Principper for styring af vindmølle med variabelt omløbshastighed og variabel pitchvinkel

Styringen af vindmøllen deles op i to intervaller:

- Effektoptimering under nominel effekt. Målet er at spore en maksimum effektivitet C_p^{\max} . Pitchvinklen er indstillet til β^{opt} , medens tipshastighedsforholdet holdes til λ_{opt} ved at variere omløbstalet. Styringsstrategien er at minimere:

$$|P(u) - P_{mek}^{opt}(u)| \quad (6)$$

hvor $P_{mek}^{opt}(u)$ er givet af (5).

- Effektbegrænsning, hvor målet er at holde den nominelle effekt.

For at optimere effektproduktionen er det nødvendigt at holde rotor effektiviteten så tæt som muligt på C_p^{\max} . Dette gøres ved at fastholde $\lambda = \lambda_{opt} = \frac{\omega_r R}{u}$ konstant. Imidlertid er det ikke muligt direkte at styre for at holde λ konstant, idet det ikke er muligt at måle vindhastigheden med tilstrækkelig nøjagtighed. Det er derfor ønskeligt at finde en måde at styre vindmøllen på, så brug af vindhastigheden undgås. I stedet for at bruge vindhastigheden direkte kan det udnyttes at det vides hvad effektproduktionen skal være for at være optimal for et givet omløbshastighed. Strategien bliver derfor udfra det aktuelle omløbshastighed at sætte en effektreference til frekvensomformereren. Denne effektreference er bestemt som den effekt, der er maksimal ved det aktuelle omløbshastighed. Under kvasistatiske forhold vil det give en effektproduktion som er optimal. Det optimale forhold mellem omløbshastighed og effekt beregnes forud på basis af rotorens aerodynamiske data.

Evnen til at variere rotorens omløbshastighed med vindhastigheden anvendes i begge strategierne. Evnen til at variere pitchvinklen bruges mest ved effektbegrænsning for dels at undgå at variationerne i rotorens omløbshastighed og dels at effektproduktionen bliver for store. Det er vigtigt at understrege at disse sporingstrategier kan anvendes uden at have kendskab til vindhastigheden. Alt hvad der behøves, er rotorens omløbshastighed og luftgabsmomentet.

Den betragtede vindmølle med variabelt omløbshastighed og variabel pitchvinkel er tilsluttet nettet gennem en frekvensomformer. Anvendelsen af frekvensomformereren giver møllen mulighed for at optage ændringer i den aerodynamiske effekt, som ændringer i rotorens omløbshastighed i stedet for ændringer i moment. Således bliver lasterne i gearkassen mindre og derved er det muligt at reducere størrelsen på gearkassen i forhold til en konventionel mølle. Tidligere undersøgelser [Bindner, 1996] har vist, at det er meget vanskeligt at opnå en tilfredsstillende reguleringskvalitet ved pitchregulering alene. Ved at anvende en frekvensomformer bliver fluktuationerne i møllens effektproduktion betydeligt mindre.

Samspillet mellem variabelt omløbshastighed og variabel pitchvinkel giver mulighed for:

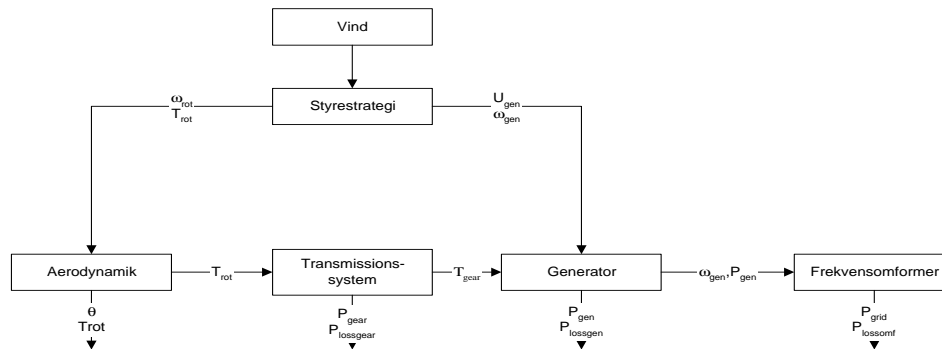
- at operere med en maksimal nyttevirkning (effektivitet) under mærkevindhastigheden.
- at mindske belastningerne i gearkassen.
- at holde effekten i et snævert bånd i effektbegrænsning.
- at minimere momenttransienter i effektbegrænsning.

5 Opbygning af statisk model

Formålet med denne model er, at være i stand til at beregne energiproduktionen fra en standard vindmølle henholdsvis en vindmølle tilsluttet nettet gennem en frekvensomformer for derved at kunne vurdere konsekvenserne af at benytte frekvensomformer i forbindelse med en vindmølle. Modellen er statisk. Hovedsigtet med modellen har været at være i stand til at tage højde for de ændrede

virkningsgrader for de enkelte komponenter når møllen drives ved varierende omløbshastighed, samt at kunne sammenligne energiproduktionen når forskellige styrestrategier benyttes.

Den samlede model er opbygget af en række undermodeller, der hver især beskriver en af komponenterne i vindmøllen, som illustreret i Figur 2.



Figur 2. Blokdiagram for statisk model med vigtigste variabelnavne.

For hver vindhastighed bestemmes det aerodynamiske moment og generatorspændingen på basis omløbshastigheden og vindhastigheden. Dette gøres i en styrestrategiblok. Al kontrol er placeret i denne blok. Den benyttes blandt andet de aerodynamiske data for at kunne bestemme omløbshastighed og aerodynamisk moment. Herefter udregnes tabene i gearkasse, generator og frekvensomformer for at finde effektproduktionen til nettet. For at beregne energiproduktionen vægtes effektkurven med fordelingsfunktionen for en Weibull-fordeling. Modellen er opbygget i MATLAB.

5.1 Delmodeller

Aerodynamik

Bestemmelsen af den aerodynamiske effekt på hovedakslen baserer sig på Cp-flader. Disse flader er udregnet ved hjælp af ADYN. Input til disse beregninger er profildata og andre fysiske data for rotoren. Aerodynamikblokken beregner den pitchvinkel der giver effektbalance ved givne omløbshastighed og vindhastighed. Pitchvinklen findes ved numerisk løsning af effektligningen.

Gear

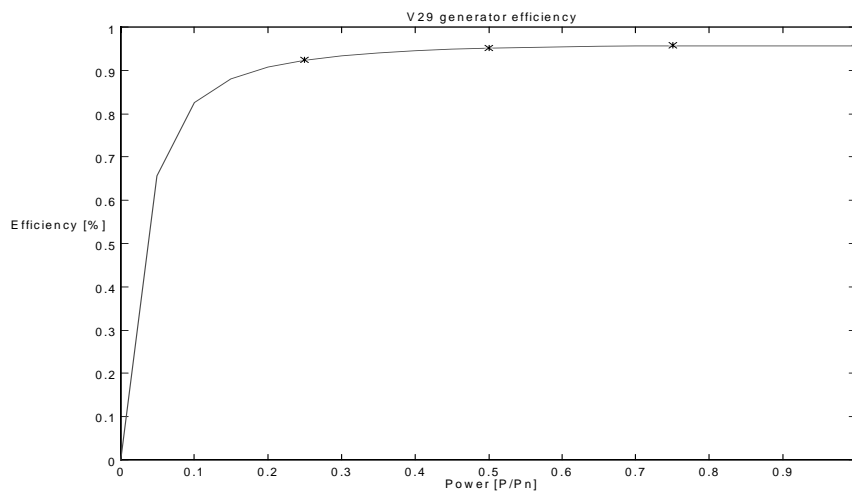
Gearets virkningsgrad er i første omgang fastlagt ud fra effekten alene, idet disse data er de eneste der er tilgængelige. Virkningsgraden for gearkassen på V29 er listet i Tabel 1. Virkningsgraden findes ved interpolation i tabellen.

P/Pn	Virkningsgrad	kilde
0.00	0.000	antaget
0.25	0.910	datablade
0.50	0.940	datablade
0.75	0.965	datablade
1.00	0.975	datablade
1.25	0.975	antaget
1.50	0.975	antaget
1.75	0.975	antaget
2.00	0.975	antaget

Tabel 1. Virkningsgrad af V29 gearkasse ved fast omløbstal.

Generator

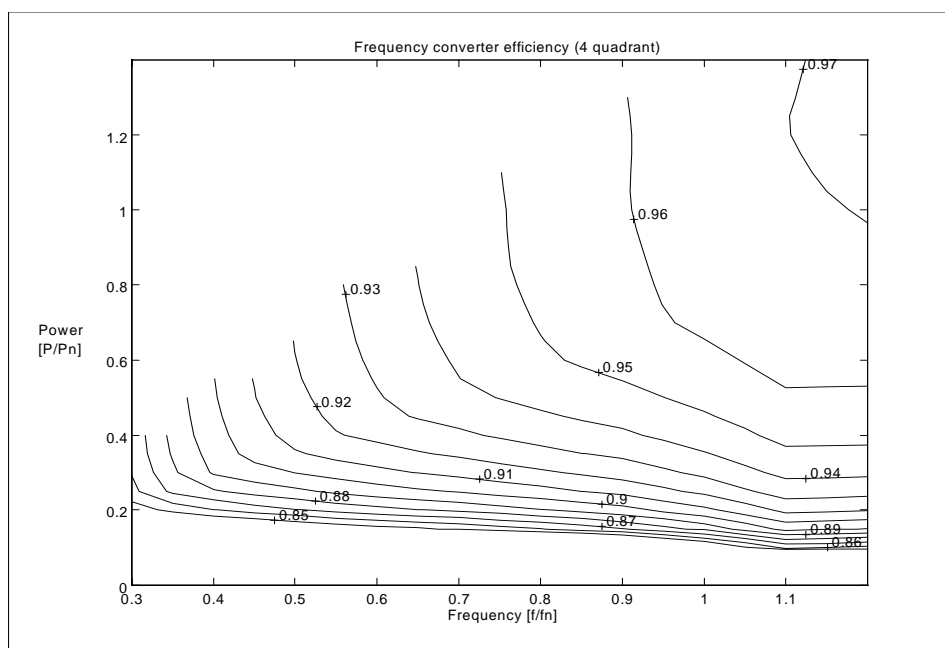
Tabene i generatoren er beregnet udfra generatorens ækvivalentdiagram og de opgivne data. Til disse tab lægges ventilations og tillægstab. Tabene består af statorkobbertab, rotorkobbertab, jerntab, ventilationstab og tillægstab. De tre førstnævnte beregnes udfra generator ækvivalentdiagrammer hvor spænding, frekvens og effektproduktion er input. Ventilationstabet antages at være proportionalt med omløbshastigheden i tredje potens og tillægstabet at være proportionalt med effekten. Tabene er modelleret til at være afhængige af omløbshastighed (statorfrekvens), belastning og klemspænding. Den modellerede og opgivne virkningsgrad for generatoren ved fast omløbshastighed er vist i Figur 3.



Figur 3. V29 generator virkningsgrad for fast omløbstal. (- model, * datablade).

Frekvensomformer

Frekvensomformerens virkningsgrad er udregnet på basis af opgivne tabskurver. På Figur 4 er virkningsgraden for frekvensomformeren vist som funktion af effekt og frekvens. Ved beregning af virkningsgraden interpoleres mellem de fra kurvebladet bestemte data.



Figur 4. Virkningsgrad for frekvensomformer (4 kvadrant)

Styrestrategier

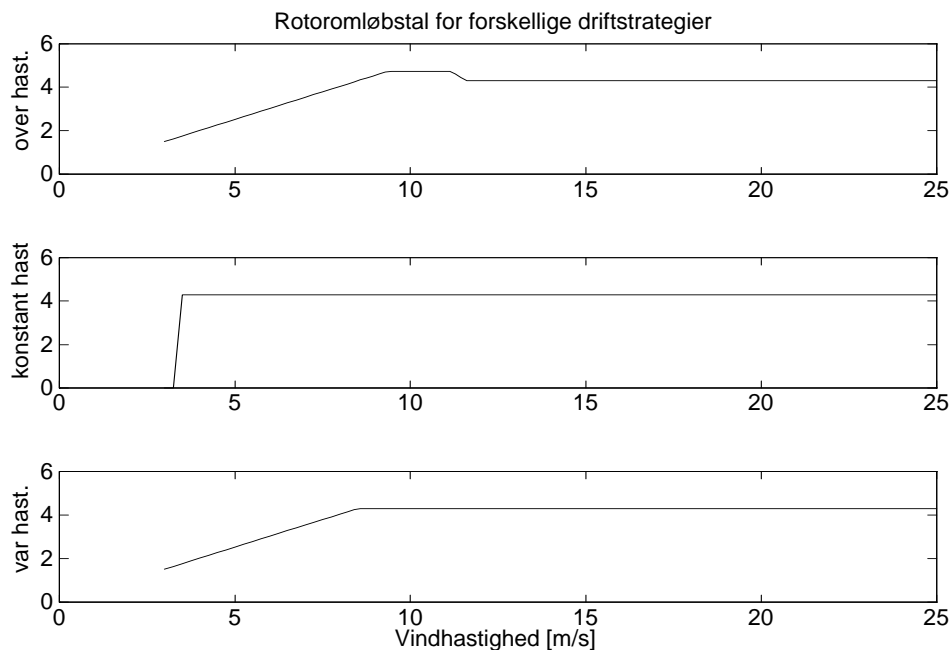
Styrestrategidelen skal fastlægge omløbshastighed, moment og generatorspænding. Det sker med vindhastigheden som variabel og en række mølledata som parametre. Forskellige forløb af omløbshastighed, moment og generatorspænding kan så beregnes, så møllen for eksempel kører med fastomløbstal, eller variabelt omløbstal med eller uden overhastighed (se Figur 5 og Figur 6). Fastlæggelsen af omløbshastigheden sker først ud fra den overordnede strategi for eksempel fast tiphastighedsforhold eller konstant hastighed. Når så en grænse nås som maksimalt omløbstal eller moment, modificeres omløbshastigheden.

Simuleringsresultater

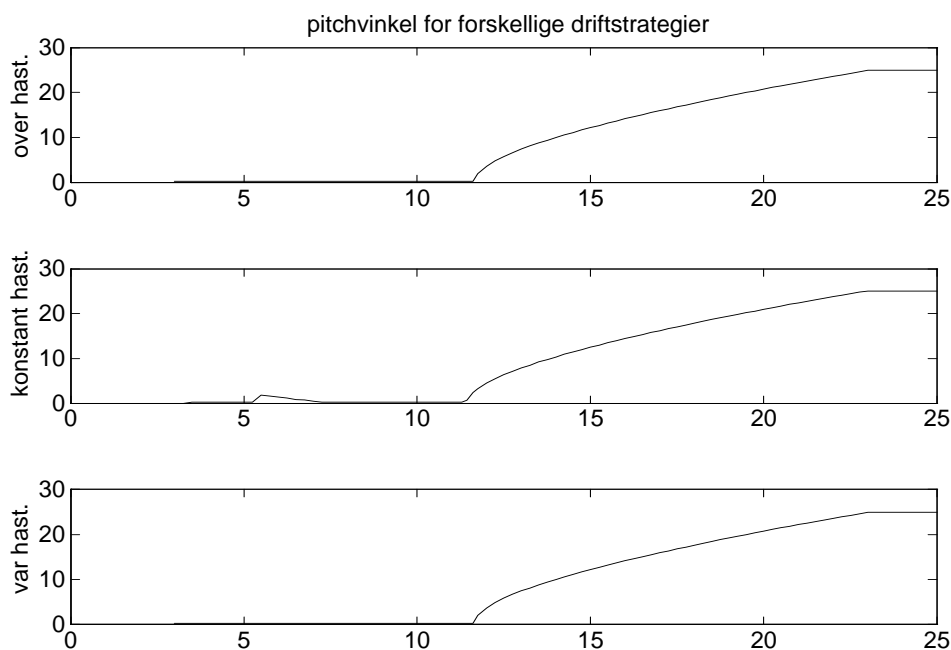
De tre præsenterede driftstrategier sammenlignes på grund af deres resulterende effektkurve (se Figur 7), samt hvordan tabene er i de tre tilfælde. Det ses umiddelbart at der ikke er stor forskel på de tre driftstrategier. Ved lave vindhastigheder ligger de to med variabel hastighed over den med konstant hastighed. Ved 6-7 m/s krydser de hinanden og til 9 m/s ligger konstant hastighed øverst. Overhastighed krydser her konstant hastighed og bliver bedst op til 12 m/s. Konstant hastighed ligger i midten og variabel hastighed uden overhastighed ligger nederst.

Grunden til at driftstrategierne med variabel hastighed ikke er gunstigere end de er, er at tabene i frekvensomformerer er så store, at de kun lige akkurat eller ikke kan opvejes af den øgede aerodynamiske effektivitet og lavere tab i generatoren. Frekvensomformerens tab er vist på Figur 8. Selvom virkningsgraden for frekvensomformerer er ganske høj (96.3% ved fuldlast) er tabene allivel svære at dække ind ved forbedret effektivitet.

