

Universitatea “Dunărea de Jos” din Galați



**Sisteme avansate de conducere a
proceselor de conversie a energiei eoliene**

Rezumatul tezei de doctorat

**Conducător științific
Prof. dr. ing. Emil CEANGĂ**

**Doctorand
Adriana SCARLAT**

Galați, 2012

09086 / 19.09.2012

C ă t r e

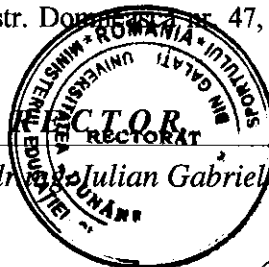
Universitatea “ Dunărea de Jos “ din Galați vă face cunoscut că în data de _____, ora _____, în _____, va avea loc susținerea publică a tezei de doctorat intitulată: **”SISTEME AVANSATE DE CONDUCERE A PROCESELOR DE CONVERSIE A ENERGIEI EOLIENE”**, elaborată de domnul/doamna **SCARLAT ADRIANA(BURLIBASA)**, în vederea conferirii titlului științific de doctor în Domeniul de doctorat - **Ingineria sistemelor.**

Comisia de doctorat are următoarea componență :

- 1. Președinte:** **Conf.univ.dr.ing. Emilia PECHEANU**
Universitatea ”Dunărea de Jos” din Galați
- 2. Conducător de doctorat:** **Prof.univ.dr.ing. Emil CEANGĂ**
Universitatea ”Dunărea de Jos” din Galați
- 3. Referent oficial:** **Prof.univ.dr.ing. Dumitru POPESCU**
Universitatea POLITEHNICA din București
- 4. Referent oficial:** **Prof.univ.dr.ing. Sergiu-Stelian ILIESCU**
Universitatea POLITEHNICA din București
- 5. Referent oficial:** **Prof.univ.dr.ing. Viorel MÎNZU**
Universitatea ”Dunărea de Jos” din Galați

Cu această ocazie vă transmitem rezumatul tezei de doctorat și vă invităm să participați la susținerea publică. În cazul în care doriți să faceți eventuale aprecieri sau observații asupra conținutului lucrării, vă rugăm să le transmiteți în scris pe adresa Universității, str. Domnească nr. 47, 800008 - Galați, Fax - 0236 / 461353.

Prof.univ.dr.ing. **Julian Gabriel BÎRSAN**



CUPRINS

Capitolul 1 Stadiul actual al conducerii automate a sistemelor eoliene	1
1.4 Obiectivele tezei de doctorat în contextul stadiului actual	1
Capitolul 2 Modelarea vitezei vântului ca proces aleator nestaționar	2
2.1 Introducere	2
2.2 Modelarea turbulenței rotaționale	3
2.2.2 Determinarea spectrului rotațional cu eșantionare	3
2.2.3 Sinteza filtrului de formare rotațional pentru generarea turbulenței rotaționale	6
2.2.4 Rezultate numerice	9
2.3 Modelarea componentelor deterministe ale vitezei vântului	10
Capitolul 3 Contribuții privind modelarea sistemelor eoliene	10
3.1 Introducere	10
3.3 Modelarea sistemului eolian de mare putere	11
Capitolul 4 Contribuții privind conducerea automată a sistemelor eoliene de mică putere	17
4.1 Introducere și principiu fizic	17
4.2 Structura sistemului	19
4.3 Principiul comutării regimurilor de funcționare	20
4.4 Strategia de conducere automată	21
4.5 Performanțe experimentale în regim staționar, cazul turbulenței nule	24
4.6 Indicații pentru alegerea parametrilor P_c și Ω_{lim} ai structurii de conducere	25
4.7 Performanțe experimentale obținute în cazul vântului cu turbulență	26
Capitolul 5 Sinteza legilor de reglare ale sistemelor eoliene utilizând <i>active speed stall control</i> pentru limitarea puterii în regimul de sarcină totală	27
5.1 Introducere	27
5.2. Sinteza legii de comandă în bucla de viteză unghiulară	27
5.3 Sinteza legii de comandă în bucla de putere	29
5.4 Rezultate experimentale	30
Capitolul 6 Contribuții privind conducerea automată a sistemelor eoliene incluzând generatoare asincrone comandate vectorial	31
6.1 Formularea problemei	31
6.2. Strategia de conducere automată a SCEE folosind o buclă de reglare a vitezei unghiulare și blocul TSDB – al dependenței cuplu-viteză unghiulară	33
6.3 Analiza sistemului în buclă închisă	34
6.5 Rezultate numerice	34
Capitolul 7 Contribuții privind conducerea automată a SCEE de mare putere	35

7.1 Introducere	35
7.2. Configurația SCEE și a structurii de conducere automată	36
7.3 Funcționarea neliniară a sistemului	38
7.4 Liniarizarea SCEE de mare putere	39
7.5 Sinteza legii de comandă din bucla de reglare a puterii în zona 3	42
Capitolul 8 Concluzii finale și contribuții	46
8.2 Contribuții	46
8.3 Diseminarea rezultatelor	48
Bibliografie	49

Capitolul 1

Stadiul actual al conducerii automate a sistemelor eoliene

Acest capitol este dedicat descrierii a două aspecte importante din domeniul sistemelor de conversie a energiei eoliene (SCEE). Detalierea lor se realizează în cadrul a două secțiuni principale din cadrul tezei. Într-o secțiune se detaliază principiile fizice care stau la baza funcționării sistemelor eoliene, precum și caracteristicile acestora, iar într-o altă secțiune se prezintă succint, în conformitate cu literatura de specialitate, stadiul actual al structurilor de conducere automată, specifice topologiilor uzuale de sisteme eoliene existente.

1.4 Obiectivele tezei de doctorat în contextul stadiului actual

Obiectivele tezei de doctorat constau în obținerea de soluții privind următoarele probleme, detaliate în cadrul tezei și menționate în cele ce urmează.

1. Conducerea automată unitară în zonele de sarcină spațială (zona 2) și de sarcină totală (zona 3 – atinsă după ce viteza vântului depășește valoarea nominală) a sistemelor eoliene de mică putere, utilizând reglarea puterii în zona 3 prin strategia *active speed stall control* (ASSC) (adică, desprinderea aerodinamică controlată de viteza unghiulară). Datele din literatură privind această strategie (Bang, D. *et al.*, 2007, Polinder, H. *et al.*, 2007) se referă la studii preliminare prin simulare pentru sisteme eoliene foarte mari (10 MW), la care există impedimente serioase privind realizabilitatea fizică (legate de nivelul solicitărilor mecanice). În cadrul tezei se abordează strategia ASSC pentru sistemele eoliene de mică putere cu generatoare sincrone cu magneți permanenți, comandate prin electronica de putere asociată generatorului. Problemele abordate sunt:

- a – stabilirea unei soluții pentru asigurarea stabilității sistemului la trecerile, într-un sens sau altul, dintre zonele 2 și 3, inclusiv asigurarea unor regimuri dinamice „netede” la aceste treceri;
- b – sinteza legilor de comandă ale buclelor de reglare în cele două zone de funcționare;
- c – validarea pe cale experimentală a soluțiilor propuse.

Această problemă face obiectul capitolelor 4 și 5.

2. Stabilirea unei metode de conducere automată a sistemelor eoliene cu generator asincron comandat vectorial, care realizează o caracteristică mecanică cu pantă ajustabilă, în scopul obținerii unui compromis între cerința de asigurare a performanței energetice și cea privitoare la solicitarea structurii mecanice, în cadrul regimurilor dinamice ale sistemului eolian.

Această problemă face obiectul capitolului 6.

3. Conducerea automată unitară în zonele 2 și 3 a sistemelor eoliene de mare putere, comandate prin unghiul de calare a palelor și prin viteza unghiulară la arbore. Este abordată sinteza legii de reglare prin metode frecvențiale și prin stabilirea unei proceduri de acordare a regulatorului buclei de putere, pe baza unui obiectiv care are în vedere extremizarea unui criteriu de performanță ce include și cerințele de reducere a solicitărilor mecanice. Sinteza legii de comandă are la bază dezvoltarea detaliată a modelului sistemului eolian, cu descrierea matematică a efectului de combinare a vibrațiilor palelor și a turnului cu mișcarea masei de aer generată de turbulența rotațională a vitezei vântului. Un obiectiv important este analiza proprietăților dinamice ale sistemului de reglare a puterii în zona 3, prin investigarea efectului interacțiunii dintre dinamica structurii mecanice și turbulența rotațională a vitezei vântului.

Această problemă face obiectul capitolelor 2, 3 și 7.