På Figur 9 ses at tabene i generatoren sænkes væsentligt i delastområdet under

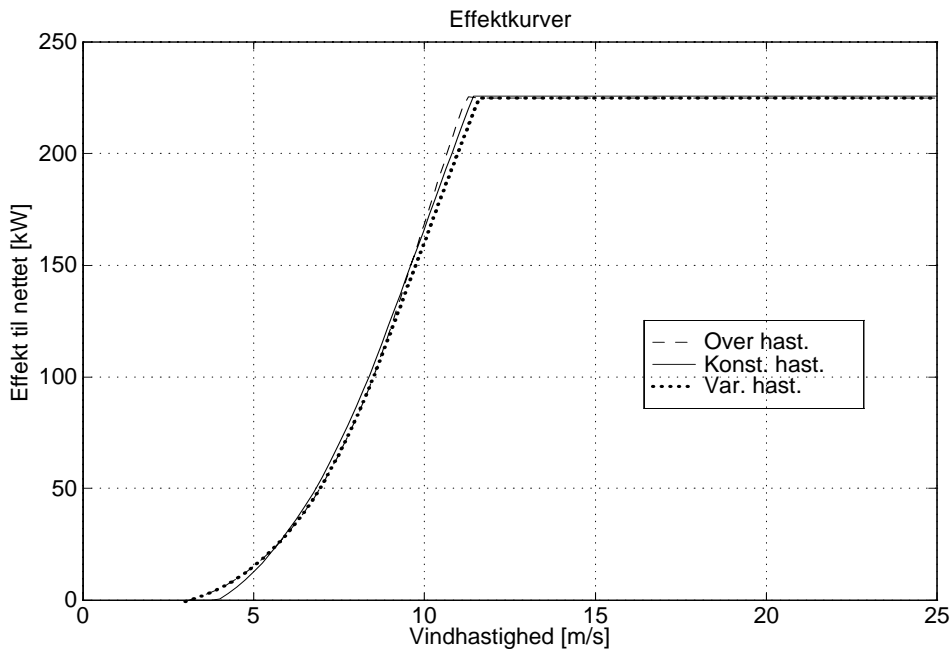


Figur 5. Rotoromløbshastighed for forskellige driftstrategier. Øverst er tillades 10% (i forhold til nominal hastighed for standard V29) overhastighed, i midten er rotorhastigheden konstant, nederst er rotorhastigheden variabel, men der tillades ikke overhastighed. Enheden på alle y-akser er rad/s.

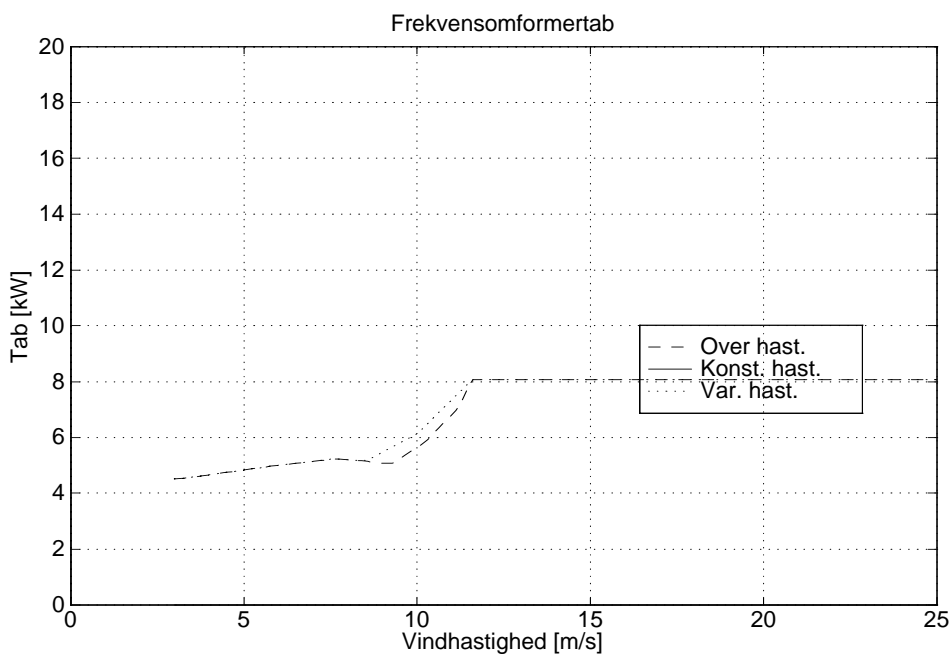


Figur 6. Pitchvinkel for forskellige vindhastigheder. Rækkefølge er den samme som på Figuren 5. Det ses at de tre forløb stort set er identiske, bortset fra at pitchvinklen for konstant omløbstal-strategien øges lidt før de to andre.

9 m/s. Der vil yderligere kunne vindes lidt ved at benytte feltsvækning. Over 9 henholdsvis 12 m/s ligger tabene ifor variabel hastighed over tabene ved konstant hastighed, da effekten i generatoren er højere.



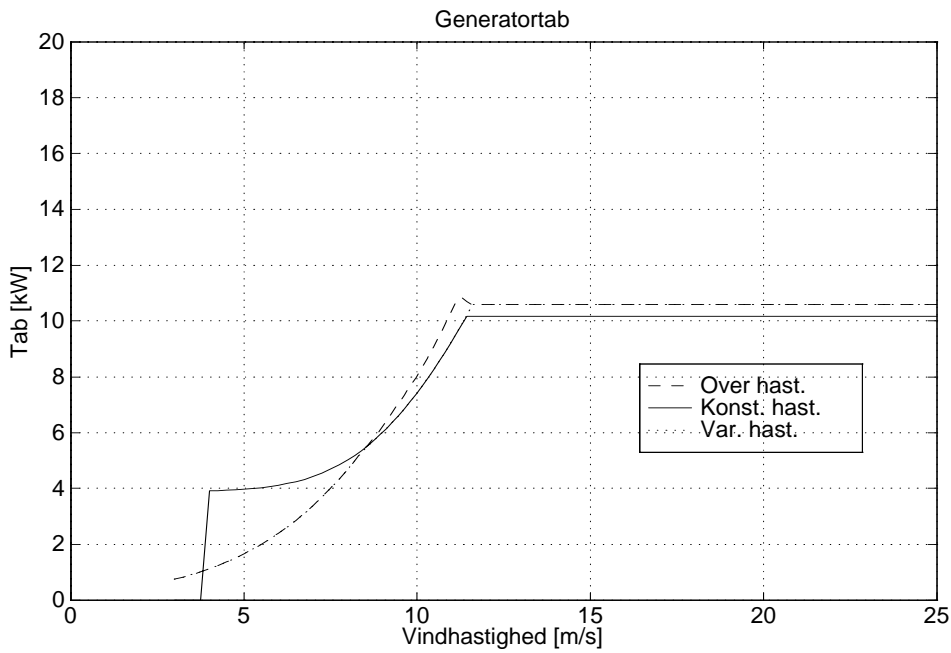
Figur 7. Effektkurver for de tre driftstrategier. Konstant hastighed er fuld optrukket, overhastighed er brudt og variabel er punkteret.



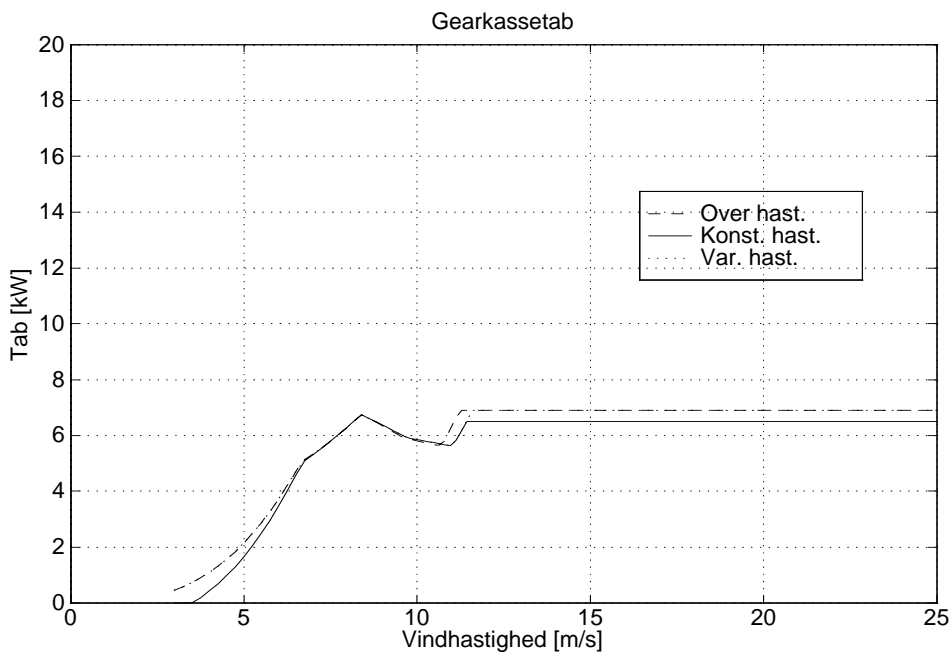
Figur 8. Tab i frekvensomformer for de to driftstrategier der har variabelt omløbstal. Signatur som i Figur 7.

Da gearkassetabene indtil videre kun er modelleret som værende afhængige af effekten vindes der ikke noget ved variabel omløbstal drift, Figur 10.

Som det ses i figuren med de aerodynamiske effektkurver, Figur 11, er der et stort område fra 6-9 m/s, hvor der ikke vindes noget ved variabel omløbstaldrift. Dette skyldes at C_p fladen er meget flad omkring optimum. Det er den væsentligste



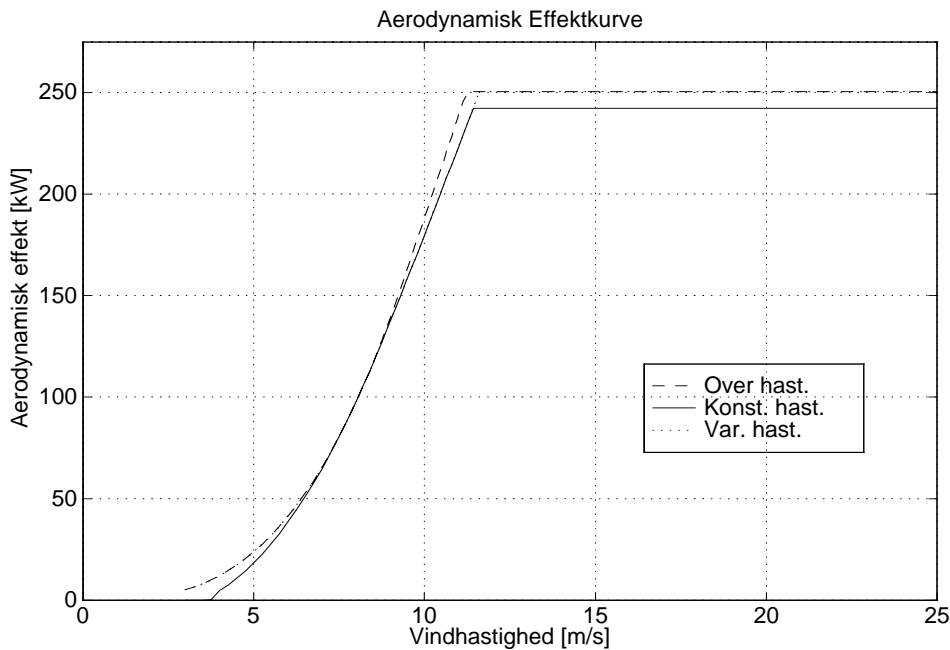
Figur 9. Tab i generator for de tre driftstrategier. Signaturer som i Figur 7



Figur 10. Gearkassetab for de tre driftstrategier. Signaturer som i Figur 7.

grund til at forskellen på variabelhastighedsdrift og konstanthastighedsdrift ikke er større end den er.

Det kan foreløbig konkluderes at de energiproduktionsmæssige fordele ved variabelomløbstaldrift ikke er særlig store og sandsynligvis ikke engang positive hvis der ikke tillades overhastighed. Hvis overhastighed tillades er gevinsten



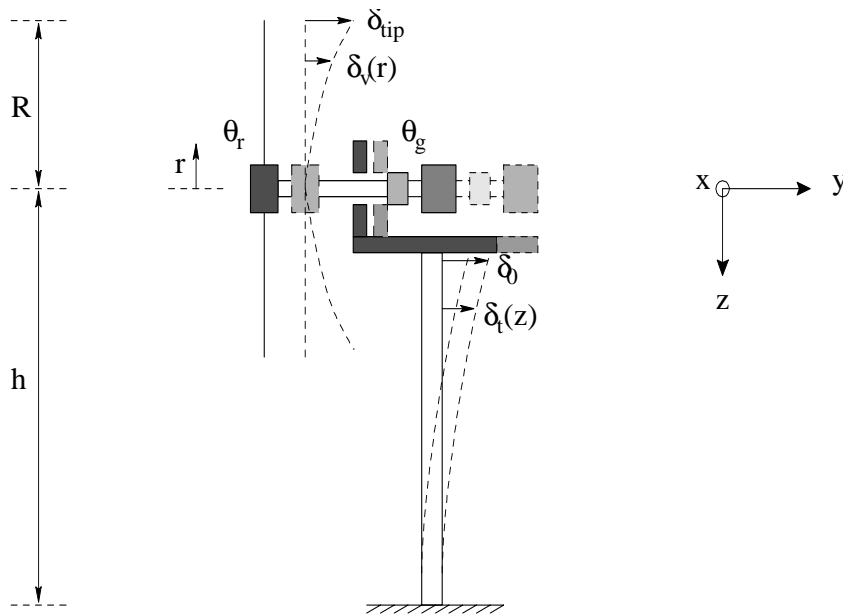
Figur 11. Aerodynamisk effektkurve. Signaturer som i Figur 7.

marginal men positiv. Konklusionen er baseret på at der ikke benyttes feltsvækning, samt at der ikke er taget højde for gearkassens lavere tab ved lavere hastigheder. Endvidere er modelleringen baseret på statiske sammenhænge, så der er ikke taget højde for turbulens og dynamic af væsentlig betydning. Den væsentligste grund til konklusionen angående energiproduktion er at C_p -fladen er meget flad omkring optimum. Rotoren vil derfor også under driftstrategien med konstant omløbstal over et stort område arbejde tæt på den maksimale C_p -værdi.

6 Opbygning af dynamisk model

Modellen af vindmøllen omfatter modeller af de vigtigste komponenter set fra en reguleringssynsvinkel og den er opstillet til følgende formål:

- At tage hensyn til møllens øjeblikkelige omløbshastighed.
- At kunne bruges til design af drift, afprøvning af reguleringsstrategier og beregning af effektfluktuationer, gearkasselaster samt andre strukturelle laster.
- At beskrive de kvasistatiske og dynamiske sammenhænge i vindmøllen.
- At have så lav modelorden som muligt under forudsætning af at den væsentlige dynamik er bevaret i modelbeskrivelsen. Modellerne skal være balanceret, således at de har den samme grad af kompleksitet.
- I modellen, betragtes rotoren som en helhed. Således tages dynamikken af hver vinge ikke i betragtning.
- Vindretningen er ikke taget i betragtning i modellen, fordi det antages, at møllen er orienteret mod vinden hele tiden.



Figur 12. Skitse af strukturel model.

Modellen er opbygget i SIMULINK (Matlab's grafiske interface). Modellen er ulineær både i aerodynamik og regulatorer. De vigtigste delkomponenter af vindmøllen set fra en reguleringssynsvinkel beskrives i de følgende afsnit.

6.1 Strukturel model

Ideelt skal strukturmodellen repræsentere den virkelige vindmølle på en sådan måde, at modellen kan anvendes til at bestemme vindmøllens dynamiske respons og dermed de dimensionerende laster og deformationer.

I nærværende beskrivelse medtages der i strukturmodellen modeller for tårnubøjning, symmetrisk flap vingeudbøjning (se Figur 12) samt modeller for komponenter som for eksempel rotor, generator og gear.

Detaljer om udledningen af strukturmodellens ligninger er beskrevet i Appendiks A. Modellens ligninger kan udtrykkes på følgende matrix form:

$$\mathbf{M} \ddot{\underline{q}} + \mathbf{C} \dot{\underline{q}} + \mathbf{K} \underline{q} = \underline{Q} \quad (7)$$

De ubekendte i ligningen er deformationerne, der som funktion af tiden bliver til bevægelse, og ligningen benævnes derfor ofte systemets bevægelsesligning. Produkterne af coefficientmatricerne og deformationsvektoren repræsenterer følgende kræfter:

$\mathbf{M} \ddot{\underline{q}}$	inertikræfter
$\mathbf{C} \dot{\underline{q}}$	dæmpingskræfter
$\mathbf{K} \underline{q}$	elastiskekræfter
\underline{Q}	laster(aerodynamiskekræfter og tyngdekraft)

Strukturmodellen (7) kan bringes på følgende form:

$$\dot{\underline{x}} = \mathbf{A}\underline{x} + \mathbf{B}\underline{u} \quad (8)$$

$$\underline{y} = \mathbf{C}\underline{x} + \mathbf{D}\underline{u} \quad (9)$$

hvor tilstandsvektor \underline{x} , inputvektor \underline{u} og outputvektor \underline{y} er givet ved:

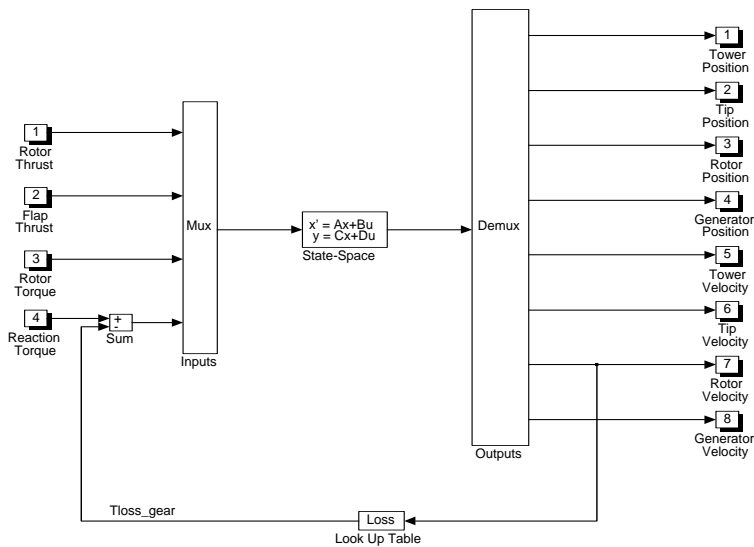
$$\underline{x} = \begin{bmatrix} \delta_0 \\ \delta_{tip} \\ \theta_r \\ \theta_g \\ \dot{\delta}_0 \\ \dot{\delta}_{tip} \\ \dot{\theta}_r \\ \dot{\theta}_g \end{bmatrix}, \quad \underline{u} = \begin{bmatrix} F_{rotor} \\ F_{flap} \\ T_{rotor} \\ T_{ag} \end{bmatrix}, \quad \underline{y} = \underline{x} \quad (10)$$

og hvor systemmatricerne er:

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{0}_{4 \times 4} & \mathbf{I}_{4 \times 4} \\ -\mathbf{M}^{-1}\mathbf{K} & -\mathbf{M}^{-1}\mathbf{C} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{B} = \begin{bmatrix} \mathbf{0}_{4 \times 4} \\ \mathbf{M}^{-1} \end{bmatrix} \quad (11)$$

$$\mathbf{C} = [\mathbf{I}_{8 \times 8}], \quad \mathbf{D} = [\mathbf{0}_{8 \times 4}] \quad (12)$$

I Figur 13 er Simulink implementering af strukturmodellen afbildet på tilstandsform med matricerne \mathbf{A} , \mathbf{B} , \mathbf{C} , \mathbf{D} defineret i (11-12). Den betragtede formulering af den strukturelle model har således 8 tilstande, 4 input og 8 output. De 4 input i strukturmodellen (rotor thrust, flap thrust, rotorsdrivmoment og luftgabsmoment) er genereret af den aerodynamiske delmodel beskrevet i næste afsnit. Det bemærkes, at momenttab i gearet tages i betragtning i beregningerne.



Figur 13. Simulink implementering af strukturel model.

6.2 Aerodynamik

Den opstillede model er ikke-lineær med hensyn til aerodynamikken. Den aerodynamiske model beregner den aerodynamiske effekt og drivmoment, samt rotorens aksiale kraft med hensyn til bladvinkel, vind og omløbshastighed:

$$P_a = 0.5 \rho A u^3 C_p(u_{relativ}, \omega_r, \beta) \quad (13)$$

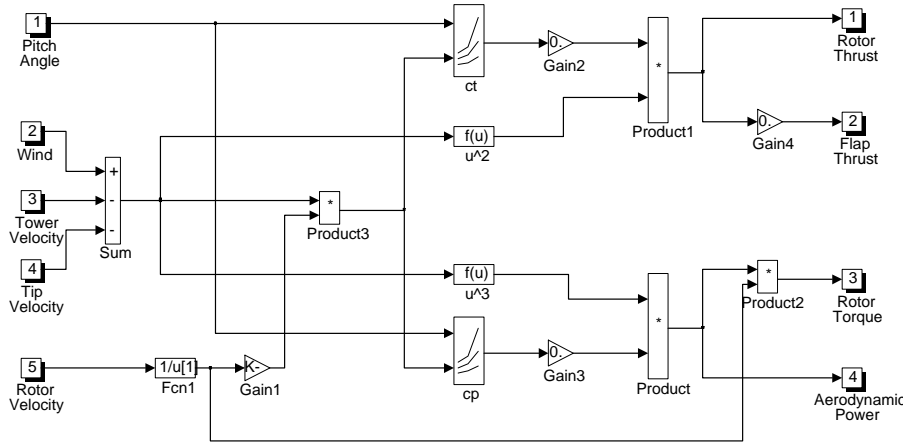
$$T = P_a / \omega_r \quad (14)$$

$$F = 0.5 \rho A u^2 C_t(u_{relativ}, \omega_r, \beta) \quad (15)$$

Som skitseret i Figur 14 er de aerodynamiske størrelser beregnet med hensyn til bladvinkel β , rotorhastighed ω_r , og en relativ vindhastighed. Sidstnævnte består af forskellen mellem vindhastighed u samt tårn $\dot{\delta}_0$ og tip $\dot{\delta}_{tip}$ hastighed:

$$u_{relativ} = u - \dot{\delta}_0 - \dot{\delta}_{tip} \quad (16)$$

Effekt og moment koefficienterne, C_p og C_t , findes på grund af deres ulinearitet via opslagstabeller, der er genereret på basis af profil data. De er stærk afhængige af vindhastighed, bladvinkel og omløbshastighed.



Figur 14. Simulink implementering af nonlinear aerodynamik.

Det aerodynamiske drivmoment på en vindmølles rotor varierer hele tiden på grund af vindens turbulens, vingernes passage forbi tårnet og evt. på grund af pitchvinkelændringer ved pitchregulerede møller. Disse drivmomentvariationer overføres indirekte til den elektriske effekt via transmissionsystemet. Derfor bruges det aerodynamiske drivmoment som primær indikator for belastninger i transmission system.

Hvis aerodynamikken lineariseres, kan følgende udtryk benyttes til beregning af de enkelte partielle afledede:

$$\frac{\partial F}{\partial u} = \frac{1}{2} \rho A u (2C_t + \lambda \frac{\partial C_t}{\partial \lambda}) \quad \frac{\partial T}{\partial u} = \frac{1}{2\omega_r} \rho A u^2 (3C_p + \lambda \frac{\partial C_p}{\partial \lambda})$$

$$\frac{\partial F}{\partial \beta} = \frac{1}{2} \rho A u^2 \frac{\partial C_t}{\partial \beta} \quad \frac{\partial T}{\partial \beta} = \frac{1}{2\omega_r} \rho A u^3 \frac{\partial C_p}{\partial \beta}$$

$$\frac{\partial F}{\partial \omega_r} = -\frac{1}{2} \rho R A u \lambda^2 \frac{\partial C_t}{\partial \lambda} \quad \frac{\partial T}{\partial \omega_r} = -\frac{1}{2\omega_r^2} \rho A u^3 (C_p + \lambda \frac{\partial C_p}{\partial \lambda})$$

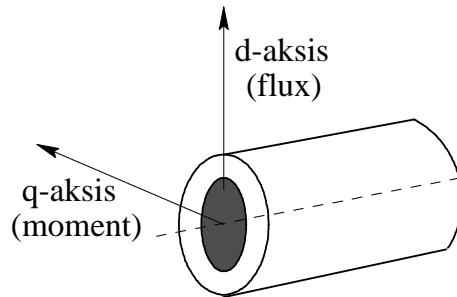
Disse udtryk kan eventuelt bruges i ligningerne (A.75-A.77) og (A.81-A.83) til at beregne de aerodynamiske influensfaktorer μ_i ($i = 1, \dots, 6$).

6.3 Induktionsgenerator

For en variabelt omløbstal vindmølle spiller generatordynamikken en vigtig rolle i designet af hastighedsregulatoren.

Induktionsgeneratoren modelleres i et d-q system (rotorens koordinater), således at magnetisering og moment afkobles. Det vil sige d-q systemet muliggør en uafhængig styring af flux og moment. I Figur 15 er dette system afbildet:

- d-aksen (real aksen) angiver retningen for flux i rotoren.
- q-aksen (imaginær aksen) angiver retningen for moment, der hermed er vinkelret på flux. Det betyder at rotorens flux i q-retningen kan negligeres ($\Psi_{rq} = 0$).



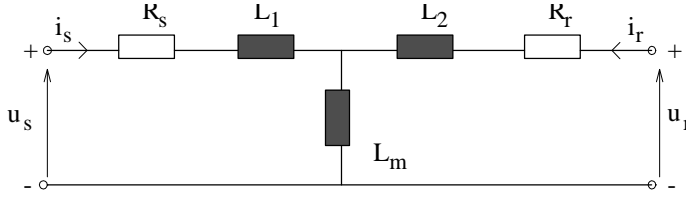
Figur 15. Flux og moment i induktionsgeneratoren.

Sædvanligvis analyseres induktionsgenerators opførsel ud fra dens ækvivalente elektriske kredsløb (se Figur 16). En reduceret model for generatorens dynamik ønskes opbygget og derfor gøres følgende antagelser:

- Statorens dynamik er hurtig i forhold til rotorens dynamik, og derfor kan den negligeres. Rotorens dynamik er langsommere, fordi der ikke eksisterer en fysisk forbindelse mellem rotor og stator. Rotorens flux ændres derfor via statorens flux.
- Generatorens belastning er symmetrisk.
- Mætningseffekter tages ikke i betragtning (dvs. der er en lineær sammenhæng mellem spænding og strøm).
- Induktionsgeneratoren er strømstyret. Den har (som fordel) en stor båndbredde.

Med disse antagelser kan generatoren modelleres som følgende:

- Flux:



Figur 16. Elektrisk ækvivalentdiagram for induktionsgenerator.

$$\Psi_{rq} = 0 \quad (17)$$

$$\frac{d\Psi_{rd}}{dt} = -\frac{1}{\tau_r} \Psi_{rd} + \frac{L_M}{\tau_r} i_{sd} \quad (18)$$

$$\Psi_{sq} = \sigma L_s i_{sq} \quad (19)$$

$$\Psi_{sd} = \sigma L_s i_{sd} + \frac{L_M}{L_r} \Psi_{rd} \quad (20)$$

- Spænding:

$$u_r = 0 \text{ (kortslutningsrotor)} \quad (21)$$

$$u_{sd} = -R_s i_{sd} + \Psi_{sq} (\omega_{slip} + p\omega_g) \quad (22)$$

$$u_{sq} = -R_s i_{sq} - \Psi_{sd} (\omega_{slip} + p\omega_g) \quad (23)$$

$$\omega_{slip} = \frac{L_m}{\tau_r} \frac{i_{sq}}{\Psi_{rd}} \quad (24)$$

- Effekt og moment:

$$P_{el} = \frac{3}{2\sigma L_s} (\Psi_{sd} u_{sd} + \Psi_{sq} u_{sq} - \frac{L_m}{L_r} \Psi_{rd} u_{sd}) \quad (25)$$

$$T_{ag} = \frac{3p}{2\sigma L_s} (-\frac{L_m}{L_r} \Psi_{sq} \Psi_{rd}) \quad (26)$$

hvor:

Ψ_{rd}, Ψ_{rq}	rotorens flux i d-q koordinater
Ψ_{sd}, Ψ_{sq}	statorens flux i d-q koordinater
i_{sd}, i_{sq}	statorens strøm i d-q koordinater
u_{sd}, u_{sq}	statorens spænding i d-q koordinater
ω_{slip}	sliphastighed
ω_g	generatorhastighed
p	poltal
R_s, R_r	stator og rotor modtand, henholdsvis
L_m	gensidig induktans
L_1, L_2	stator og rotor sprednings induktans, henholdvis
L_s, L_r	stator og rotor induktans, henholdsvis
	$L_s = L_m + L_1, L_r = L_m + L_2$
σ	$\sigma = 1 - \frac{L_m^2}{L_s L_r}$
τ_r	$\tau_r = \frac{L_r}{R_r}$
P_{el}	elektriske effekt
T_{ag}	luftgabsmoment

Variabelt omløbstal strategien giver mulighed for at implementere slippet som funktion af statorens strøm og rotorens flux (24). Det bemærkes, at effekten ikke er afhængig af poltallet, hvorimod luftgabsmomentet T_{ag} er.

I stationær tilstand kan flux, effekt og moment ligningerne omformes til:

$$\psi_{rd} = L_m i_{sd} \quad (27)$$

$$\psi_{sd} = L_s i_{sd} \quad (28)$$

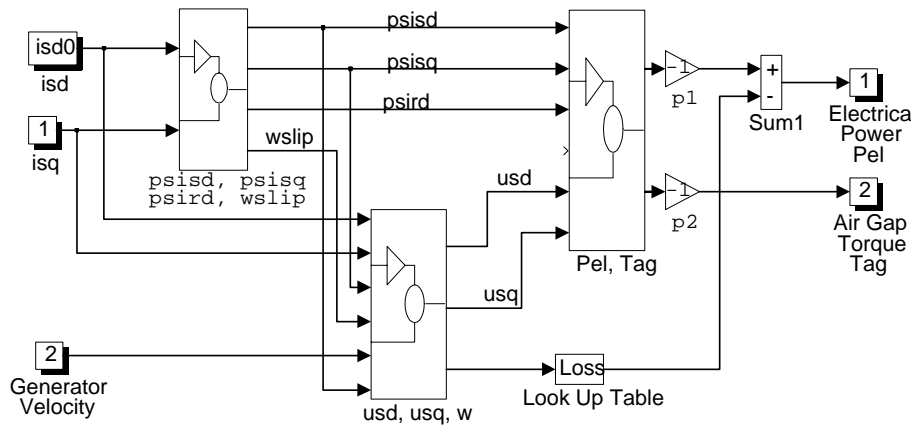
$$\psi_{sq} = \sigma L_s i_{sq} \quad (29)$$

$$P_{el} = \frac{3}{2} \left[-R_s (i_{sd}^2 + i_{sq}^2) - \frac{L_m^2}{\tau_r L_r} i_{sq}^2 - p \omega_g \frac{L_m^2}{L_r} i_{sq} i_{sd} \right] \quad (30)$$

$$T_{ag} = -\frac{3}{2} p \frac{L_m^2}{L_r} i_{sq} i_{sd} \quad (31)$$

Under stationære betingelser er magnetiseringsstrømmen lig med statorens strøm i d-retningen [Landreder, 1996]. Ligningerne (30) og (31) viser at den elektriske effekt er en funktion af generatorhastighed og statorens strøm i q-retning, mens luftgabsmomentet kun er afhængig af statorens strøm i q-retning i_{sq} .

Implementeringen i Simulink er vist i Figur 17, hvor de tre blokke indeholder ligningerne for flux, spænding og effekt, henholdsvis. Generatormodellen har som input generatorhastighed ω_g og strømmen i_{sq} . Strømmen i_{sd} , der er lig med magnetiseringsstrømmen, holdes konstant til værdien i_{sd0} , der er afhængig af vindhastighed og netfrekvensen (50 Hz). Det bemærkes, at der i Simulink implementeringen er taget hensyn til fortegnskonvention både for den elektriske effekt og for luftgabsmomentet (begge to skal være positive).



Figur 17. Generator simulink model.

6.4 Frekvensomformer

Forudsætningen for variabelt omløbstal er tilstedeværelsen af en frekvensomformer.

Ved at tilslutte møllens generator til nettet gennem en frekvensomformer, bliver det muligt at fastholde tipastighedsforholdet λ over et bredt vindhastighedsområde til en optimal værdi. Således øges energiproduktionen ved lave vindhastigheder. Det er også vigtigt at understrege, at det aerodynamiske moment direkte overføres til transmissionssystemet for en konventionel mølle (fast

omløbstal og stall baseret), hvorimod momenttransienterne glattes ud for en varierende omløbstal vindmølle. Således, bliver effektfluktuationerne fra møllen mindre med anvendelsen af frekvensomformer. En anden fordel ved at bruge en frekvensomformer er, at frekvensomformeren giver mulighed for at styre magnetiseringen i generatoren, og det reaktive strømforbrug. De eneste ulemper ved at bruge frekvensomformeren er den høje anlægsomkostning samt forøgede tab i frekvensomformer og generator.