Capitolul 2

Modelarea vitezei vântului ca proces aleator nestaționar

2.1 Introducere

Analiza riguroasă a comportamentului unui sistem eolian necesită utilizarea unui model adecvat al fluctuațiilor vitezei vântului. Acest lucru este foarte important pentru SCEE de mare putere (de tip multi-megawatt), deoarece afectează rezultatele care se obțin privind: eficiența procedurii de conversie a energiei eoliene, siguranța în exploatare a sistemului eolian (determinată de solicitarea la oboseală a structurii mecanice) și calitatea energiei electrice furnizate. Toate aceste probleme se regăsesc printre obiectivele structurii de conducere automată a SCEE. Modelarea vitezei vântului ca un proces aleator nestaționar este o problemă esențială, deoarece permite caracterizarea principalei mărimi exogene din cadrul sistemului de conducere automată a SCEE. Fluctuațiile vitezei vântului reprezintă mărimea perturbatoare din sistem, ale cărei efecte trebuie rejectate prin diferitele strategii de conducere automată, în scopul:

- respectării limitelor admisibile ale mărimilor fizice, astfel încât să fie asigurată integritatea structurii mecanice a SCEE;
- optimizării conversiei energiei eoliene și evaluării performanțelor SCEE, atunci când sistemul funcționează într-un câmp de turbulențe (Leithead W. E., 1990; Burton T. *et al.*, 2001);
- asigurării cerințelor de calitate a energiei electrice furnizate (în special privind flicker-ul) (Camblong H. *et al.*, 2002).

După cum s-a menționat în Capitolul 1, din cadrul tezei, fluctuațiile vitezei vântului pot fi: de punct fix sau rotaționale. Dacă pentru modelarea fluctuațiilor de punct fix se utilizează un model spectral de punct fix, de obicei modelul Kaimal sau modelul von Karman (Burton T. *et al.*, 2001; Bianchi F. *et al.*, 2006), pentru modelarea matematică a fluctuațiilor rotaționale se utilizează spectrul rotațional cu eșantionare (SRE) (Burton T. *et al.*, 2001).

În literatura de specialitate sunt menționate mai multe modele spectrale rotaționale. Unele se bazează pe o modelare empirică, fără a avea un fundament teoretic solid (Saïd N., 2012; Munteanu I. *et al.*, 2008; Iov F. *et al.*, 2004), altele au un fundament teoretic, bazat, de exemplu, pe tehnici corelaționale aplicate modelului spectral von Karman, însă fluctuațiile de vânt rotaționale sintetizate nu sunt utile aplicațiilor numerice din automatică, deoarece nu sunt obținute ca serii de timp (Burton T. *et al.*, 2001). Aceste abordări sunt prezentate succint în cadrul tezei.

Principalele obiective ale acestui capitol sunt:

- obținerea prin tehnici corelaționale a unui model al fluctuațiilor rotaționale ale vitezei vântului, sub forma spectrului rotațional cu eșantionare, dezvoltat inițial de (Veers P.S., 1988) și preluat apoi de (Burton T. *et al.*, 2001);
- sintetiza unui filtru de formare parametric, numit **filtru de formare rotațional**, utilizând spectrul rotațional cu eșantionare menționat;
- validarea filtrului de formare rotațional și generarea cu acest filtru a seriilor de timp aferente fluctuațiilor de vânt în cadrul aplicațiilor numerice din domeniul automaticii.

Prin mișcarea de rotație a palelor, mai apar două componente deterministe ale vitezei vântului, care se adaugă la componenta de turbulență rotațională (Bianchi F. *et al.*, 2006). Acestea sunt generate de două efecte: umbra turnului (**tower shadow**) și forfecarea vântului (**wind shear**). Și aceste două componente – importante la turbinele de mare putere – vor fi considerate, ele urmând a fi descrise mai în detaliu în una din secțiunile acestui capitol.

2.2 Modelarea turbulenței rotaționale

2.2.2 Determinarea spectrului rotațional cu eșantionare

Pentru a obține modelul vitezei vântului într-un punct de pe pală, situat la distanța r față de axa rotorului turbinei eoliene, se utilizează analiza corelațională a fluctuațiilor vântului (Burton T. *et al.*, 2001). Această analiză ține cont de proprietățile sitului (lungimea de rugozitate a solului, latitudine, înălțimea față de pământ) și ale vântului (viteza medie a vântului, lungimea de turbulență, intensitatea de turbulență). Spre deosebire de rezultatele din (Burton T. *et al.*, 2001), unde problema modelării fluctuațiilor vântului într-un punct pe pala în mișcarea de rotație este abordată în contextul calculului la oboseală al structurii mecanice, în cele ce urmează se consideră că fluctuațiile vântului cu spectru rotațional cu eșantionare se generează pe baza funcției de transfer a unui filtru de formare rotațional, obținut printr-un procedeu de optimizare parametrică a spectrului rotațional cu eșantionare, stabilit prin metode corelaționale.

Deducerea spectrului rotațional cu eșantionare are la bază modelul von Karman al turbulenței de punct fix, exprimat prin relația:

$$\frac{S_u(f)}{\sigma_u^2} = \frac{4L_u/\bar{v}}{\left[1 + 70.8(f \cdot L_u/\bar{v})^2\right]^{5/6}} \quad (2.8)$$

unde: \bar{v} este viteza medie a vântului, $S_u(f)$ este funcția densității spectrale de putere pe direcția longitudinală (u) a vitezei vântului, σ_u este abaterea standard a turbulenței, L_u este lungimea de turbulență și f frecvența.

În conformitate cu (Burton T. *et al.*, 2001), procedura de deducere a densității spectrale de putere într-un punct pe pală include următoarele etape:

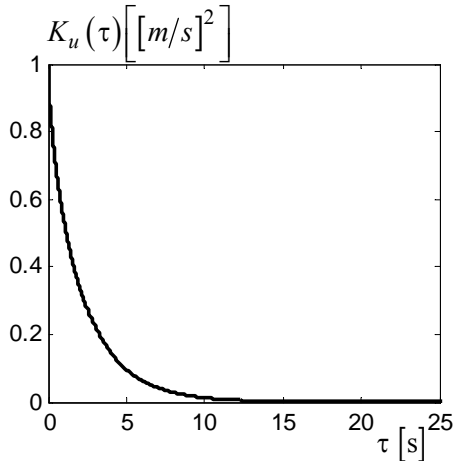
- se deduce funcția de autocorelație, $K_u(\tau)$, corespunzătoare fluctuațiilor turbulenței vântului într-un punct fix din spațiu, corespunzător spectrului de putere $S_u(f)$ în expresie von Karman (relația (2.8));
- se calculează apoi funcția de intercorelație a fluctuațiilor dintr-un punct situat pe pală și un punct situat în amonte de turbină, care trebuie să parcurgă un timp τ pentru a ajunge în punctul considerat pe pală;
- funcția de autocorelație a fluctuației pe pală se consideră ca fiind funcția de intercorelație menționată, pentru $\tau = 0$;
- se calculează funcția spectrală aferentă funcției de autocorelație dedusă la etapa precedentă. Aceasta este „spectrul rotațional cu eșantionare” în punctul considerat pe pală.

Acești pași (etape) sunt detaliați în cele ce urmează. Sunt considerate trei ipoteze simplificatoare: turbulența este omogenă și izotropă, iar circulația de aer este necompresibilă.

Pasul 1. Obținerea funcției de autocorelație într-un punct fix

Punctul de plecare îl reprezintă modelul von Karman al turbulenței de punct fix (relația (2.8)). În studiul de caz considerat, calculele s-au realizat pentru următoarele date: viteza medie a vitezei vântului $\bar{v} = 10.7 \text{ m/s}$, înălțimea față de sol $z = 78 \text{ m}$, lungimea de rugozitate $z_0 = 0.5$ și lungimea de turbulență $L_u = 73.5$.

Din expresia (2.8) se obține funcția de autocorelație, prin transformata Fourier inversă:



$$K_u(\tau) = \frac{2\sigma_u^2}{\Gamma(1/3)} \left(\frac{\tau/2}{T'}\right)^{1/3} \cdot K_{1/3}\left(\frac{\tau}{T'}\right) \quad (2.12)$$

unde $\Gamma(\cdot)$ este funcția Gamma, $K_{1/3}(x)$ este funcția Bessel modificată de speța a doua, de ordin 1/3 și de argument x , iar

$$T' = \frac{\Gamma(1/3)}{\Gamma(5/6)\sqrt{\pi}} \cdot \frac{L_u}{v} \approx 1.34 \cdot \frac{L_u}{v} \quad (2.13)$$

Fig. 2.10 Funcția de autocorelație de punct fix fluctuațiilor într-un punct fix, prezentată în Fig. 2.10.