Frekvensomformeren antages at være hurtig (stor båndbredde) og derfor kan den modelleres statisk ved dens momentreguleringsevne. Det antages at den har en første ordens karakteristik fra moment reference til statorens strøm i q-retning:

$$\dot{i}_{sq,ref} = -\frac{1}{\tau_{torq}} i_{sq,ref} + \frac{k_{torq}}{\tau_{torq}} T_{ref} \quad (32)$$

hvor T_{ref} er momentreferencen for generatoren. Det antages yderligere, at momentreguleringssløjfen har en responstid på 1 sekund. Output signalet fra frekvensomformeren er statorens strøm i q-retning hvilket bruges i induktionsgeneratoren (se Figur 17) til at styre luftgabsmomentet T_{ag} .

6.5 Roterende turbulens

Et givet punkt på et roterende vindmølleblad ser et modificeret turbulensspektrum sammenlignet med det der er målt af et statisk anemometer. Det roterende bladpunkt med en rotationfrekvens $n_r = \frac{\omega_r}{2\pi}$ oplever en turbulens, der har en væsentlig del af energien samlet i spidser omkring frekvenser der er multipla af rotationsfrekvensen n_r . Sammenlignes med energispektret for et fast punkt, ses det, at rotationen medfører, at energien flyttes fra lavere frekvenser til de omtalte spidser [Connell, 1982]. Dette fænomen benævnes ofte roterende turbulens.

Nærværende afsnit beskriver kort en model for denne roterende turbulens. Flere detaljer findes i [Landreder, 1996]. Det antages at turbulensen er et rent stokastisk fænomen og isotropisk, dvs. at turbulensintensiteten er den samme i alle retninger. Det vides at turbulensen kan modelleres både i tid og i frekvensdomæne. Imidlertid er en beskrivelse af vinden i frekvensdomæne mere interessant/relevant fra et reguleringssynspunkt.

Formålet med denne turbulensmodel er at tage hensyn til møllens øjeblikkelige omløbshastighed ω_r . Modellen er baseret på ideen om, at hver blad-variabel kan udtrykkes som en sum af harmoniske af rotorhastighed ω_r . Selvom hvert blad oplever hver sin påvirkning, vil det resulterende drivmoment på hele rotoren på grund af symmetrien i rotoren være nul for første og anden harmoniske. Modellen tager således kun baggrundsturbulensen (nul'te harmoniske) og tredje harmoniske i betragtning, imens de højere harmoniske antages at være filtret ud af systemet [Landreder, 1996].

Udgangspunktet for at modellere vindens turbulens set fra et roterende blad, er en admittansfunktion for hver af de harmoniske af rotorhastighed ω_r , en funktion der oprindeligt blev fundet numerisk af [Sørensen, 1994]. Denne funktion giver mulighed for at modificere et fastpunkt turbulensspektrum til et roterende turbulensspektrum. Amplituden for hver i'te harmoniske af det roterende turbulensspektrum kan beregnes ved vægtning af fastpunkt turbulensspektrum $S_{fast}(\Delta\omega)$ via en admittansfunktion $A^i(\Delta\omega)$:

$$S_{rot}^i(\Delta\omega) = A^i(\Delta\omega) S_{fast}(\Delta\omega) \quad (33)$$

hvor $\Delta\omega = \omega - i\omega_r$ er frekvensen af amplituden for den i 'te harmoniske (frekvensen af indhyldningskurven). Det samlede spektrum kan til sidst afledes som summen af de harmoniske af rotorens omløbshastighed:

$$S_{total}(\omega) = \sum_i S_{rot}^i(\Delta\omega) \quad (34)$$

Amplituden af fastpunkt turbulensspektret $S_{fast}(\Delta\omega)$ kan udtrykkes som Kaimal eller Von Karman turbulens spektret [Landreder, 1996]. Admittansfunktionen $A^i(\Delta\omega)$ beskriver amplituden af turbulensen afhængig af den frekvens der ses af det roterende blad, for hver i 'te harmoniske af omløbshastigheden. Den kan tolkes som en vægtfunktion til at transformere fastpunkt turbulensspektret over i det roterende turbulensspektrum. Som det ses af (33), kan det roterende turbulensspektrum udregnes, hvis admittansfunktionen og fastpunkt turbulensspektret kendes.

Almindeligvis foretrækkes det at tilnærme både den numeriske admittansfunktion $A_{num}^i(\Delta\omega)$ og fastpunkt turbulensspektret $S_{fast}(\Delta\omega)$ med overføringsfunktioner, idet deres beregning og implementering bliver hurtigere og mere enkel. Ideen med denne tilpasning er spektralfaktorisering, det vil sige at enhver stationær stokastisk proces kan modelleres som udgangen af et dynamisk system, der påvirkes af hvid støj. For et rationalt spektrum $\Phi(\omega)$ eksisterer der, som bekendt, en overføringsfunktion $H(j\omega)$ med poler i venstre halvplan, således at:

$$\Phi(\omega) = |H(j\omega)|^2 \quad (35)$$

Strukturen af filtret beskrives af overføringsfunktion $H(j\omega)$, hvor:

$$H(j\omega) = H(s) = \frac{\sum_{l=0}^k a_l s^l}{\sum_{m=0}^p b_m s^m} \quad (36)$$

For at opnå en optimal tilpasning mellem det numeriske spektrum $\Phi(\omega)$ og $|H(j\omega)|^2$ prøves det eventuelt at minimere fejlen:

$$\epsilon = \sum_{\omega} [\Phi(\omega) - |H(j\omega)|^2]^2 \quad (37)$$

Denne strategi kan bruges til at tilnærme den numeriske admittansfunktion og fastpunkt turbulensspektret givet af Kaimal.

Forskellige forsøg er beskrevet i [Landreder, 1996], hvor det konkluderes at et andet ordens filter ($k = 1, p = 2$) er nok til at beskrive admittansfunktionen og fastpunkt turbulensspektret, både for baggrundsturbulensen og tredje harmoniske. Filtrene fundet i [Landreder, 1996] bruges direkte i de nærværende turbulensmodel.

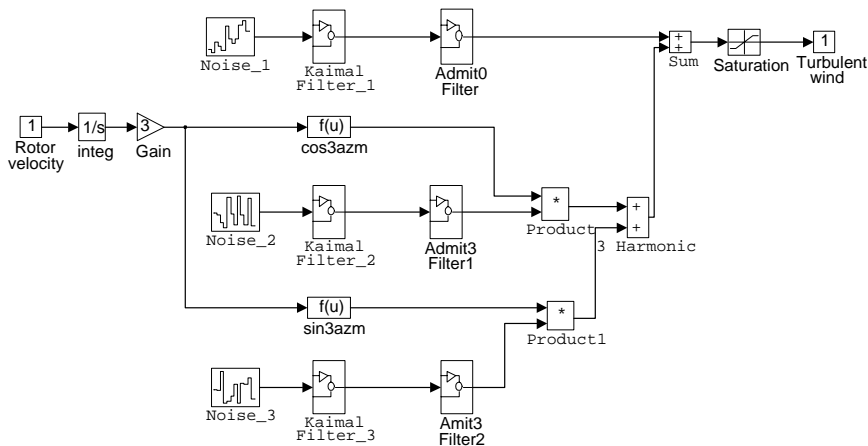
De tilnærmede overføringsfunktioner for admittansfunktionen for hver i 'te harmoniske og for fastpunkt turbulensspektret multipliceres parvis med hinanden i overensstemmelse med (33), for at finde det roterende turbulensspektrum for hver i 'te harmoniske. Som tidligere angivet er kun baggrundsturbulensen og tredje harmoniske relevante, det vil sige at kun disse admittansfunktioner bruges. Det

samlede spektrum er summen af de tilnærmede roterende turbulensspektre for hver af de harmoniske af rotorens omløbshastighed, nemlig baggrundsturbulensen og tredje harmoniske:

$$S_{total}(\omega) = S_{rot}^0(\omega - 0 \omega_r) + S_{rot}^3(\omega - 3 \omega_r) \quad (38)$$

Som det kan ses af (38), er det roterende turbulens spektrum en funktion af rotorhastigheden ω_r .

Figur 18 viser en Simulink model for det roterende turbulensspektrum, hvor de tilnærmede filtre anvendes sammen med hvid støj med enhedsspektralamplicitude. Som ønsket har modellen møllens øjeblikkelige omløbshastigheden ω_r som input, og denne er genereret af strukturelmodelblokken (se Figur 13).



Figur 18. Simulink model for den roterende turbulens.

6.6 Pitchsystemet

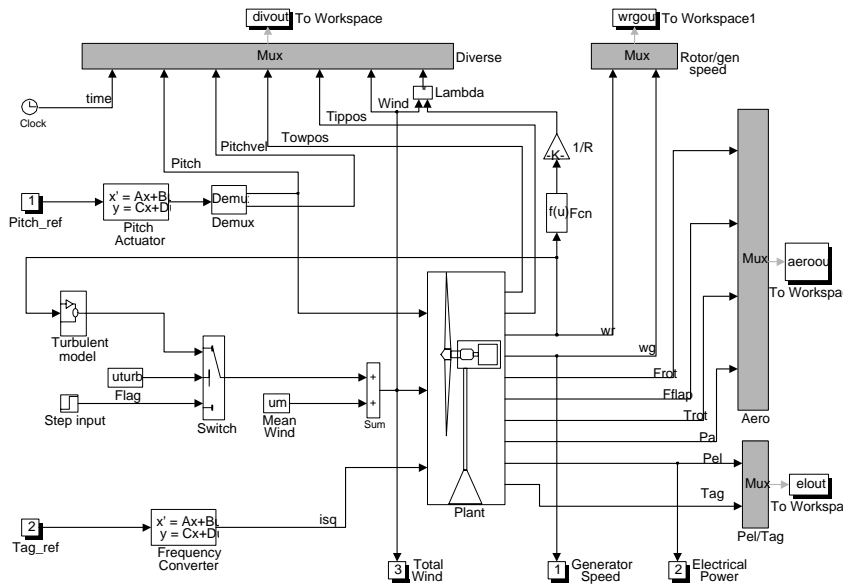
Pitchsystemet modelleres samlet (mekanisme og servo) som et anden ordens system:

$$H(s) = \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2\xi\omega_n + \omega_n^2} \quad (39)$$

hvor dæmpningskonstanten ξ og den udæmpede resonansfrekvens ω_n er anvist af Vestas.

6.7 Den totale model

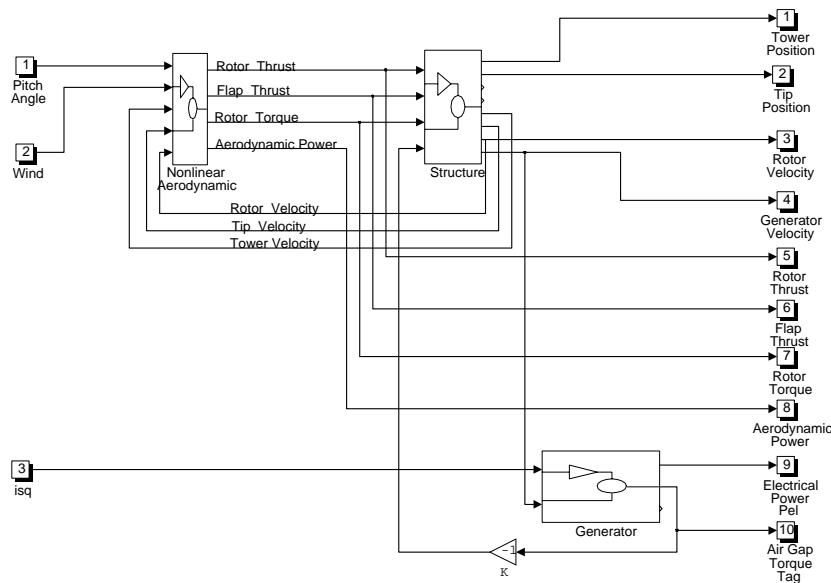
De enkelte delmodeller, beskrevet i de forrige sektioner, er nu samlet i en total model - se Figur 19. I Simulink er implementering af fysiske systemer på tilstandform mere tiltrækkende end overføringsfunktioner, idet tilstandsformen giver bedre kontrol over tilstanderne og deres initiale værdier. Dette er grunden



Figur 19. Den samlede model.

til, at alle vindmøllens delkomponenter så vidt muligt er blevet implementeret på tilstandform. I Figur 19 er samspillet mellem frekvensomformer, turbulens model, pitchsystem og vindmølle (se "Plant" blokken) afbildet. Vindmøllen har 3 input signaler: pitchvinklen, turbulensen og strømmen der styrer luftgabsmomentet i generatoren. En andet sæt af signaler, som for eksempel generatorhastighed, elektriske effekt, forskellige aerodynamiske størrelser, pitchhastigheden osv. er også tilgængelige. Det bemærkes, at rotorens hastighed ω_r (fra vindmøllen) er input i turbulens modellen – på den måde er turbulensen set af den roterende rotor taget i betragtning i implementering. Som det ses i Figur 19, tilføjes vindens middelværdi u_m til turbulenssignalet (der har middelværdi nul) - på denne måde er vinden komplet modelleret.

Simulink giver mulighed for at implementere fysiske systemer i blokke, der videre kan anvendes i andre blokke osv. På denne måde "gemmer" der sig faktisk en del af de vigtigste delkomponenter i "Plant" blokken i Figur 19, nemlig aerodynamikken, strukturmodellen og generatormodellen. Måden hvorpå disse delkomponenter er koblet sammen er vist i Figur 20. Hver blok for sig selv indeholder videre en intern struktur, der blev præsenteret i Figurerne 14, 13, 17, henholdsvis. Som det blev understreget i Sektion 6.2, er de aerodynamiske størrelser beregnet ved hjælp af pitchvinkel β , rotorhastighed ω_r og en relativ vindhastighed $u_{relativ} = u - \delta_0 - \dot{\delta}_{tip}$. En del af de nødvendige input signaler i aerodynamikken er genereret af strukturmodellen som skitseret i Figur 20. Endvidere, for at tage generatorens inert J_{gen} i betragtning, er luftgabsmomentet (produceret af generatoren) koblet direkte tilbage til strukturmodellen. Generatormodellen, der har generatorhastighed ω_g (fra strukturmodellen) og strømmen i_{sq} (fra frekvens omformer - se Figur 20) som input, bestemmer både den elektriske effekt P_{el} og luftgabsmomentet T_{ag} .



Figur 20. Indhold af "Plant" blokken i Simulink blokdiagrammet i Figur 19.

7 Regulatordesign

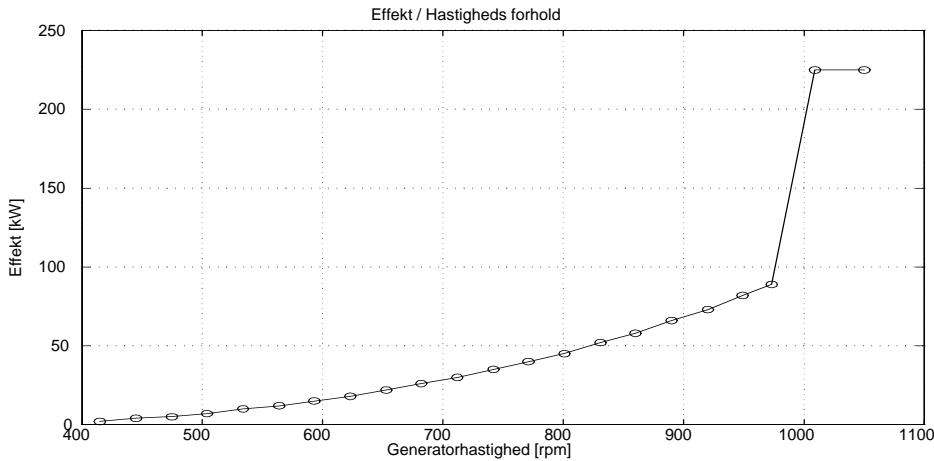
Dette kapitel beskriver opbygning af det anvendte reguleringsystem, samt tuning og simuleringsresultater på baggrund af den dynamiske model beskrevet i Kapitel 6.