Pasul 2. Obținerea funcției de autocorelație într-un punct de pe pala aflată în mișcare

Fie un punct A situat pe pală, la o distanță r față de axa de rotație a palelor, și un punct B exterior, situat în amonte, la distanța $|\vec{s}|$ față de punctul A (vezi Fig. 2.11.a). Prin mișcarea de rotație a palelor, punctul A are o deplasare unghiulară $\varphi = \Omega \cdot r$. Timpul τ reprezintă întârzierea de propagare a celor două evenimente, din punctul A și respectiv punctul B către punctul C. Funcția de intercorelație între fluctuațiile de vânt corespunzătoare punctelor A și B este $K_u(\vec{s}, \tau)$.

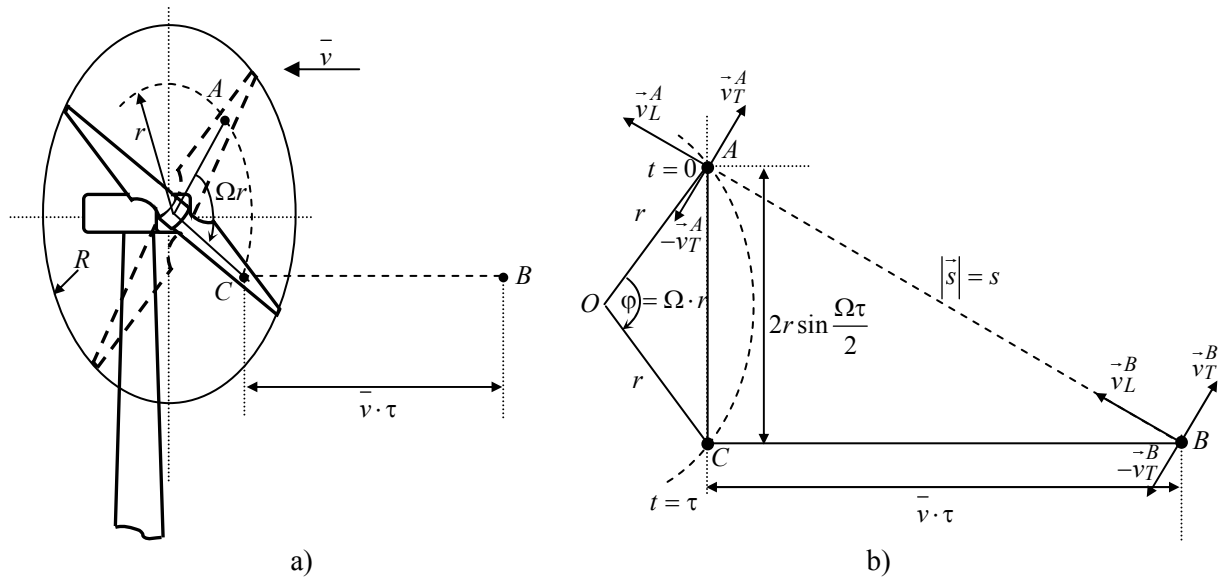


Fig. 2.11 a) Mișcarea punctului de pe pală în planul de rotație a palelor turbinei; b) reprezentarea geometrică a distribuției punctelor de pe pală și din exterior (adaptare după (Burton T. et al., 2001))

Pentru a obține funcția de autocorelație într-un punct de pe pală se consideră că atunci când punctul A atinge punctul C, punctul B atinge aceeași poziție cu cea a punctului C și astfel viteza vântului instantanee din C se consideră egală cu cea din B. Dacă punctele A și B vin în C în același timp, întârzierea τ dintre fluctuațiile celor două puncte A și B este nulă. În acest caz, funcția de intercorelație $K_u(\vec{s}, \tau)|_{\tau=0} = K_u(\vec{s}, 0)$ va fi egală cu funcția de autocorelație a fluctuației din punctul C:

$$K_u(r, \tau) = K_u(\vec{s}, 0) \quad (2.14)$$

Conform (Burton T. et al., 2001),

$$K_u(r, \tau) = K_u(\vec{s}, 0) = \frac{2\sigma_u^2}{\Gamma(1/3)} \left(\frac{s/2}{1.34L_u} \right)^{1/3} \left[K_{1/3} \left(\frac{s}{1.34L_u} \right) + \frac{s}{2(1.34L_u)} K_{2/3} \left(\frac{s}{1.34L_u} \right) \left(\frac{2r \sin(\Omega\tau/2)}{s} \right)^2 \right] \quad (2.15)$$

este funcția de autocorelație a fluctuației (turbulenței) într-un punct pe pală, situat la distanța r față axa de rotație, vezi Fig. 2.11.b, unde

$$s^2 = \vec{v}^2 \tau^2 + 4r^2 (\sin(\Omega\tau/2))^2 \quad (2.16)$$

În Fig. 2.11.b, este figurată descompunerea vitezei vântului în raport cu vectorul \vec{s} . Pentru componentele perpendiculare la \vec{s} , putem adopta vitezele $\pm \vec{v}_T^A$ și $\pm \vec{v}_T^B$. În formula finală (2.15), semnul '+', din paranteza dreaptă corespunde acestor componente, luate cu semnul plus. Dacă componentele se adoptă cu semnul minus, trebuie să se schimbe semnul celui de al doilea termen din paranteza dreaptă. În analiza ce va urma, semnul considerat a fost '-', având în vedere că punctul B se apropie de eoliană.

Funcția de autocorelație $K_u(r, \tau)$ descrie proprietățile fluctuației vitezei vântului într-un punct de pe pală aflat la distanța r față de butucul turbinei. Pe de altă parte, cuplul eolian produs de vânt pe un element de pală, situat la distanța r de butuc, depinde de puterea a treia a lui r . În aceste condiții, distribuția pe lungimea palei a cuplului produs pe elementul de pală situat la distanța r de butuc este prezentată calitativ în Fig. 2.12. Valoarea cea mai semnificativă a distanței la care se calculează cuplul dat de viteza vântului, cu turbulența caracterizată de $K_u(r, \tau)$, va fi cea corespunzătoare abscisei centrului de greutate, r_c , aferentă ariei din Fig. 2.12.

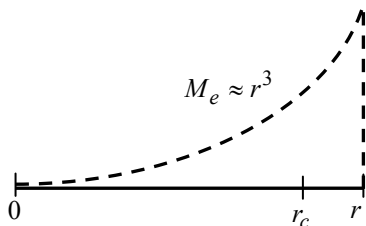


Fig. 2.12 Distribuția pe pală a cuplului eolian funcție de distanța r

În acest punct se va considera că fluctuațiile datorate turbulenței vântului sunt cele mai semnificative.

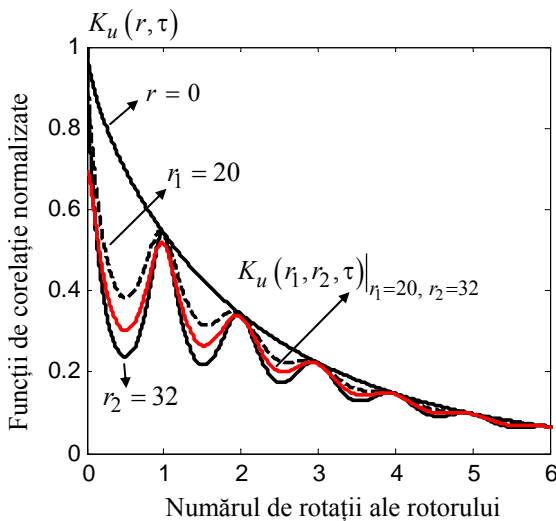


Fig. 2.13 Reprezentarea funcțiilor de corelație normalizate funcție de numărul de rotații ale rotorului

Aplicând formula:

$$r_c = \frac{\int_0^R r \cdot M_e(r) dr}{\int_0^R M_e(r) dr} \quad (2.19)$$

se obține valoarea abscisei centrului de greutate:

$$r_c = \frac{4R}{5} \quad (2.20)$$

Dacă raza palei este $R = 40$ m, rezultă distanța $r_c = 32$ m. În Fig. 2.13 sunt prezentate funcțiile de autocorelație pentru $r = 0$ m (turbulența de punct fix), $r_1 = 20$ m, $r_2 = r_c = 32$ m, precum și funcția de intercorelație $K_u(r_1, r_2, \tau)$.

Aceste funcții s-au reprezentat în raport cu numărul curent de rotații ale rotorului turbinei. Valoarea maximă a lui τ a fost $\tau_{\max} = 102.4$ s, cu un pas de eșantionare $\Delta\tau = 0.005$ s.