7.1 Opbygningsprincip for reguleringsystemerne

Styresystemet indeholder to styringsløjfer der krydskobler til hinanden. Der anvendes to uafhængige PI-regulatorer med anti-reset windup, en i hver af sløjferne. Sløjfernes funktion er som følger:

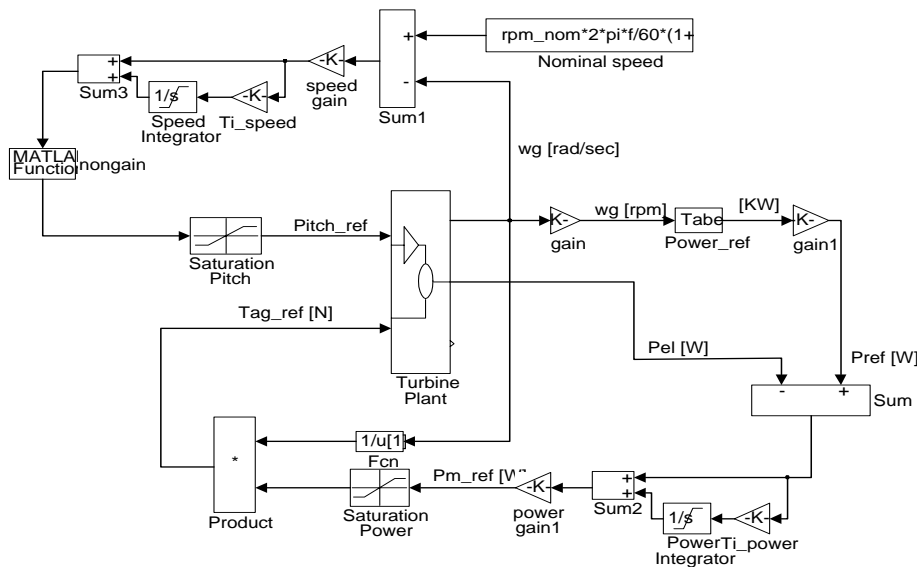
- Hastighedregulatoren. Denne har som input differencen mellem det aktuelle generator omløbstal og generatorens aktuelle reference omløbstal. I effektbegrænsning er generatorens reference omløbstal lige med det nominelle omløbstal.
- Effektregulatoren. Denne har som input differencen mellem den aktuelle effekt og effektreferencen, hvor sidstnævnte er givet ved en statisk karakteristik $P(\omega)$. Denne statiske karakteristik udtrykker en predefineret forbindelse mellem den øjeblikkelige effekt (effektreferencen) og generatorhastighed (se Figur 21) .

Figur 22 viser en Simulink implementering af lukketsløjfesituationen med to kontinuerttids PI- regulatorer. Omløbstalet reguleres af hastighedsløjfen (i Figur 22 - den øverste sløjfe som indeholder hastighedregulatoren), mens effekten reguleres af effektsløjfen (i Figur 22 - den nederste sløjfe som indeholder effektregulatoren). Effektssløjfen er hurtigere end hastighedsløjfen. I



Figur 21. Effekt/Hastigheds forhold V29-225.

effektsbegrænsning er begge sløjfer aktive: pitchvinklen reguleres således at den nominelle omløbstal for generatoren fastholdes, mens momentreferencen er sat til den nominelle momentværdi. Uden for effektsbegrænsning er effektsløjfens reference indstillet til den maksimale effekt for den øjeblikkelige vindhastighed.



Figur 22. Blokdiagram af lukketsløjfe.

Antages det for eksempel, at den initiale vindhastighed er 5 m/s. Pitchvinklen er således indstillet til den optimale værdi, der giver mulighed for at opnå den maksimale effekt til den øjeblikkelige vindhastighed. Hvis nu vindhastigheden stiger, begynder vindmøllen at øge rotorens omløbstal på grund af det større aerodynamiske drivmoment. Effektsløjfen reagerer med det samme ved at hæve effektreferencen. Hvis vindhastigheden endvidere stiger over mærkevindhastigheden, reagerer hastighedsløjfen ved at øge pitchvinklen, for

$u_m = 8$ [m/s]	0.1 K_{pow}	K_{pow}	10 K_{pow}
P_{el} [KW]	84.42	86.26	86.19
$\sigma(P_{el})$ [KW]	34.42	33.02	31.93
ω [rpm]	899.51	920.00	920.56
$\sigma(\omega)$ [rpm]	89.69	59.75	59.09
$\max \beta $ [deg]	3.61	$1.37 e^{-34}$	$7.93 e^{-35}$
$\sigma(\beta)$ [deg]	0.63	e^{-36}	e^{-36}
T_{ag} [KNm]	0.9451	0.9440	0.9430
$\sigma(T_{ag})$ [KNm]	0.3091	0.2887	0.2778

Tabel 2. Indflydelsen af effektforstærkningen K_{pow} ved 8 m/s.

derved at forhindre en yderligere stigning i rotorens omløbstal og effekt. I denne situation prøver effektløjfen at holde effekten til nominal effekt til trods for fluktuationer i omløbshastigheden.

Idet den aerodynamiske forstærkning udviser store og hurtige ændringer, er det nødvendigt at styringen også er ulineær. Figur 22 viser, at implementering af hastighedsløjfen indholder en blok, der hedder "nongain". Denne blok bruges til at udtrykke den ulineære forstærkning. For simpelhedens skyld er det kun styringens samlede forstærkning, der varierer, når vindhastigheden varierer. Ideelt vil den ulineære forstærkning være en funktion af vindhastigheden. Desværre er det ikke muligt at måle vindhastigheden med passende præcision. Ikke desto mindre, er pitchvinkel et mål for den effektive vindhastighed når styringen opfører sig som ønsket og derfor, i nærværende projekt, er den ulineære forstærkning udtrykt som funktion af pitch vinklen. Data er opgivet af Vestas.

7.2 Tuningsresultater

For at undersøge indflydelsen af regulator forstærkningerne (K_{pow} og K_{speed} , henholdsvis), er tre forskellige værdier af forstærkningerne K_{pow} og K_{speed} taget i betragtning i simulationerne. Som udgangspunkt for undersøgelserne vælges igen de 2 arbejds punkter $u = 8$ m/s (dvs. i effektoptimering) og $u = 15$ m/s (dvs. i effektbegrænsning), turbulensintensitet $I = 20\%$ og strategien "variabel hastighed uden overspeed". Simulationerne varer 300 sekunder. Fluktuationerne er beregnet som standard afvigelsen i signalet.

Tabel 2 præsenterer resultaterne for simulationen med middelvindhastighed 8 m/s. Det bemærkes at effektforstærkningen K_{pow} ikke har en relevant indflydelse på effektproduktionen, mens effektfluktuationerne falder for voksende forstærkning. Jo større K_{pow} er, des større bliver generatorhastigheden og des mindre dens fluktuationer. En større K_{pow} medfører også et mindre luftgabsmoment og mindre momentfluktuationer. Det ser ud som om at, for vindhastigheder mindre end mærkevindhastighed er det en fordel at have en skarp effektkontrol.

Indflydelsen af hastighedsforstærkningen K_{speed} undersøges også. Som forventet har K_{speed} overhovedet ikke indflydelse på vindmøllens opførsel, for vindhastigheder mindre end mærkevindhastighed - og derfor er disse data ikke interessante nok til at blive præsenteret.

Indflydelsen af effektforstærkningen K_{pow} på vindmøllens opførsel i effektbegrænsningsområdet ($u = 15$ m/s) er vist i Tabel 3. En større

$u_m = 15$ [m/s]	0.1 K_{pow}	K_{pow}	10 K_{pow}
P_{el} [KW]	172.59	181.66	182.46
$\sigma(P_{el})$ [KW]	25.29	48	44.73
ω [rpm]	1009.1	1009.2	1009.2
$\sigma(\omega)$ [rpm]	56.56	34.52	34.28
$\max \beta $ [deg]	9.67	2.89	2.91
$\sigma(\beta)$ [deg]	1.58	0.79	0.69
T_{ag} [KNm]	1.7039	1.7790	1.7871
$\sigma(T_{ag})$ [KNm]	0.2322	0.422	0.3895

Tabel 3. Indflydelsen af effektforstærkningen K_{pow} ved 15 m/s.

$u_m = 15$ [m/s]	0.1 K_{speed}	K_{speed}	10 K_{speed}
P_{el} [KW]	161.31	181.66	210.86
$\sigma(P_{el})$ [KW]	64.55	48	13.32
ω [rpm]	1018.5	1009.2	1008.6
$\sigma(\omega)$ [rpm]	88.61	34.52	8.79
$\max \beta $ [deg]	0.73	2.89	31.43
$\sigma(\beta)$ [deg]	0.14	0.79	9.42
T_{ag} [KNm]	1.5523	1.779	2.0669
$\sigma(T_{ag})$ [KNm]	0.5392	0.422	0.1158

Tabel 4. Indflydelsen af hastighedsforstærkningen K_{speed} ved 15 m/s.

K_{pow} medfører større effektproduktion og mindre effektfluktuationer. Generatorhastigheden stiger lidt indtil den når dens nominelle værdi, hvorimod dens fluktuationer falder med K_{pow} . Den maksimale værdi af pitchhastigheden og dens fluktuationer falder med større K_{pow} , mens luftgabsmomentet T_{ag} stiger. Fra Tabel 2 og 3 ser det ud som om at for vindhastigheder både mindre og større end mærkevindhastighed er det en fordel at have en skarp effektkontrol.

Tabel 4 præsenterer indflydelsen af hastighedsforstærkningen K_{speed} for vindhastigheder større end mærkevindhastigheden. Større K_{speed} medfører større effekt og mindre effektfluktuationer, generatorhastigheder og generatorhastighedsfluktuationer.

Der bemærkes en voldsom stigning for den maksimale værdi af pitchhastigheden når K_{speed} er 10 gang større – en situation der overhovedet ikke er god. Større K_{speed} genererer også større luftgabsmoment T_{ag} og mindre momentfluktuationer. Det ser ud som at en meget skarp hastighedskontrol ikke er en fordel.

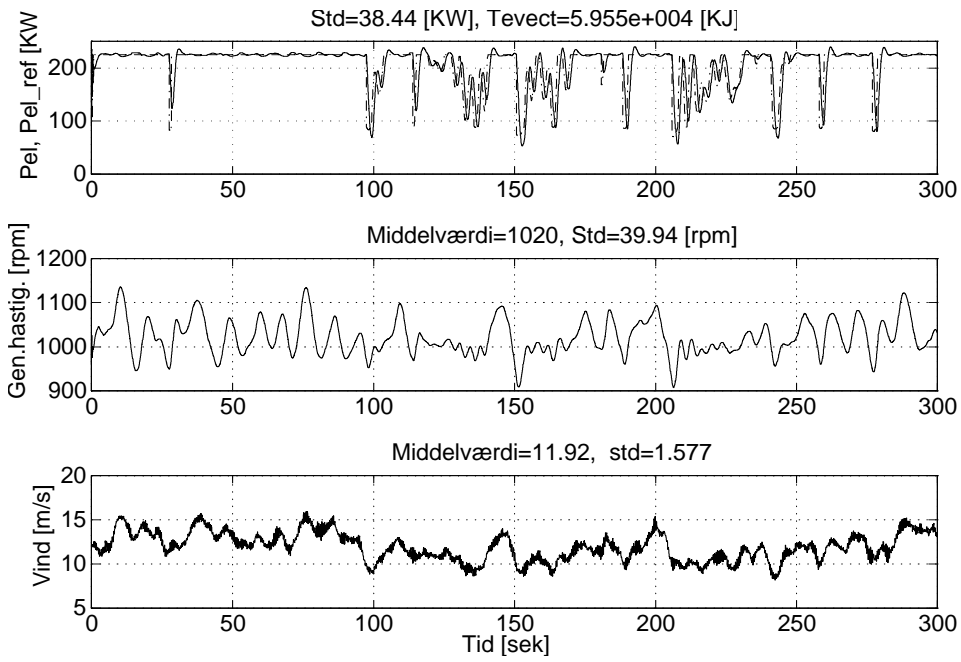
Sammenlignes indflydelsen af de to regulatorer med samme K_{pow} og K_{speed} for både 8 m/s og 15 m/s, bemærkes større fluktuationer i effekt og mindre i generatorhastighed for simulationen med 15 m/s end for 8 m/s. Det kan altså konkluderes, at store variationer i vindhastigheden er grunden til de store variationer i generatorhastighed. For 8 m/s prøver vindmøllen at tage så meget energi ud af vinden som muligt. Derfor er pitchvinklen holdt til en lav værdi (nul grader). Sammenlignes med situationen for vind 15 m/s ses en mere aktiv pitchvinkel på grund af effektbegrænsning. Der bemærkes også større ændringer i luftgabsmoment for 15 m/s end der er for 8 m/s.

7.3 Begrænsning af effektreference

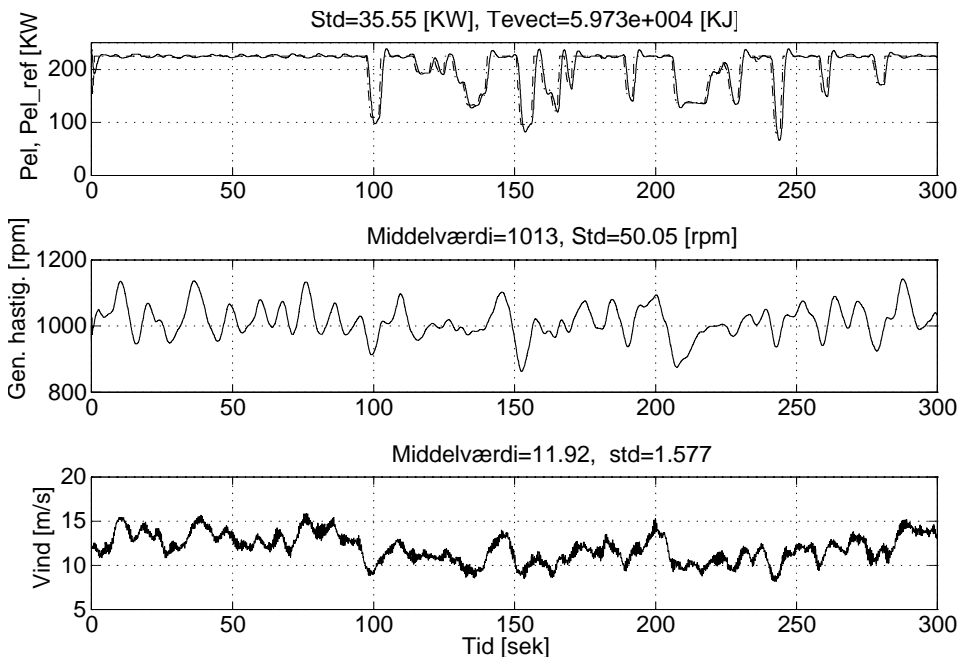
Ved styring af en vindmølle med variabelt omløbstal, anvendes for eksempel en predefineret karakteristik mellem den øjeblikkelige ønskelige effekt (kaldet effektreference) og generatorhastigheden. Denne statiske karakteristik har et skarpt knæk i overgangen mellem effektoptimering og effektbegrænsning. Karakteristikens første afledede vokser monotont til overgangsstedet, hvorefter dens første afledede falder til og forbliver 0 - tæt af den nominelle generator hastighed (se Figur 21). Derfor vil selv små ændringer i generatorhastighed i området omkring den nominelle generatorhastighed generere store ændringer i effektreference. Dette aspekt fører til uacceptable fluktuationer i effektproduktionen, når generatorhastigheden varierer fra over nominal til under nominal på grund af tilsvarende variation i vinden. Fenomenet bemærkes både i målinger og simulationresultater.

Det er ønskeligt at mindske indflydelsen af det omtalte knæk og derfor er begrænsninger af ændringerne nødvendige. Målet er, at forbedre kvaliteten af energiproduktion i overgangen mellem effektoptimering og effektbegrænsning. Forskellige strategier for begrænsning af effektreference er blevet undersøgt ([Hansen and Bindner, 1998]). Ideen er indirekte at få den skarpe kurve i nærheden af den nominelle effekt til at have en mere blød gradient. Begrænsning af ændringer i generatorhastigheden er ikke tilstrækkelig, idet der for små ændringer i generatorhastighed sker meget i effektreference ved store generatorhastigheder - dette er svært at styre. Derfor implementeres der en begrænsning i effektreference. Undersøgelserne er foretaget ved simuleringer. De forskellige strategier vurderes primært på deres evne til at begrænse ændringer i udgangseffekten, men indflydelsen på energiproduktion og vindmøllens drift vurderes også. Til illustration, er en simulation på 300 sekunder med en middelvindhastighed på 12 m/s og turbulensintensitet 0.2 udført - først uden effektreference begrænsning (se Figur 23) og efterfølgende med effektreference begrænsning (se Figur 24). Den samme vind sekvens er brugt ved sammenligning.

Det bemærkes at omkostningen for mindre effektfluktuationer er større fluktuationer i generatorhastighed. Således udnyttes potentialet i variabel omløbstal bedre. Nogle amplituder er mindsket til det halve, imens andre helt er fjernet. Det ser også ud som at begrænsning i effektreference har en positiv lavpasfiltrerende virkning.



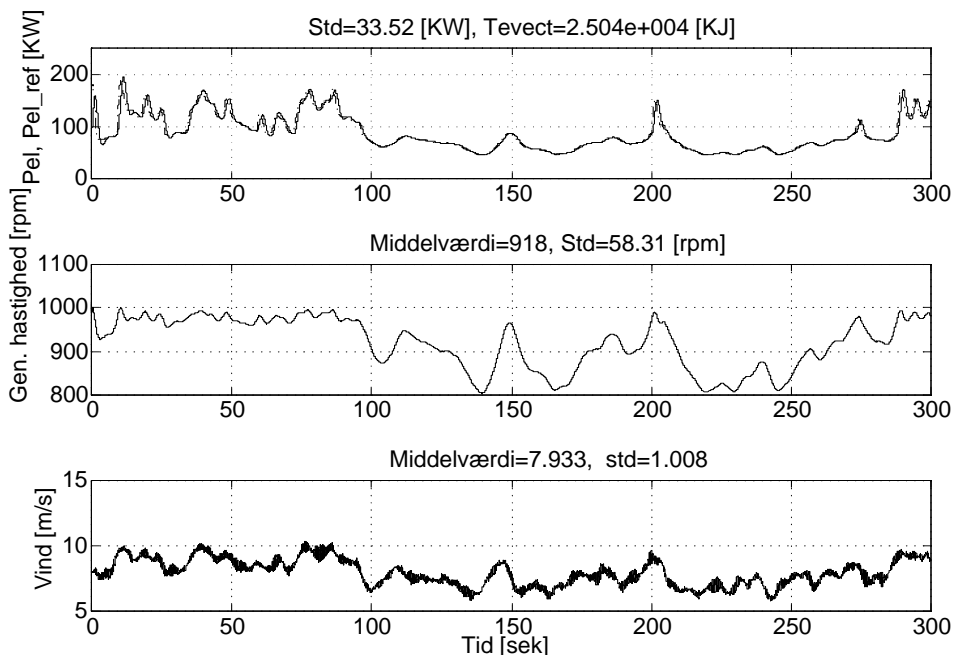
Figur 23. Effekt, generatorhastighed for 12 m/s uden effektbegrænsning.



Figur 24. Effekt, generatorhastighed for 12 m/s med effektbegrænsning.

7.4 Simuleringer

For at få et indtryk af vindmøllens opførsel i lukketsløjfe vælges 3 arbejds punkter $u = 8$ m/s (dvs. effektoptimering), $u = 12$ m/s (dvs. tæt af mærkevinhastigheden) og $u = 15$ m/s (dvs. i effektbegrænsning), med en turbulensintensitet på $I = 20\%$ og strategien ”variabel hastighed uden overspeed”. Simulationerne varer 300 sekunder og parametrene i de to regulatorer er holdt uændret. Begrænsning af effektreferencen er taget i betragtning.



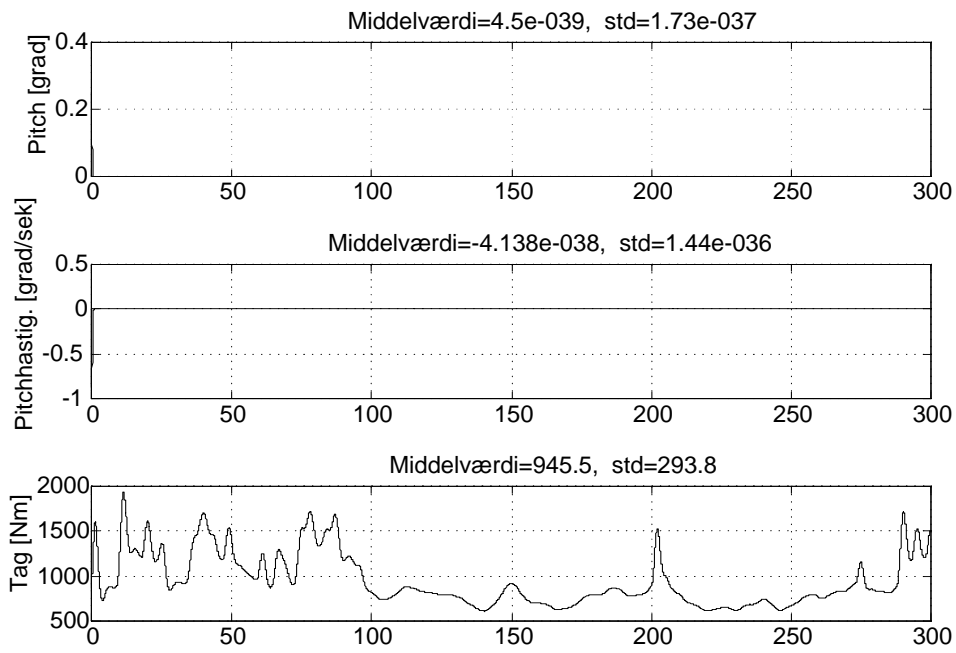
Figur 25. Effekt, generatorhastighed for vind 8 m/s.

Figur 25 og Figur 26 viser effekten, generatorhastigheden, pitchvinklen, pitchhastigheden og luftgabsmomentet for 8 m/s, mens fejlen for 8 m/s er vist i Figur 27.

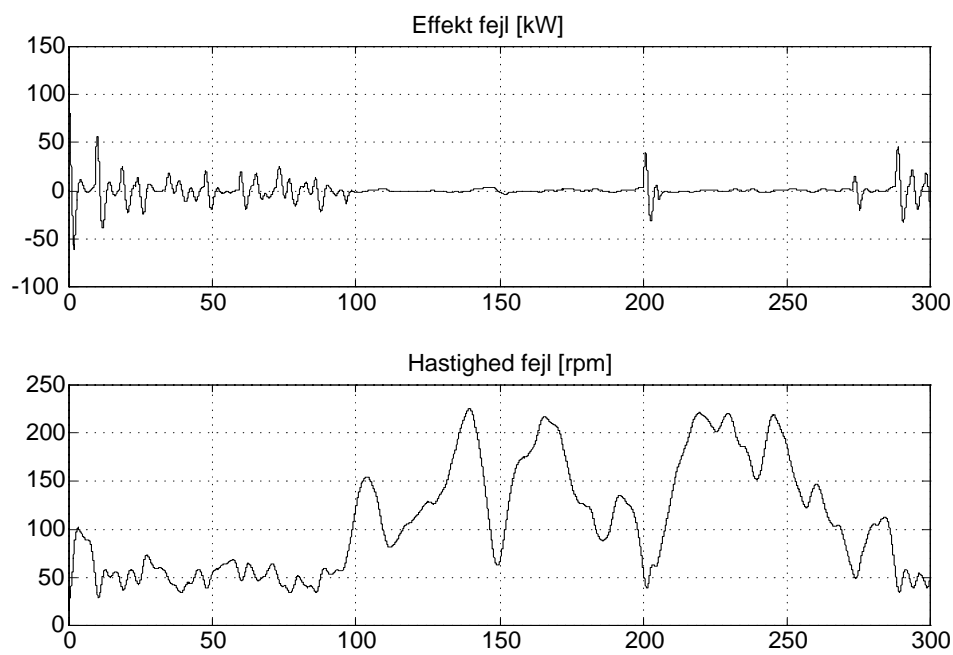
Tilsvarende vises i Figur 28 og Figur 29 effekten, generatorhastigheden, pitchvinklen, pitchhastigheden og luftgabsmomentet for 15 m/s, mens fejlen for 15 m/s er vist i Figur 30.

Sammenlignes Figur 25 med Figur 28, kan det bemærkes at begrænsningen i effektreferencen medfører til mindre effektfluktuationer og større fluktuationer i generatorhastigheden for 15 m/s end for 8 m/s. Som forventet er pitchvinklen nul for 8 m/s, imens for 15 m/s er der store fluktuationer i pitchvinklen på grund af effektbegrænsning. Det ser også ud som at fluktuationerne i luftgabsmomentet for 15 m/s er mindre end for 8 m/s.

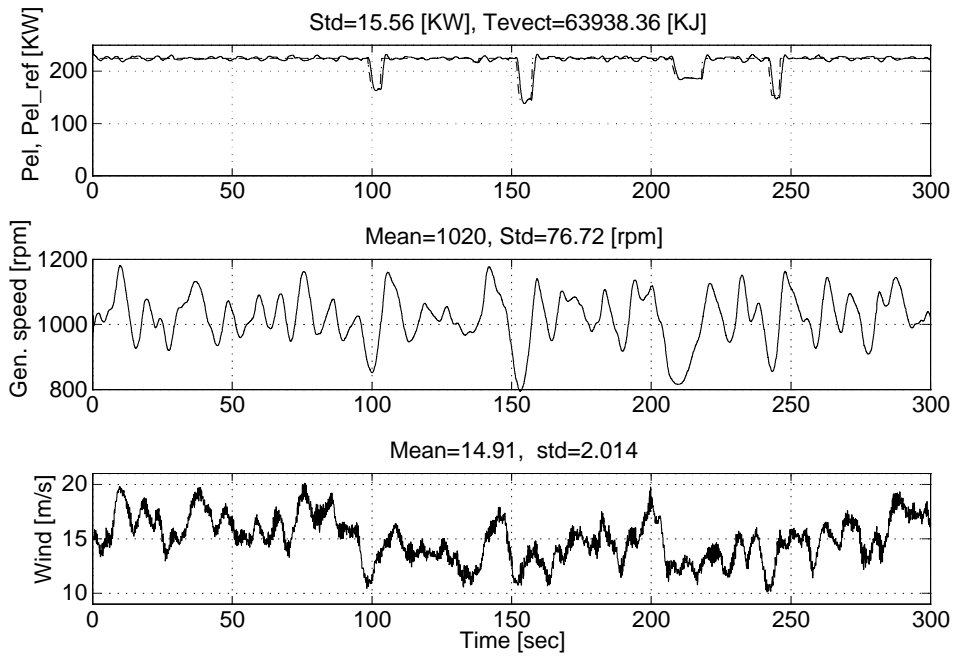
Som tidligere nævnt er hastighedsløjfen ikke aktiv under effektberænsning. Dette aspekt er afbildet i Figur 27, hvor det ses at fejlen i generatorhastigheden ikke er nul. I effektbegrænsning er både hastighedsløjfen og effektsløjfen aktive og dette kan ses i Figur 30, hvor begge fejlene er nul.



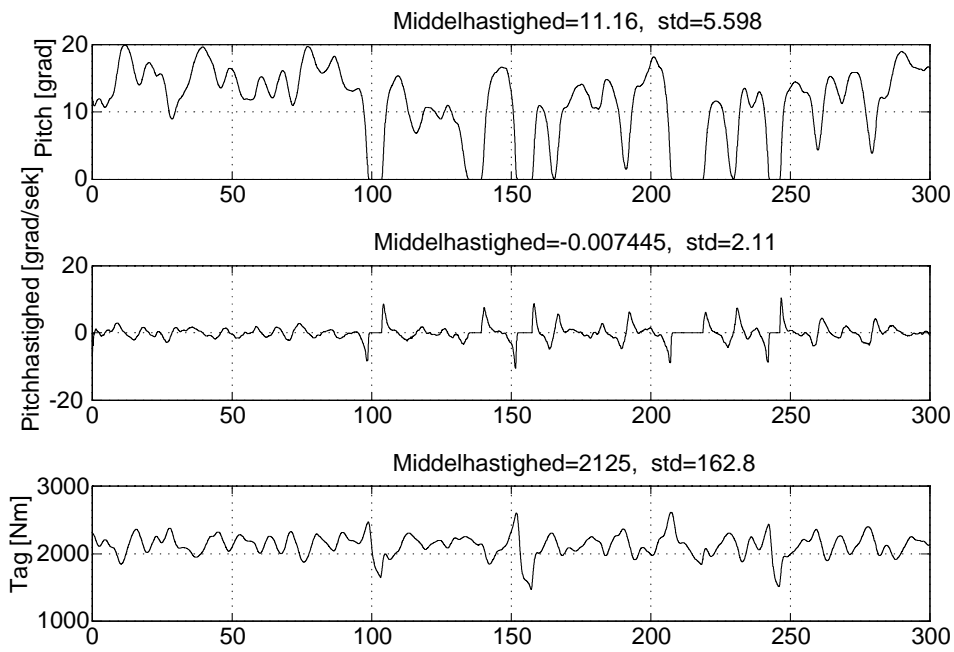
Figur 26. Pitchvinkel, pitchhastighed og luftgabsmoment for vind 8 m/s.



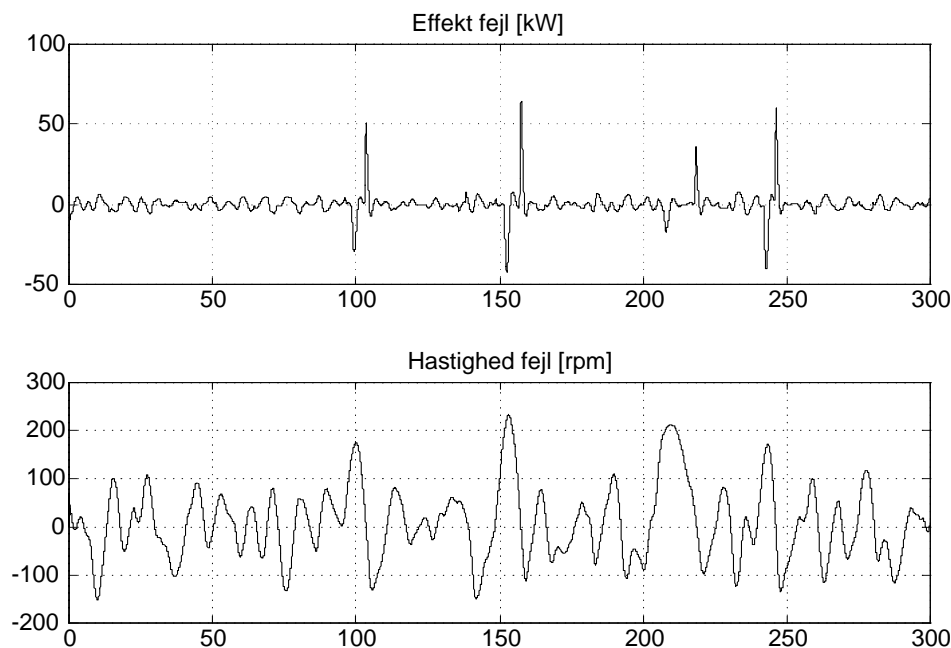
Figur 27. Fejlen i effekt og generatorhastighed for vind 8 m/s.



Figur 28. Effekt, generatorhastighed for vind 15 m/s.



Figur 29. Pitchvinkel, pitchhastighed og luftgabsmoment for vind 15 m/s.



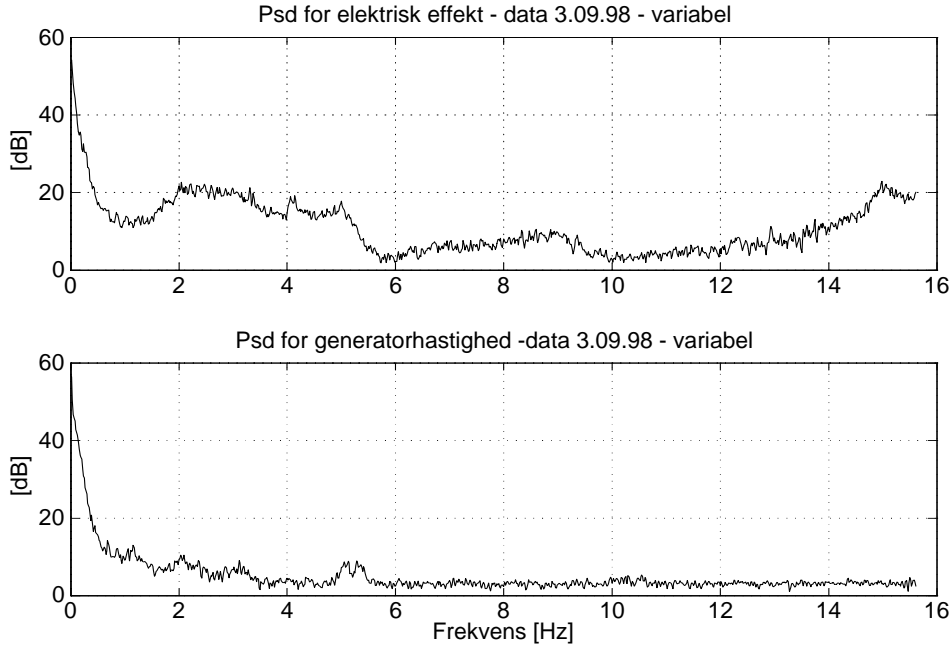
Figur 30. Fejlen i effekt og generatorhastighed for vind 15 m/s.