Pasul 3. Calculul spectrului rotațional cu eșantionare

Spectrul rotațional cu eșantionare poate fi determinat în două moduri:

- prin aplicarea expresiei transformatei Fourier a funcției de corelație $K_u(r, \tau)$;
- prin calculul numeric al transformatei Fourier discrete, aplicată funcției de autocorelație eșantionată.

În cadrul tezei s-au utilizat ambele metode de calcul. În cazul primei metode, pentru fiecare valoare discretă a frecvenței $k \cdot df$ s-a procedat la calculul integralei $\int_0^{\tau_{\max}} K_u(r, \tau) \cdot \cos(\omega\tau) d\tau$, prin discretizarea timpului τ cu pasul $\Delta\tau$, utilizat în calculul numeric al funcției de corelație.

La utilizarea transformatei Fourier discrete s-au utilizat valorile eșantionate ale funcției de autocorelație și s-a aplicat funcția *fft* din Matlab.

În Fig. 2.14 și Fig. 2.16, corespunzătoare celor prezentate în cadrul tezei în Secțiunea 2.2.2, sunt date:

- reprezentările de tip „loglog” ale spectrului de punct fix, $S_u(f)$, (cu roșu) și spectrului rotațional cu eșantionare, $S_u(r, f)$, pentru $r = 0, 20$ și 32 m, atunci când se utilizează algoritmul FFT (Fig. 2.14) și

- reprezentări de tip „logx” ale funcțiilor spectrale $f \cdot S_u(f)$ și $f \cdot S_u(r, f)$, pentru $r = 0, 20$ și 32 m, în cazul utilizării algoritmului FFT (Fig. 2.16).

Se observă că, pentru $r = 0$, spectrul rotațional cu eșantionare $S_u(0, f)$ coincide practic cu spectrul de punct fix von Karman, $S_u(f)$.

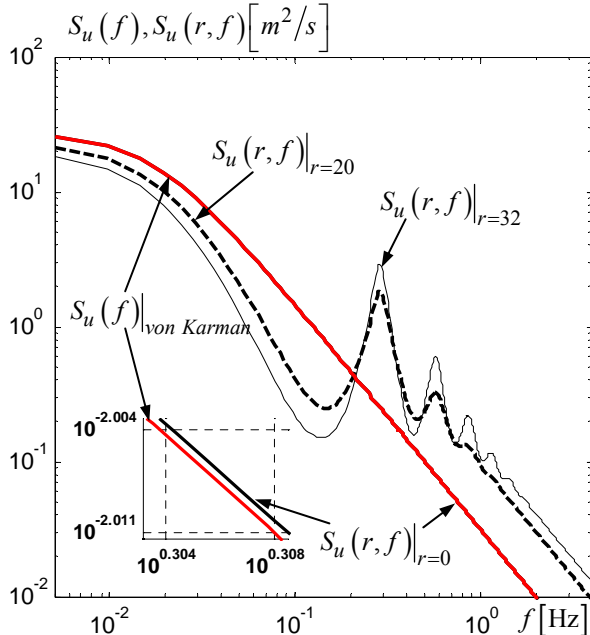


Fig. 2.14 Spectrul de punct fix $S_u(f)$ și spectru rotațional cu eșantionare $S_u(r, f)$, pentru FFT, la scară ‘loglog’

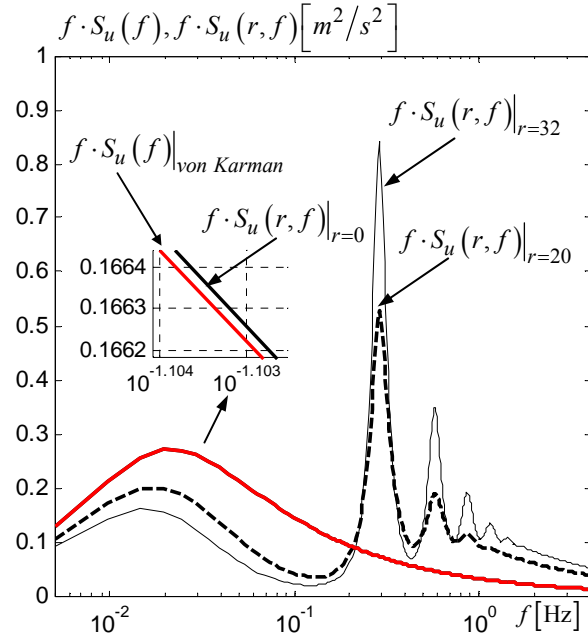


Fig. 2.16 Spectrul de punct fix $f \cdot S_u(f)$ și spectru rotațional cu eșantionare $f \cdot S_u(r, f)$, pentru FFT, la scară ‘logx’

2.2.3 Sinteza filtrului de formare rotațional pentru generarea turbulenței rotaționale

Modelul matematic al fluctuațiilor de vânt rotaționale, necesar în simulările numerice, este reprezentat printr-un filtru de formare în reprezentare parametrică, descris printr-o funcția de

transfer rațională. Caracteristica de frecvență a acestui filtru în reprezentare parametrică trebuie să aproximeze caracteristica de frecvență neparametrică a filtrului de formare aferent spectrului rotațional cu eșantionare al turbulenței. Acest spectru rotațional, care este punctul de plecare în sintetiza filtrului de formare, corespunde fluctuațiilor de vânt pe pală, văzute de un punct situat la distanță r_c de butuc.

Având în vedere forma complexă a spectrului rotațional, s-a adoptat o structură amplă a filtrului de formare, care include următoarele subsisteme:

- un subsistem de ordinul doi, care este exact funcția de transfer rațională a filtrului de formare de punct fix von Karman (Nichita C. *et. al.*, 2002):

$$H_1(s) = \frac{\sqrt{4T_f} (m_1 T_f s + 1)}{(T_f s + 1)(m_2 T_f s + 1)} \quad (2.23)$$

unde $T_f = L_u / \bar{v}$ este constanta de timp a filtrului de formare von Karman, cu lungimea longitudinală de turbulență a vântului L_u și valoarea medie a vitezei vântului $\bar{v} = v_m$; $T_{f2} = \sqrt{70.8} / (2\pi) \cdot T_f$, iar m_1 și m_2 sunt doi parametri care sunt indicați în (Nichita C. *et. al.*, 2002), cu valorile 0.4, respectiv 0.25;

- un subsistem de ordinul 3, în care intervin parametrii m_1 și m_2 menționați anterior, a cărui funcție de transfer este:

$$H_2(s) = \frac{\sqrt{2.9}}{\sqrt{4}} \frac{(m_2 T_{f2} s + 1)^2 (1 / (2\pi)^2 s + 1)}{(m_1 T_{f2} s + 1)(0.12 m_2 T_{f2} s + 1)(0.01 s + 1)} \quad (2.24)$$

- un ansamblu de 4 filtre rezonante, corespunzătoare celor 4 moduri considerate în spectrul rotațional cu eșantionare. Funcțiile de transfer ale acestor filtre rezonante sunt:

$$H_r(s) = \prod_{k=1}^4 \left[\frac{(F_r \cdot k)^2}{p_k^2} \frac{\frac{1}{(2\pi)^2} s^2 + 2 \frac{csis_k p_k}{2\pi} s + p_k^2}{\frac{1}{(2\pi)^2} s^2 + 2 \frac{csii_k k F_r}{2\pi} s + (F_r k)^2} \right] \quad (2.25)$$

și depind de frecvența de rotație $F_r = \Omega / (2\pi)$ și de parametrii $csii_k$, $csis_k$ și p_k , $k = \overline{1, 4}$;

- două filtre rezonante auxiliare, cu funcțiile de transfer:

$$H_{a1} = \frac{\frac{1}{(2\pi)^2} s^2 + 1.8 \frac{csi_1 F_r}{3.6(2\pi)} s + \left(\frac{F_r}{3.6}\right)^2}{\frac{1}{(2\pi)^2} s^2 + 1.35 \frac{1.5 F_r}{3.6(2\pi)} s + \left(\frac{F_r}{3.6}\right)^2}; \quad H_{a2} = \frac{\frac{1.5}{(2\pi)^2} s^2 + 1.2 \frac{1.5 csi_1 F_{r1}}{2\pi} s + (1.4 F_{r1})^2}{\frac{1}{(2\pi)^2} s^2 + 1.6 \cdot 2 \frac{1.5 F_{r1}}{2\pi} s + (1.4 F_{r1})^2} \quad (2.26)$$

unde intervin mărimea $F_{r1} = F_r / 2$ și parametrul csi_1 .