8 Sammenligning mellem model og vindmøllen

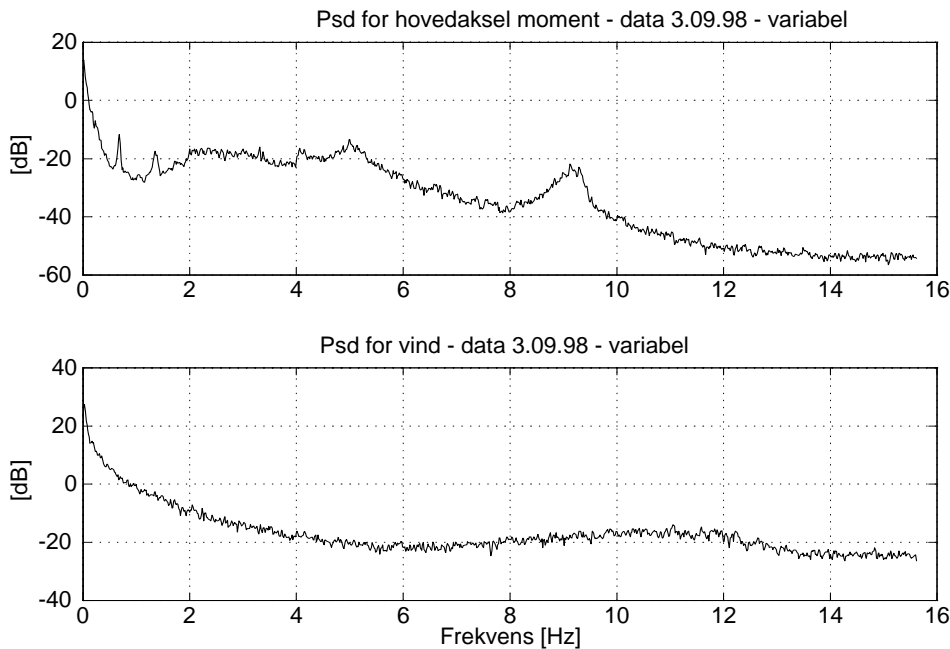
En sammenligning mellem model og vindmøllen kan både laves frekvensmæssigt og baseres på tidssimuleringer. De foretagne simuleringer i forrige kapitel viser en god opførsel af modellen. Derfor skal der nu foretages en frekvensanalyse. I Figur 31 og Figur 32 vises psd (power spectral density) af effekt til nettet, generatorhastighed, moment og vind på basis af målte tidsserier. I Figur 31 kan det bemærkes, at frekvensomformerer dæmper variationerne meget ved tårnegenfrequensen og ved 3P, nemlig flapegenfrekvens. Frekvensen ved ca. 5 Hz, der svarer til transmissionssystemegenfrekvens, kan både ses i den elektriske effekt, i generatorhastighed og moment. Der er også nogle markante egenfrekvenser omkring 8 Hz og 9 Hz i den elektriske effekt og moment. Psd af den målte vind ser ud som forventet, nemlig uden markante frekvenser da det er en fast punkt vindmåling.

Som udgangspunkt for undersøgelserne af den opbyggede model vælges arbejds punktet $u = 12$ m/s, turbulensintensitet $I = 20\%$ og strategien "variabel hastighed uden overspeed", hvilket svarer til situationen da målingerne blev foretaget. Analysen er lavet for lukketsløjfesystemet (se Figur 22) - uden implementering af begrænsningen af effektreferencen. Figur 33 og Figur 34 viser psd for simuleringerne af den elektriske effekt, generatorhastighed, moment og vind. Det ser ud som effekten reguleres for godt, et aspekt der muligvis antyder at frekvensomformerer er modeleret til at være hurtigere end realiteten, nemlig at der ikke er en forsinkelse i magnetisering af generatoren. Frekvenserne i generatorhastighed ved 2Hz og 5Hz er også meget dæmpede. Psd af momentet

fra modellen ligner lidt mere i form psd af momentet fra tidsserierne. Der bemærkes en egenfrekvens ved 0.8 Hz, der kunne svare til tårnegenfrekvens og en udglattet horisontalt område ved 2 Hz, der også er tilstede i psd af det målte moment. Psd af vindmodellen viser klart den 3P frekvens, som det også var forventet, idet modellen kun tager baggrundsturbulensen og den tredje harmoniske i betragtning, imens de højere harmoniske antages at være filtreret

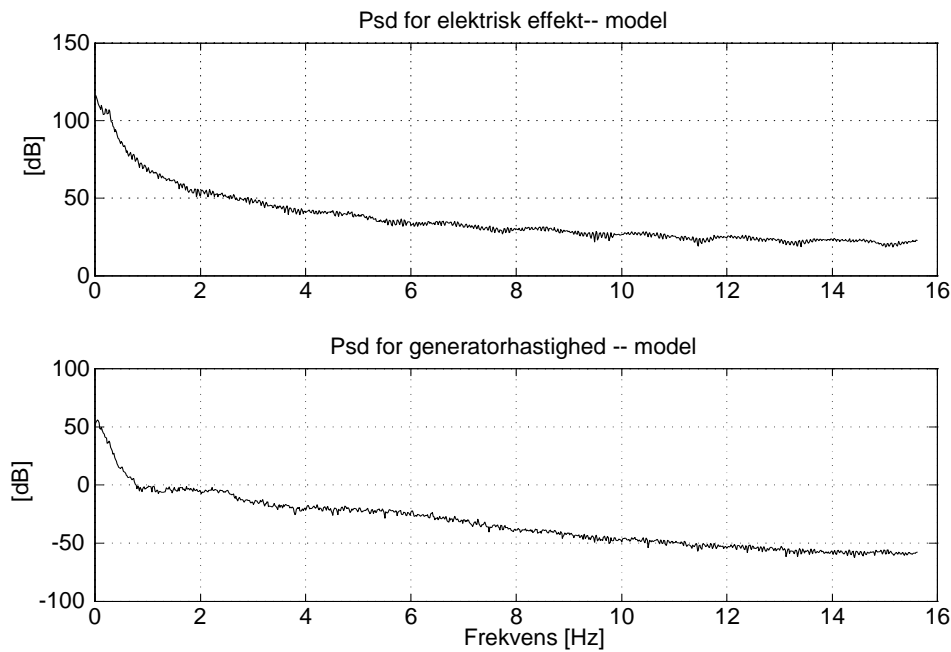


Figur 31. Psd af elektrisk effekt og generatorhastighed for måledata.

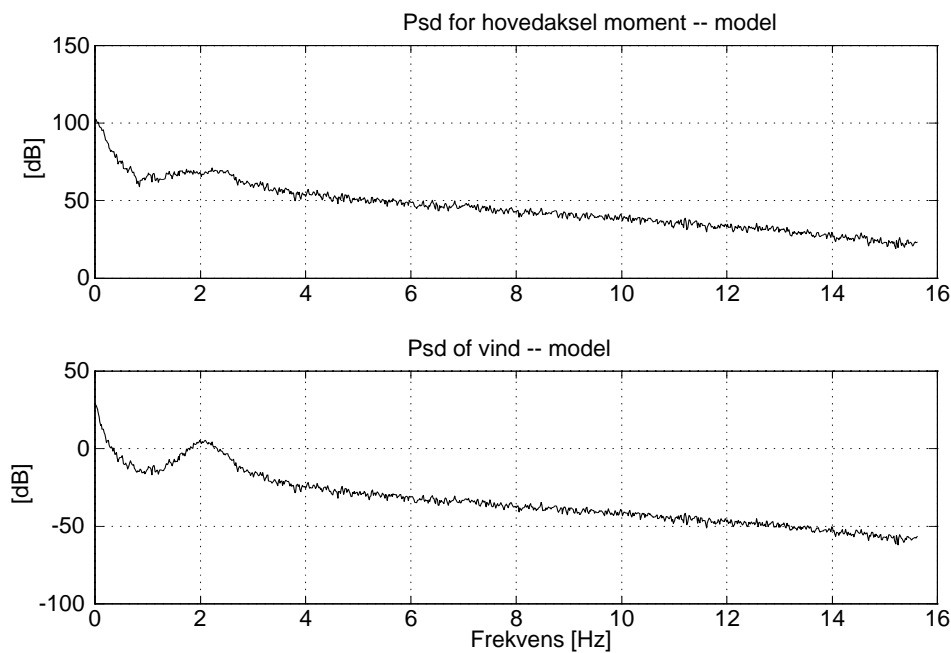


Figur 32. Psd af moment og vindhastighed for måledata.

ud af systemet.



Figur 33. PsD af elektrisk effekt og generatorhastighed for den opbyggede model.



Figur 34. PsD af moment og vindhastighed for den opbyggede model.

Sådan som analysen er gjort for lukketsløjfe (se Figur 22), er det meget svært at fortolke de simulerede signaler frekvensmæssigt, på grund af at frekvenserne kan

Egenværdi	Frekvens [Hz]	Dæmping	Komponent
$-6.4733 + 35.3926 i$	5.73	0.1799	Roterende system
$-6.4733 - 35.3926 i$	5.73	0.1799	Roterende system
$-3.9469 + 12.2208 i$	2.04	0.3074	Flap
$-3.9469 - 12.2208 i$	2.04	0.3074	Flap
$-0.2582 + 5.3398 i$	0.85	0.0483	Tårn
$-0.2582 - 5.3398 i$	0.85	0.0483	Tårn
$-7.9920 + 3.8707 i$	1.41	0.9	Pitch aktuator
$-7.9920 - 3.8707 i$	1.41	0.9	Pitch aktuator
0.0000	0	1	Roterende system
-0.0232	-0.0232	1	Roterende system
-1	0.15	1	Frekvensomformer

Tabel 5. Åbensløjfeegenverdier for den lineære deterministiske model af vindmølle med frekvensomformerer.

blive flyttet og måske dæmpet i lukketsløjfe samlet med åbensløjfen. Derfor kan det hjælpe at kigge direkte på egenverdierne for åbensløjfe.

Tabel 5 viser egenverdier for åbensløjfen for den deterministiske lineære model af vindmøllen. Den ulineære model er lineariseret i arbejds punktet: vindhastighed $u = 12$ m/s, pitchvinkel $\beta = 3.6$ deg, rotorens omløbstal $\omega_{rot} = 4.3$ rad/s og generatorhastighed $\omega_{gen} = 105.6$ rad/s. Det bemærkes, at tårnegenfrequens (0.85 Hz), flapegenfrekvens (2.04 Hz=3P) og roterendesystemegenfrekvens (ca. 5Hz) er taget i betragtning i modelleringen, selvom det ikke kan ses tydeligt i lukketsløjfe. Alligevel er dæmpningerne af egenverdierne for flap og roterende system lidt for store, så det kunne tænkes at der kan opnås bedre resultater ved at mindske dem.

9 Konklusion

Denne rapport præsenterer en ulineær model for en vindmølle, hvor såvel pitchvinkel som omløbshastighed af rotoren kan varieres i kraft af møllens styring. Modellen indeholder undermodeller af de vigtigste komponenter set fra en reguleringmæssigt synspunkt, nemlig model for tårnadbøjning, flapvis vingeudbøjning, aerodynamik, pitchsystem, transmissionsystem, frekvensomformer samt model for den roterende turbulens, det vil sige en vindmodel der har den fordel at den tager hensyn til møllens øjeblikkelige omløbshastighed. Modellen er opstillet i Simulink til design og udvikling med henblik på drift og reguleringsstrategier.

Rapporten indeholder også en beskrivelse af reguleringsstrategier for en pitchreguleret vindmølle med variabelt omløbstal, med hensyn til effektoptimering og effektbegrænsning. Styringen inkluderer to sløjfer, hvor to indbyrdes uafhængige PI-regulatorer med anti-reset wind-up anvendes. Indstilling af disse regulatorer er gjort på basis af en undersøgelse af indflydelsen af kontrolforstærkningerne ved forskellige vindhastigheder.

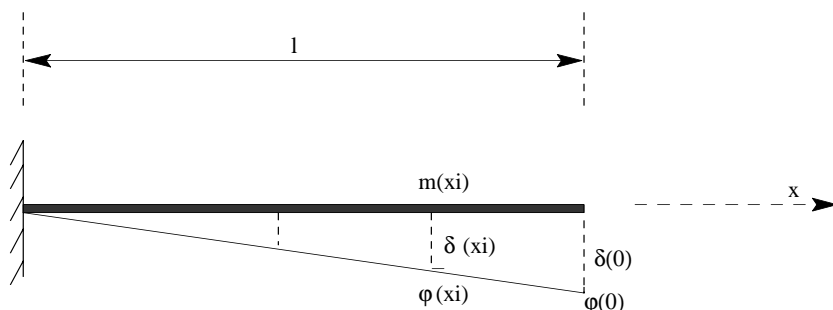
En validering af modellen er foretaget på basis af sammenligning mellem simuleringsooutput og måledata såvel i tidsdomæne som i frekvensdomæne. Tidssimuleringerne viser en god opførsel af modellen, imens det frekvensmæssigt kan konkluderes at modellen kan forbedres. Det ser ud som egenfrekvenserne i modellen for flap og transmissionsystem er for dæmpede. Det ser desuden ud som effekten reguleres for godt, et aspekt der kunne antyde behovet for en bedre modellering af frekvensomformeren.

A Strukturel model

Til modellering af de dynamiske belastninger på en tre-bladet horisontalakset vindmølle opstilles en forenklet model [Bindner, 1996]. Følgende frihedsgrader medtages:

- Den fundamentale tårnbøjningsmode i vindretningen. Det antages at denne ikke give vinkeldrejning af nacellen.
- Den fundamentale flapbøjningsmode af vingen. Denne antages at foregå vinkelret på rotorplanet.
- Den fundamentale rotormode i rotorplanet. Denne modelleres som torsion i hovedaksen.

Baggrund til strukturel model



Figur 35. Bjælke opdelt i knudepunkter.

For at forstå møllen som en dynamisk struktur, betragtes først en bjælke, der er diskretiseret ved N knudepunkter. Deformation i hver knude i er givet ved udbøjningsfunktionen $\varphi(x_i)$. Hvis deformationen i den frie knude noteres som δ_0 , er deformation i knude i givet ved:

$$\delta(x_i) = \frac{\delta_0 \varphi(x_i)}{\varphi(0)} \quad (\text{A.40})$$

Udbøjningsfunktionen i den frie knude kan være defineret således at $\varphi(0) = 1$. Det betyder at:

$$\delta(x_i) = \delta_0 \varphi(x_i) \quad (\text{A.41})$$

$$\dot{\delta}(x_i) = \dot{\delta}_0 \varphi(x_i) \quad (\text{A.42})$$

$$\ddot{\delta}(x_i) = \ddot{\delta}_0 \varphi(x_i) \quad (\text{A.43})$$

nemlig at forskydningen af hver knude i er regnet som skalering af frihedsgrad δ_0 med udbøjningsfunktion $\varphi(x_i)$.

Den kinetiske energi af strukturen er:

$$T = \frac{1}{2} \int_0^l m(x) \dot{\delta}^2(x) dx = \frac{1}{2} \delta_0^2 \int_0^l m(x) \varphi^2(x) dx \quad (\text{A.44})$$

Den potentielle energi for en bjælke med konstant tværsnit EI er:

$$V = \frac{1}{2} \int_0^l EI \left(\frac{d^2 \delta}{dx^2} \right)^2 dx \quad (\text{A.45})$$

Lagrange's ligninger er differentiallyigninger for bevægelse, som er udtryk i termer af generaliserede koordinater. Den kinetiske energi T er en funktion af de generaliserede stedkoordinater q_i samt af de generaliserede hastigheder \dot{q}_i , mens den potentielle energi V kun er funktion af de generaliserede stedkoordinater q_i :

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{q}_i} \right) - \frac{\partial T}{\partial q_i} + \frac{\partial V}{\partial q_i} = Q_i \quad (\text{A.46})$$

hvor:

$T = T(q_i, \dot{q}_i)$	total kinetiske energi
$V = V(q_i)$	total potentielle energi
q_i	generaliserede stedkoordinater
Q_i	generaliserede laster svarende til q_i

For at opstille differentiallyigningerne (A.46), der beskriver vindmøllens bevægelsen, er den totale kinetiske og potentielle energi beregnet i de efterfølgende afsnit. De antagne udbøjninger i vindmøllen og de tilsvarende notationer er skitseret i Figur 36.

Udbøjning vinkelret på rotorplan

Udbøjningerne langs tårnet kan udtrykkes afhængig af tid og højde, som følger:

$$\delta_t(t, z) = \delta_0 \varphi_t(t, z) \quad (\text{A.47})$$

$$\varphi_t(t, 0) = 1.0 \quad (\text{A.48})$$

hvor $\delta_t(t, 0) = \delta_0$ er forskydningen af tårnets top, der samtidigt er lige med nacellens forskydning. $\varphi_t(t, z)$ er tårnets 1'ste modeform (bøjnings funktion). Det betyder at afledning med hensyn til tiden er:

$$\dot{\delta}_t(z) = \dot{\delta}_0 \varphi_t(z) \quad (\text{A.49})$$

hvor tidsafhængigheden er undladt af notationsmæssige årsager.