Prin multiplicare funcțiilor de transfer (2.23) – (2.26), menționate anterior, se obține un filtru de formare care reprezintă combinația a două filtre de formare: filtrul de formare de punct fix, dat prin expresia (2.23), și filtrul de formare rotațional, determinat prin înmulțirea celorlalte funcții de transfer rămase:

$$H(s) = H_2(s) \cdot H_r(s) \cdot H_{a1}(s) \cdot H_{a2}(s) \quad (2.27)$$

Funcția de transfer (2.27), corespunzătoare filtrului de formare rotațional, depinde de vectorul parametrilor:

$$\mathbf{p} = [csi_1 \ csi_2 \ csii_1 \ csii_2 \ csii_3 \ csii_4 \ csis_1 \ csis_2 \ csis_3 \ csis_4 \ p_1 \ p_2 \ p_3 \ p_4]^T \quad (2.28)$$

Pentru o turbină de 2 MW, cu $R = 40$ m, s-a dedus spectrul rotațional cu eșantionare, $S_u(r, f)|_{r=r_c}$, pentru $r = r_c = 32$ m. Caracteristica de frecvență neparametrică a filtrului de formare care generează acest spectrul rotațional este $G(f) = \sqrt{S_u(r, f)|_{r=r_c}}$. În scopul deducerii celor 13 parametri ai filtrului de formare de ordin întreg (2.27), se calculează eroarea de aproximare a caracteristicii neparametrice prin caracteristica filtrului de formare de ordin întreg:

$$\varepsilon(f, \mathbf{p})|_{r=r_c} = \sqrt{S_u(r, f)|_{r=r_c}} - |H(jf, \mathbf{p})| \quad (2.29)$$

și se impune un criteriu de optimizare de tipul abaterii standard a erorii de aproximare:

$$I = I(\mathbf{p}) = \sigma(\varepsilon(f, \mathbf{p})|_{r=r_c}) \quad (2.30)$$

Optimizarea parametrică s-a realizat prin funcția Matlab *FMINSEARCH*.

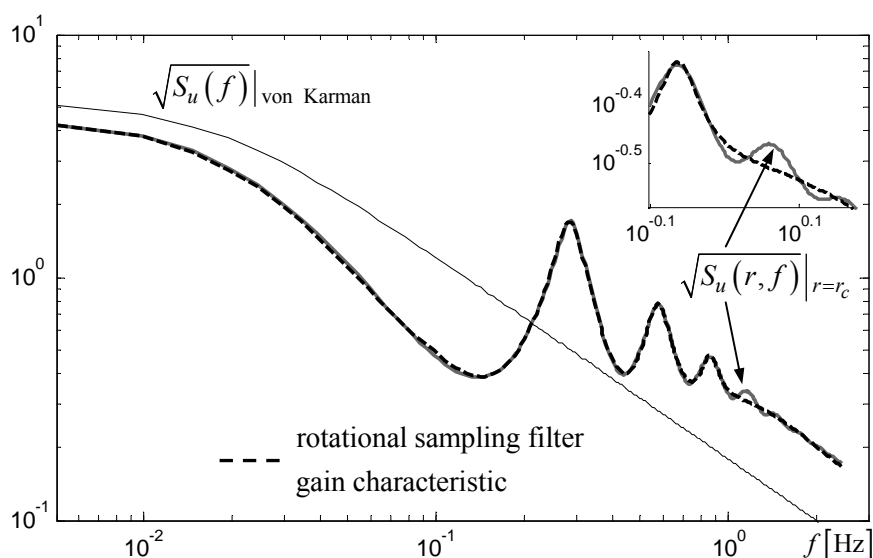


Fig. 2.17 Caracteristicile de frecvență ale filtrelor de formare: modelul neparametric aferent spectrului rotațional (cu linie groasă gri); modelul parametric de forma (2.27) (cu linie întreruptă neagră); modelul spectrului von Karman de punct fix (cu linie subțire).

Pentru spectrul rotațional obținut într-un punct situat la distanța $r=32$ (vezi Fig. 2.14), parametrii obținuți prin procedura de optimizare sunt:

$$\begin{aligned} m_1 &= 0.4; \quad m_2 = 0.25; \quad csi_1 = 0.8347 \\ \mathbf{csis} &= [csis_1 \ csis_2 \ csis_3 \ csis_4] = [0.24 \ 0.1103 \ 0.2879 \ 0.8229]; \\ \mathbf{csii} &= [csii_1 \ csii_2 \ csii_3 \ csii_4] = [0.1141 \ 0.0982 \ 0.0701 \ 0.5841]; \\ \mathbf{p} &= [p_1 \ p_2 \ p_3 \ p_4] = [0.4462 \ 0.8594 \ 0.6610 \ 1.0493] \end{aligned}$$

În Fig. 2.17 sunt prezentate caracteristicile de amplificare pentru trei filtre de formare, după cum urmează:

- filtrul de ordin neîntreg, corespunzător spectrului rotațional $S_u(r, f)|_{r=r_c}$ (linie continuă de culoare gri);
- filtrul de formare rațional, obținut prin multiplicarea funcțiilor de transfer (2.9) și (2.13), care aproximează filtrul menționat anterior (cu linie întreruptă grosă de culoare neagră);
- filtrul corespunzător modelului von Karman de punct fix (cu linie subțire).

2.2.4 Rezultate numerice

În această secțiune se prezintă rezultatele obținute prin simularea modelului care generează turbulența pe pală, pornind de la un zgomot alb. Structura utilizată pentru generarea turbulenței vitezei vântului într-un punct de pe pala aflată în mișcarea de rotație este prezentată în Fig. 2.18.

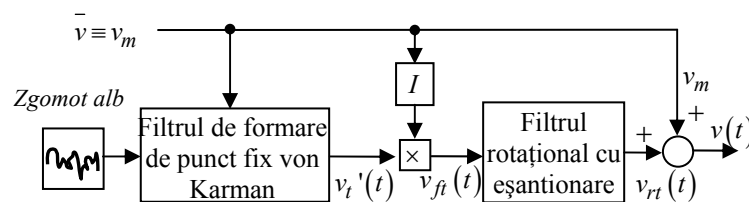


Fig. 2.18 Generarea fluctuațiilor rotaționale ale vitezei vântului (I - intensitatea de turbulență)

Această structură presupune utilizarea filtrului de formare de punct fix, cu funcția de transfer (2.23), și a filtrului de formare rotațional cu eșantionare, cu funcția de transfer (2.27). Ieșirea filtrului de formare de punct fix este amplificată cu o constantă care asigură deviația standard unitară mărimii $v_i'(t)$.

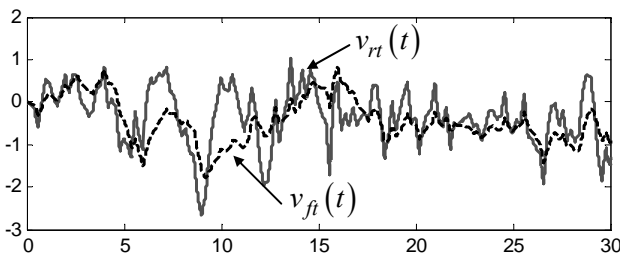


Fig. 2.19 Profilul vântului pe pală (cu linii continuă) în raport cu profilul vântului de punct fix (cu linie întreruptă)

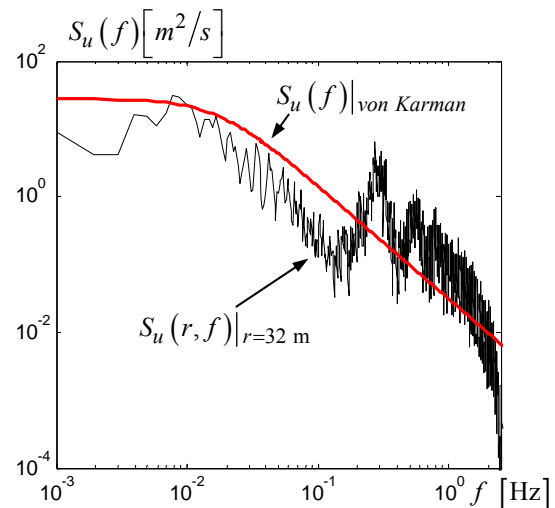


Fig. 2.20 Densitatea spectrală de putere pentru fluctuația de vânt pe pală dedusă analitic, reprezentată grafic în Fig. 2.19

Componenta $v_{fi}(t)$ reprezintă componenta de turbulență de punct fix, iar $v_{rt}(t)$ reprezintă componenta de turbulență rotațională. În Fig. 2.19 este reprezentată componenta de turbulență într-un punct pe pala unei turbine de 2 MW, la distanța $r_c = 32$ m de butuc (reprezentată cu linie continuă) în raport cu componenta de turbulență de punct fix (reprezentată cu linie întreruptă). Cele două serii de timp sunt generate cu o perioadă de eșantionare $T_e = 0.2$ s. Densitatea spectrală

de putere, corespunzătoare fluctuațiilor rotaționale obținute, este prezentată în Fig. 2.20. Peste reprezentarea grafică a acesteia este suprapusă densitatea spectrală de punct fix, reprezentată cu roșu, pentru a arăta efectul de transfer al concentrației de putere de punct fix din zona frecvențelor joase în zona frecvențelor înalte.

2.3 Modelarea componentelor deterministe ale vitezei vântului

La componenta de regim staționar se pot adăuga alte două componente deterministe periodice ale fluctuațiilor de vânt, care sunt generate de două efecte: forfecarea vântului („wind shear”) și efectul de umbră a turnului („tower shadow”) (Bianchi F. *et al.*, 2006; Dolan Dale S. L. *et al.*, 2006; Das S. *et al.*, 2011). În cadrul tezei sunt prezentate în detaliu modelele matematice pentru generarea acestor componente, precum și programele de simulare numerică aferente. În Fig. 2.22 și 2.23 sunt ilustrate variațiile valorii vitezei vântului, raportate la valoarea medie, generate de efectele de forfecare, respectiv de umbră a turnului.

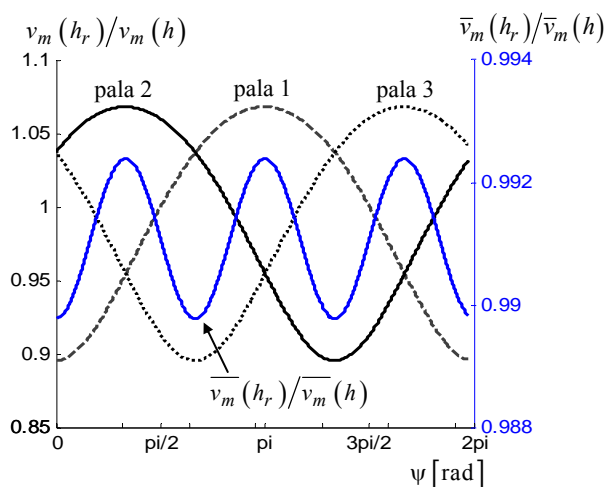


Fig. 2.22 Efectul de forfecare a vântului pentru o rotație 2π a trei pale ale turbinei eoliene

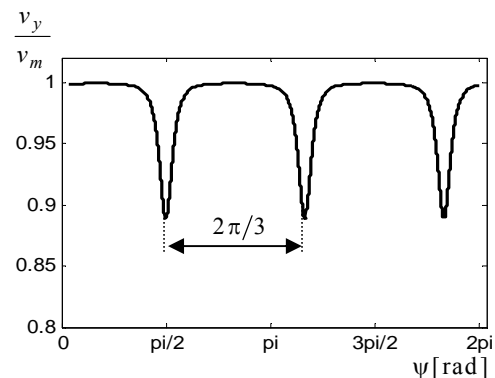


Fig. 2.24 Efectul de umbră a turnului pentru o rotație 2π a trei pale ale turbinei eoliene

Capitolul 3

Contribuții privind modelarea sistemelor eoliene

3.1 Introducere

Principalul obiectiv urmărit în acest capitol este stabilirea de noi rezultate în modelarea proceselor de conversie a energiei eoliene, din cadrul a două mari categorii de sisteme.

1 **Sistemele eoliene de mică putere.** Având în vedere structura particulară a acestora, au fost utilizate două abordări:

- modelarea matematică analitică, prin deducerea unui model de stare, în care intervin ca elemente dinamice doar subsistemul electromecanic turbină-generator și subsistemul electromagnetic al generatorului;

- deducerea modelului matematic al sistemului în două etape. În prima etapă se construiește un model foarte detaliat, concretizat printr-o schemă de simulare numerică, utilizând un software dedicat sistemelor electromecanice și electronice de putere (în studiul de caz dezvoltat în teză, s-a utilizat mediul *SimPower* din Matlab). În a doua etapă, se realizează identificarea statistică a procesului de interes, utilizând răspunsul intrare-ieșire obținut cu ajutorul schemei de simulare.

Sistemul de mică putere considerat în cadrul acestei teze are schema de principiu dată în Fig. 3.1.

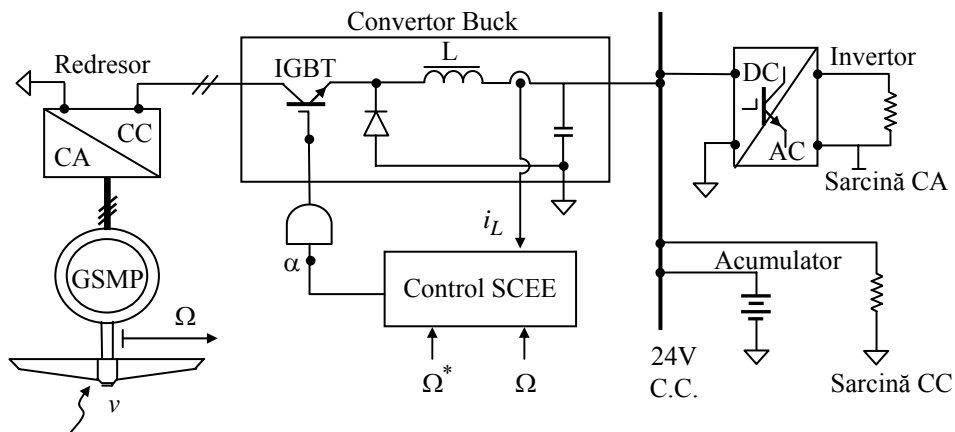


Fig. 3.1 Structura sistemului eolian de mică putere

2 **Sisteme eoliene de mare putere.** În acest caz, problematica modelării este mult mai complexă și mai variată, incluzând următoarele probleme principale:

- modelarea dinamicii oscilatorii a turnului și nacelei, cuplată cu mișcarea de fâlfăire a palelor și cu modelarea mecanismului flexibil de conectare a turbinei la generator;
- modelarea structurii aerodinamice a sistemului eolian;
- modelarea generatorului asincron cu rotorul în scurtcircuit, considerat în structura sistemului eolian, și a comenzii vectoriale a acestuia;
- modelarea vitezei vântului într-un punct dat pe pala turbinei, considerând filtrul de formare rațional obținut în Capitolul 2, componentele deterministe periodice (datorate efectelor de forfecare a vântului și de umbră a turnului), modelate tot în Capitolul 2, precum și obținerea efectului cumulat al deplasării turnului și palelor;
- obținerea unei structuri complete de simulare numerică a unui sistem eolian de tip multi-megawatt, în care viteza vântului – cu toate componentele menționate – excită dinamica turnului, palelor, transmisiei mecanice și generatorului asincron comandat vectorial.

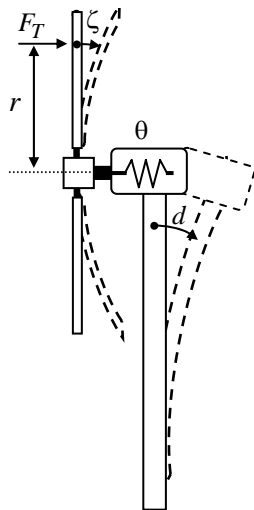


Fig. 3.8 Représentarea dinamicilor care pot fi induse în cadrul SCEE

3.3 Modelarea sistemului eolian de mare putere

O turbină eoliană cu ax orizontal este un sistem mecanic complex, care este format din structuri aflate într-o strânsă interacțiune, cu mai multe grade de libertate. Ca orice structură flexibilă, o turbină eoliană presupune multe moduri de vibrație. Existența acestor tipuri de vibrații impune o proiectare riguroasă, atât a turbinei eoliene, cât și a structurii de control.

O parte din gradele de libertate specifice unei turbine eoliene cu pas variabil și viteză unghiulară variabilă, care face obiectul tezei actuale, sunt: deplasarea axială, d , datorată încovoierii turnului pe direcția axei rotorului, deplasarea unghiulară, ζ , datorată fâlfăirii palelor, și deformarea elastică, θ , corespunzătoare cuplajului elastic existent între multiplicatorul de viteză și arborele rotorului turbinei (v , Fig. 3.8). Toate aceste grade de libertate sunt afectate de forța de împingere F_T , datorată atât acțiunii directe a componentei de turbulență a vitezei vântului, cât și unghiului de înclinare a palei.