Deformering af vingerne vinkelret på rotorplan (med radius R) kan også udtrykkes således:

$$\delta_v(t, r) = \delta_0 + \delta_{tip}(t) \varphi_v(r) \quad (\text{A.50})$$

$$\varphi_v(t, R) = 1.0 \quad (\text{A.51})$$

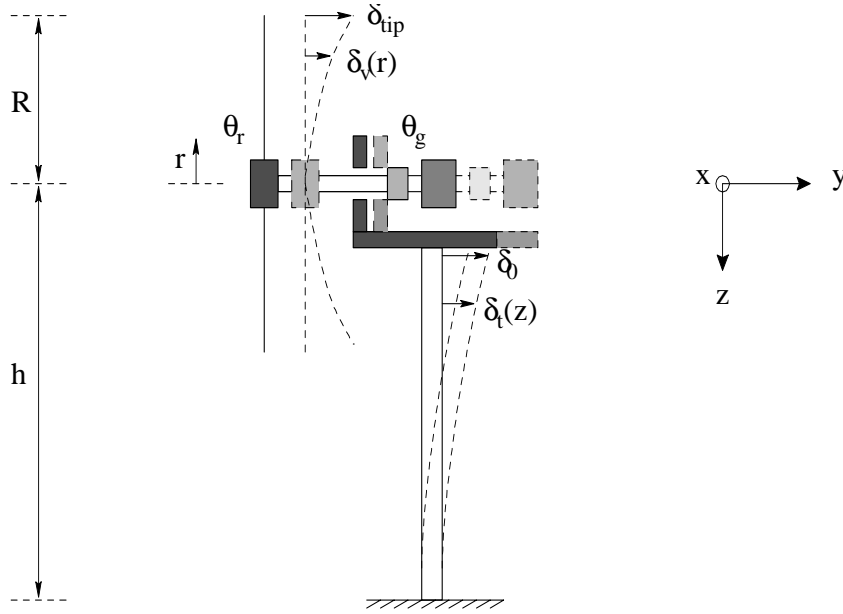
hvor $\delta_{tip}(t)$ er tippens forskydning og $\varphi_v(r)$ er den første flapvise svingningsform (bøjningsfunktion).

$$\dot{\delta}_v(r) = \dot{\delta}_0 + \dot{\delta}_{tip} \varphi_v(r) \quad (\text{A.52})$$

Udbøjning i rotorplan

Forskydningen af vingerne i rotorplanet beskrives som:

$$\delta_v^{rp}(t, r) = \theta_r(t) r \quad (\text{A.53})$$



Figur 36. Strukturel model.

og hastigheden $\dot{\delta}_v^{rp}(r) = \dot{\theta}_r r$, mens generatorens hovedakse er forskudt med:

$$\theta_g(t) \quad (\text{A.54})$$

Den totale kinetiske energi T findes som summen af de kinetiske energibidrag fra hver komponent:

$$\begin{aligned}
 T = & \underbrace{\frac{1}{2} M_n \dot{\delta}_0^2}_{\text{nacellen}} + \underbrace{\frac{1}{2} \tilde{m}_t \dot{\delta}_0^2}_{\text{tårnet}} + \underbrace{\frac{3}{2} \{ \tilde{m}_v^1 \dot{\delta}_0^2 + 2 \tilde{m}_v^2 \dot{\delta}_0 \dot{\delta}_{tip} + \tilde{m}_v^3 \dot{\delta}_{tip}^2 \}}_{\text{vingerne (flapvise)}} \quad (\text{A.55}) \\
 & + \underbrace{\frac{3}{2} \tilde{m}_v^4 \dot{\theta}_r^2}_{\text{vingerne(kantvise)}} + \underbrace{\frac{1}{2} J_{gen} \dot{\theta}_g^2}_{\text{generatoren}}
 \end{aligned}$$

hvor:

$$\tilde{m}_t = \int_0^h m_t(z) \varphi_t(z)^2 dz \quad (\text{A.56})$$

$$\tilde{m}_v^1 = \int_0^R m_v(r) dr \quad (\text{A.57})$$

$$\tilde{m}_v^2 = \int_0^R m_v(r) \varphi_v(r) dr \quad (\text{A.58})$$

$$\tilde{m}_v^3 = \int_0^R m_v(r) \varphi_v(r)^2 dr \quad (\text{A.59})$$

$$\tilde{m}_v^4 = \int_0^R m_v(r) r^2 dr \quad (\text{A.60})$$

er generaliserede masser, M_n er nacellens masse, m_v er vingernes masse, m_t er tårnetsmasse og J_{gen} er generatorens inerti.

Den totale potentielle energi V findes som summen af de potentielle energibidrag fra hver komponent:

$$V = \underbrace{\frac{1}{2} K_t \delta_0^2}_{\text{tårnet}} + \underbrace{\frac{3}{2} K_v \delta_{tip}^2}_{\text{vingerne}} + \underbrace{\frac{1}{2} K_h^s \left(\theta_r - \frac{\theta_g}{f} \right)^2}_{\text{hovedaksen}} \quad (\text{A.61})$$

hvor:

$$K_t = \int_0^h E I_t(z) \left(\frac{d^2 \varphi_t}{dz^2} \right)^2 dz \quad (\text{A.62})$$

$$K_v = \int_0^R E I_v(r) \left(\frac{d^2 \varphi_v}{dr^2} \right)^2 dr \quad (\text{A.63})$$

$$K_h^s = \left[\frac{1}{K_h} + \frac{1}{f^2 K_g} \right]^{-1} \quad (\text{A.64})$$

$$K_h = \frac{G I_h}{l} \quad (\text{A.65})$$

K_t , K_v , K_h^s er generaliserede stivheder for henholdsvis tårn, vinger og den samlede effektive akselstivhed. K_h er stivheden for hovedaksen. Ydermere angiver E elasticitetsmodul, I_t , I_v , I_h er arealsinertimenter for henholdsvis tårn, vinger og hovedaksen, G er torsionsmodul og l længden af hovedaksen.

Generaliserede stedkoordinater

Den generaliserede koordinatvektor \underline{q} (deformationsvektoren) er sammensat af komponenterne:

$$\underline{q} = \begin{bmatrix} \delta_0 \\ \delta_{tip} \\ \theta_r \\ \theta_g \end{bmatrix} \quad (\text{A.66})$$

dvs. udbøjning af nacellen, udbøjning af en tip, forskydning af vingerne og forskydning af generatorens hovedakse.

Fra Lagrange's ligninger (se (A.46)) findes:

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{q}} \right) = \underbrace{\begin{bmatrix} M_n + \tilde{m}_t + 3 \tilde{m}_v^1 & 3 \tilde{m}_v^2 & 0 & 0 \\ 3 \tilde{m}_v^2 & 3 \tilde{m}_v^3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 3 \tilde{m}_v^4 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & J_{gen} \end{bmatrix}}_{\text{M (masse matricen)}} \begin{bmatrix} \ddot{\delta}_0 \\ \ddot{\delta}_{tip} \\ \ddot{\theta}_r \\ \ddot{\theta}_g \end{bmatrix} \quad (\text{A.67})$$

$$\frac{\partial V}{\partial q} = \underbrace{\begin{bmatrix} K_t & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 3K_v & 0 & 0 \\ 0 & 0 & K_h^s & -K_h^s/f \\ 0 & 0 & -K_h^s/f & K_h^s/f^2 \end{bmatrix}}_{\mathbf{K} \text{ (stivheds matricen)}} \begin{bmatrix} \delta_0 \\ \delta_{tip} \\ \theta_r \\ \theta_g \end{bmatrix} \quad (\text{A.68})$$

Hvis det antages, at den strukturelle dæmpning er beskrevet som:

$$\sigma = E \epsilon + C_s \dot{\epsilon} \quad (\text{A.69})$$

betyder det, at dæmpningen er proportional med stivheden ([Bindner, 1996]):

$$\mathbf{C} = \frac{C_s}{E} \mathbf{K} = \text{diag}(c_1, c_2, c_3, c_4) \mathbf{K} \quad (\text{A.70})$$

Generaliserede laster

Problemstilling er nu reduceret til at bestemme Q , den generaliserede lastvektor. Den eneste last, der her bliver taget i betragtning, er lasten på vingerne genereret af vinden. En metode er at linearisere lasten i et arbejds punkt (u_0, β_0, ω_0) , bestemt af ved:

- vindhastighed: $u = u_0 + \Delta u$
- pitchvinkel: $\beta = \beta_0 + \Delta \beta$
- omdrejningshastighed: $\omega = \omega_0 + \Delta \omega$
hvor Δ angiver små variationer om det valgt arbejds punkt.

Det antages i ([Bindner, 1996]) at vindlasten kan faktoriseres som:

$$p(x, z, t) = q(t) \eta(r), \quad r = \sqrt{x^2 + z^2} \quad (\text{A.71})$$

hvor $\eta(r)$ er bladlastfordelingen. x og z er deplaceringer i retning x og z , henholdsvis (se Figur 36).

Lasten vinkelret på rotorplanet

Det antages, at bladlasten med god tilnærmelse kan lineariseres som:

$$p^1(u, \beta, \omega) = \eta(r) (q_0^1 + \mu_1 \Delta u + \mu_2 \Delta \beta + \mu_3 \Delta \omega) \quad (\text{A.72})$$

Således kan aksialtrykket på rotorplanet med 3 vinger beskrives som:

$$F(u, \beta, \omega) = F_0(u_0, \beta_0, \omega_0) + \left. \frac{\partial F}{\partial u} \right|_0 \Delta u + \left. \frac{\partial F}{\partial \beta} \right|_0 \Delta \beta + \left. \frac{\partial F}{\partial \omega} \right|_0 \Delta \omega \quad (\text{A.73})$$

hvor:

$$F_0(u_0, \beta_0, \omega_0) = 3q_0^1 \int_0^R \eta(r) dr \quad (\text{A.74})$$

$$\left. \frac{\partial F}{\partial u} \right|_0 = 3\mu_1 \int_0^R \eta(r) dr \quad (\text{A.75})$$

$$\left. \frac{\partial F}{\partial \beta} \right|_0 = 3\mu_2 \int_0^R \eta(r) dr \quad (\text{A.76})$$

$$\left. \frac{\partial F}{\partial \omega} \right|_0 = 3\mu_3 \int_0^R \eta(r) dr \quad (\text{A.77})$$

Lasten i rotorplanet

Det antages, at bladlasten i rotorplanet kan lineariseres som:

$$p^2(u, \beta, \omega) = \eta(r) (q_0^2 + \mu_4 \Delta u + \mu_5 \Delta \beta + \mu_6 \Delta \omega) \quad (\text{A.78})$$

Rotordrivsmomentet kan efterfølgende skrives som:

$$T(u, \beta, \omega) = T_0(u_0, \beta_0, \omega_0) + \left. \frac{\partial T}{\partial u} \right|_0 \Delta u + \left. \frac{\partial T}{\partial \beta} \right|_0 \Delta \beta + \left. \frac{\partial T}{\partial \omega} \right|_0 \Delta \omega \quad (\text{A.79})$$

hvor:

$$T_0(u_0, \beta_0, \omega_0) = 3q_0^2 \int_0^R r \eta(r) dr \quad (\text{A.80})$$

$$\left. \frac{\partial T}{\partial u} \right|_0 = 3\mu_4 \int_0^R r \eta(r) dr \quad (\text{A.81})$$

$$\left. \frac{\partial T}{\partial \beta} \right|_0 = 3\mu_5 \int_0^R r \eta(r) dr \quad (\text{A.82})$$

$$\left. \frac{\partial T}{\partial \omega} \right|_0 = 3\mu_6 \int_0^R r \eta(r) dr \quad (\text{A.83})$$

Kendes F og T som funktion af u, β, ω kan de aerodynamiske influencefaktorer μ_i ($i = 1, \dots, 6$) let bestemmes udfra (A.75-A.77) og (A.81-A.83).

Hermed er de resulterende generaliserede laster \underline{Q} givet ved:

$$\underline{Q} = \begin{bmatrix} 3 \int_0^R \eta(r) (q_0^1 + \mu_1 (\Delta u - \dot{\delta}_0 - \delta_{tip} \varphi_v(r)) + \mu_2 \Delta \beta + \mu_3 \Delta \omega) dr \\ 3 \int_0^R \eta(r) (q_0^1 + \mu_1 (\Delta u - \dot{\delta}_0 - \delta_{tip} \varphi_v(r)) + \mu_2 \Delta \beta + \mu_3 \Delta \omega) \varphi_v(r) dr \\ 3 \int_0^R \eta(r) (q_0^2 + \mu_4 (\Delta u - \dot{\delta}_0 - \delta_{tip} \varphi_v(r)) + \mu_5 \Delta \beta + \mu_6 \Delta \omega) r dr \\ T_{ag} \end{bmatrix} \quad (\text{A.84})$$

Den endelige matematiske model kan udtrykkes ved en matrixligning. De ubekendte i ligningen er deformationerne, der som funktion af tiden bliver til bevægelse, og ligningen benævnes derfor ofte systemets bevægelsesligning:

$$\mathbf{M} \ddot{\underline{q}} + \mathbf{C} \dot{\underline{q}} + \mathbf{K} \underline{q} = \underline{Q} \quad (\text{A.85})$$

Produkterne af koefficientmatricerne og deformationsvektoren repræsenterer følgende kræfter:

$\mathbf{M} \ddot{\underline{q}}$	inertikræfter
$\mathbf{C} \dot{\underline{q}}$	dæmpingskræfter
$\mathbf{K} \underline{q}$	elastiskekræfter
\underline{Q}	laster(aerodynamiskekræfter og tyngdekræft)

Det bemærkes at \underline{Q} er linear i $\delta_0, \delta_{tip}, \dot{\theta}_r, \dot{\theta}_g$. Flyttes dette bidrag til venstresiden, vil det optræde som aerodynamisk dæmping.

Litteratur

- [Bindner, 1996] Bindner, H. (September 1996). Active control: Wind turbine model. Technical report, Risø National Laboratory.
- [Connell, 1982] Connell, J. R. (1982). The spectrum of wind speed fluctuations encountered by a rotating blade of a wind energy conversion system. *Solar Energy, Vol 29., No. 5*, pages 363–375.
- [Hansen and Bindner, 1998] Hansen, A. D. and Bindner, H. (September, 1998). Strategier for begrænsning af ændringer i effektreferencen. Technical report, Forskningscenter Risø, Roskilde.
- [Landreder, 1996] Landreder, W. (1996). Models for variable speed wind turbines. Master's thesis, Crest, Loughborough University, United Kingdom. Risø National Laboratory, Test Station for Wind Turbines, Denmark.
- [Sørensen, 1994] Sørensen, P. (April 1994). Frequency domain modelling of wind turbine structures. Technical report, Risø National Laboratory, Roskilde, Denmark.

 Title and author(s)

Combined variable speed/variable pitch controlled 3-bladed wind turbine: Control strategies

Anca Hansen, Henrik Bindner

 ISBN

87-550-2440-8

ISSN

0106-2840

 Dept. or group

Wind Energy and Atmospheric Physics

Date

December 1998

 Groups own reg. number(s)

EDS-1115007-00

Project/contract No.

1363/96-0002

 Pages

47

Tables

5

Illustrations

36

References

5

 Abstract (Max. 2000 char.)

This report is a part of the project "Combined variable speed/variable pitch controlled 3-bladed wind turbine". The purpose of the project is to investigate a variable speed/variable pitch controlled wind turbine.

The total reporting work of the project is divided in 2 reports:

- Control Strategies (R-1071) (the current report).
- Comparison between pitch controlled wind turbine and pitch controlled wind turbine with variable speed (R-1072).

The current report presents two control strategies, which can be used in a variable speed/variable pitch wind turbine. These control strategies are investigated regarding power production, structural loads and power quality. A static model is developed in order to establish the control strategy and a dynamic model is used to analyse the loads and the performance of the control.

First the reports presents the background/motivation for combining variable speed with variable pitch wind turbine, afterwhich an investigation of the power production for different control strategies it presented.

The report further contains a nonlinear simulation model for a wind turbine, including control system and frequency converter. The model, developed for control purposes, includes a model for tower and flapwise blade bending, a model for the pitch system, nonlinear aerodynamic, frequency converter, turbulens and drive train. The model is validated through comparisons with measurements performed on a test facility, which consists of a Vestas V27-225 kW wind turbine with a SAMI-STAR 400 kVA frequency converter from ABB. The model is used both to establish the parameters of the controller and afterwards to investigate the performance of a variable speed wind turbine.

In report R-1072 a comparison between pitch controlled wind turbine and pitch controlled wind turbine with variable speed is presented based on measurements from the test facility.

The project participants were Vestas Wind Systems A/S, ABB Energy and Industry A/S and Risø National Laboratory. The project wac partly funded by the Danish Energy Agency, no. 1363/96-0002.

 Descriptors INIS/EDB

CONTROL; FREQUENCY CONVERTERS; MATHEMATICAL MODELS; PERFORMANCE; SPEED REGULATORS; VARIATIONS; VELOCITY; WIND TURBINES

 Available on request from:

Information Service Department, Risø National Laboratory
 (Afdelingen for Informationservice, Forskningscenter Risø)
 P.O. Box 49, DK-4000 Roskilde, Denmark
 Phone (+45) 4677 4004 · Fax (+45) 46 77 40 13