Un sistem mecanic de complexitate arbitrară poate fi caracterizat prin ecuația de mișcare (Arczewsky K. *et al.*, 2010):

$$M\ddot{q} + C\dot{q} + Kq = Q(\dot{q}, q, t, u) \quad (3.17)$$

unde M , C , și K sunt matrice ale masei, amortizării și rigidității, Q este vectorul forțelor generalizate, iar q vectorul coordonatelor generalizate. Pentru structurile mecanice cu mai multe grade de libertate, ecuația Lagrange (Bianchi F. *et al.*, 2006; Pinteș A., 2011; Saïd N., 2012):

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial E_c}{\partial \dot{q}_i} \right) - \frac{\partial E_c}{\partial q_i} + \frac{\partial E_d}{\partial \dot{q}_i} + \frac{\partial E_p}{\partial q_i} = Q_i \quad (3.18)$$

oferă o procedură sistematică pentru a obține modele matematice. E_c , E_d și E_p reprezintă energia cinetică, disipată și respectiv potențială; q_i sunt componente ale vectorului coordonatelor generalizate și Q_i sunt componente ale vectorului forțelor generalizate.

Pentru o turbină eoliană cu mecanism de transmisie flexibil (Hammerum K, 2006; Pinteș A., 2011; Saïd N, 2012) se alege: $q = [d \ \zeta \ \theta_l \ \theta_h]^T$ și $Q = [NF_T \ NF_T r \ M_e \ -M_{em}]^T$, unde F_T reprezintă forța de împingere aplicată pe pală la distanța r față de axa de rotație, M_e - cuplul eolian, M_{em} cuplul electromagnetic, θ_l și θ_h - pozițiile unghiulare ale rotorului turbinei și respectiv generatorului și N - numărul de pale ale turbinei.

Cunoscând toate aceste date, conform celor prezentate în teză, se obține pe baza ecuației lui Lagrange (3.18), pentru fiecare componentă a vectorului q și respectiv a lui Q , următorul sistem de ecuații:

$$\begin{aligned} J_l \dot{\Omega}_l + d_A \left(\Omega_l - \frac{\Omega_h}{i} \right) + k_A \left(\theta_l - \frac{\theta_h}{i} \right) &= M_e \\ J_h \dot{\Omega}_h - \frac{d_A}{i} \left(\Omega_l - \frac{\Omega_h}{i} \right) - \frac{k_A}{i} \left(\theta_l - \frac{\theta_h}{i} \right) &= -M_{em} \\ (M_T + 3M_b) \ddot{d} + d_T \dot{d} + k_T d &= 3F_T - 3M_p r \cdot \ddot{\zeta} \\ 3M_b r \cdot \ddot{\zeta} + 3d_p r \cdot \dot{\zeta} + 3k_p r \cdot \zeta &= 3F_T \cdot r - 3M_p \ddot{d} \end{aligned} \quad (3.25)$$

unde: d_A , d_p , d_T sunt coeficienții de amortizare ai arborelui, palei și turnului;

k_A , k_p , k_T sunt coeficienții de rigiditate ai arborelui, palei și respectiv turnului;

M_T este suma masei turnului și a nacelei;

M_p este masa palei influențată de o treime din masa butucului rotorului turbinei;

N este numărul de pale ale turbinei;

i este raportul de transmisie;

r este distanța la care se află un punct pe pala turbinei, distanță măsurată în raport cu axa de rotație a palelor (butucul rotorului).

Din primele două ecuații ale sistemului de ecuații (3.25) se obține modelul matematic al mecanismului de transmisie, descris prin funcția de transfer finală:

$$\frac{\Omega_h}{M_e} = \frac{i \cdot (d_A s + k_A)}{a_3 s^3 + a_2 s^2 + a_1 s + a_0} \quad (3.27)$$

unde:

$$a_3 = i^2 \cdot J_h J_l$$

$$\begin{aligned}
a_2 &= (d_A + d_l)i^2 J_h + (d_A + i^2 d_h) J_l \\
a_1 &= k_A \cdot i^2 J_h + (d_A + i^2 d_h)(d_A + d_l) + J_l \cdot k_A - d_A^2 \\
a_0 &= k_A (d_A + i^2 d_h) + (d_A + d_l) k_A - 2d_A k_A
\end{aligned}$$

Celelalte două ecuații ale sistemului (3.25) determină modelul matematic al ansamblului care descrie mișcarea înainte-înapoi a turnului, cuplată cu fâlfăirea palei. Ecuațiile acestui subsistem sunt:

$$\begin{aligned}
d(s) &= A(s) F_T - B(s) \zeta(s) \\
\zeta(s) &= C(s) F_T - D(s) d(s)
\end{aligned} \tag{3.29}$$

unde: $A(s) = \frac{3}{(M_T + 3M_p)s^2 + d_T s + k_T}$, $B(s) = M_p r s^2 A(s)$, $C(s) = 1 / (M_p \cdot s^2 + d_p s + k_p)$ și

$$D(s) = M_b / r \cdot s^2 C(s)$$

Forța de împingere este dată de expresia:

$$F_T = \frac{1}{2} \rho R^2 \pi C_t(\lambda, \beta) (v_r)^2 \tag{3.30}$$

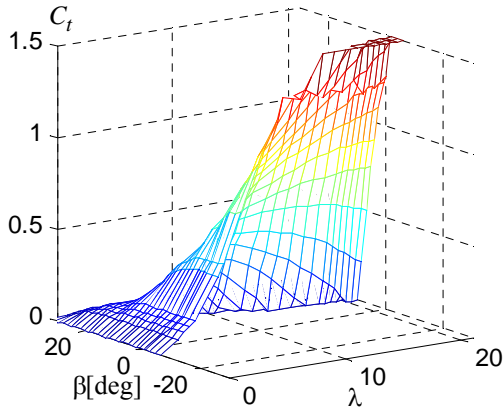


Fig. 3.11 Reprezentarea tridimensională a coeficientului de împingere $C_t(\lambda, \beta)$

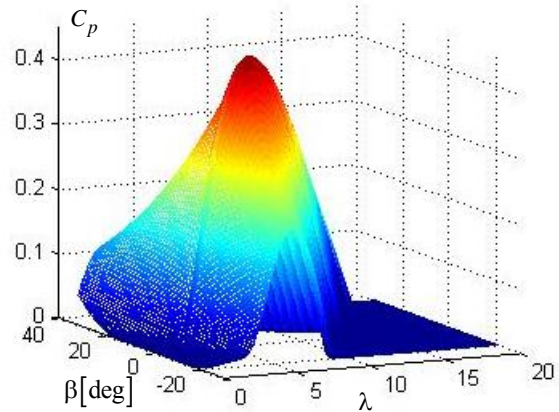


Fig. 3.16 Reprezentarea tridimensională a coeficientului de împingere $C_t(\lambda, \beta)$

Conform acestei expresii, se poate observa că forța de împingere este impusă pe baza coeficientul de împingere, $C_t(\lambda, \beta)$, dependent de viteza specifică λ și unghiul de calaj β , multiplicat cu o expresie dependentă de pătratul vitezei relative a masei de aer în raport cu rotorul turbinei: $v_r = v - (\dot{d} + r \cdot \dot{\zeta})$ (Bianchi F. *et al.*, 2006). Se poate observa că valoarea relativă a vitezei vântului se obține prin scăderea din viteza medie a vântului (în cazul când componenta de turbulență este nulă) a sumei vitezei de mișcare a turnului și vitezei de mișcare a palei în punctul situat la distanța r pe pală. Forma tridimensională a coeficientului de împingere funcție de viteza specifică, λ și unghiul de înclinare a palei, β , este prezentată în Fig. 3.11. Pentru structura aerodinamică a sistemului eolian este important și coeficientul de putere, $C_p(\lambda, \beta)$, care intervine în expresia puterii mecanice. Forma tridimensională a acestui coeficient, funcție de aceleași mărimi λ și β , este prezentată în Fig. 3.16.

De asemenea, trebuie menționat faptul că, în teză, unghiul de înclinare a palei este impus printr-un servosistem de ordinul doi, care presupune utilizarea unui element de execuție de ordinul unu, a unui element integrator și a unui limitator de pantă pentru limitarea vitezei de variație a unghiului de înclinare a palei.

Conform ecuațiilor (3.29) și expresiei (3.30), rezultă o schemă echivalentă care descrie cuplajul dintre mișcarea turnului și a palelor. Dinamica subansamblului turn-pale rezultat determină mișcarea masei de aer la nivelul palei, prin compunerea cu fluctuațiile vitezei vântului pe pală, $v(t)$, vezi Fig. 3.12.

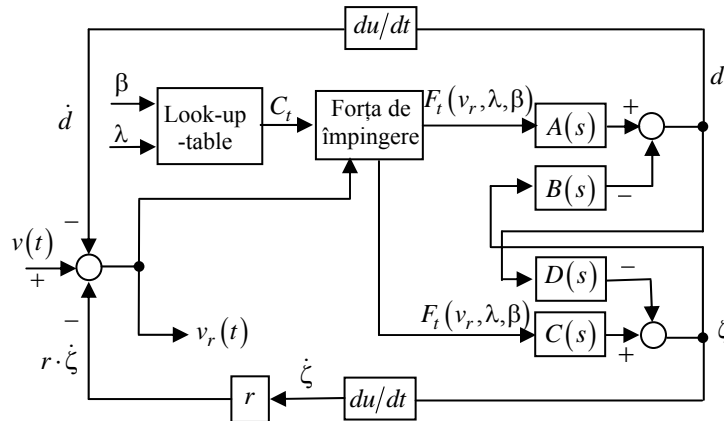


Fig. 3.12 Subsistemul turn-pală

Apar două canale de transfer $v \rightarrow d$ și $v \rightarrow \zeta$. Caracteristicile de frecvență corespunzătoare acestor canale, prezentate în Fig. 3.13 și Fig. 3.15, descriu vârfuri rezonante identice, la 8.24 rad/s.

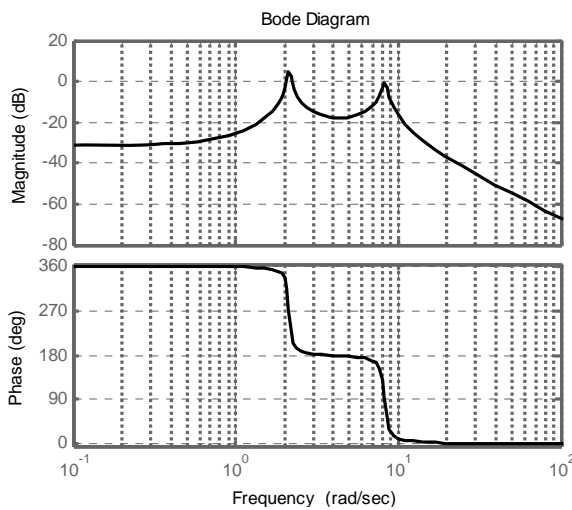


Fig. 3.13 Caracteristica de frecvență obținută atunci când intrarea este viteza vântului și ieșirea este deplasarea înainte-înapoi a ansamblului nacelă-turn, d

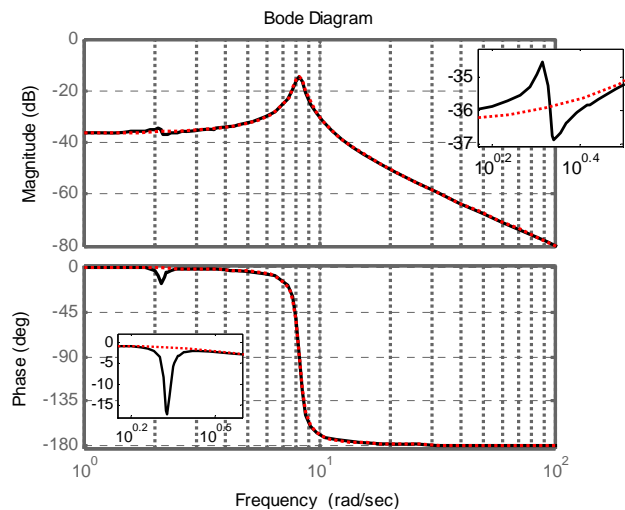


Fig. 3.15 Caracteristica de frecvență pe canalul $v \rightarrow \zeta$ (cu linie continuă neagră) și caracteristica de frecvență a sistemului simplificat (cu linie roșie punctată)

Pentru comanda generatorului se utilizează o comandă vectorială, a cărei structură este dată în Fig. 3.21.

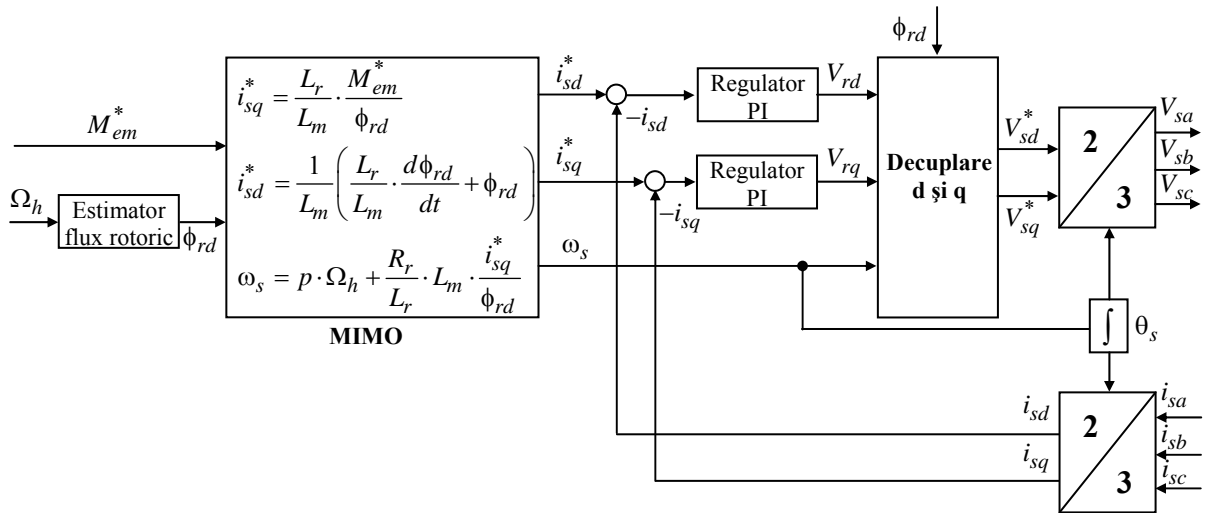


Fig. 3.21 Comanda vectorială

Blocul MIMO descrie modelul matematic al mașinii cu orientare după câmp, atunci când vectorul de intrare este $[V_{sd} \ V_{sq}]^T$ și vectorul de ieșire este $[\phi_{rd} \ i_{sq}]^T$ (Munteanu I. *et al.*, 2008).

Pentru subsistemul din Fig. 3.12, s-au trasat caracteristicile de frecvență specifice transferului $v(t) \rightarrow v_r(t)$, în cazul a trei puncte de funcționare:

- punctul 1: $v_{m1} = 6$ m/s, $\beta = 1.05$ deg, $\lambda_{opt} = 6.85$;
- punctul 2: $v_{m2} = 10$ m/s, $\beta = 1.05$ deg, $\lambda_{opt} = 6.85$;
- punctul 3: $v_{m3} = 17$ m/s, $\beta = 22.9$ deg, $\lambda = 4$, $\Omega_l = 1.725$ rad/s;

S-au obținut caracteristicile Bode din Fig. 3.23.

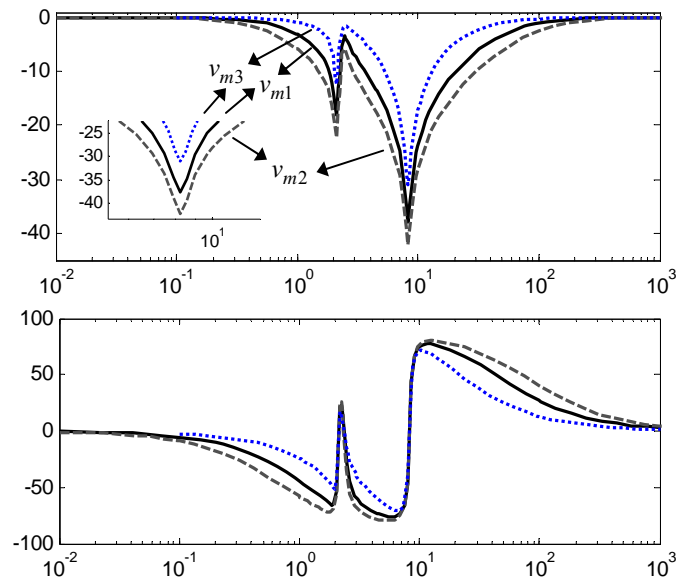


Fig. 3.23 Caracteristicile Bode pentru subsistemul turn-pale liniarizat în jurul a trei puncte de funcționare

Se observă că pe măsură ce valoarea medie a vitezei vântului crește, apare o diminuare a vitezei relative a masei de aer la nivelul elementului de pală, atunci când pala se mișcă în aceeași direcție cu forța de împingere care generează deplasarea turnului și implicit a palei.

Deoarece componentele periodice ale vitezei vântului, datorate efectelor de forfecare a vântului și de umbră a turnului, sunt sensibil mai reduse în raport cu fluctuațiile datorate

turbulenței vitezei vântului, prezența lor în modelul global este adesea mascată de fluctuațiile vitezei vântului (vezi Fig. 3.24).

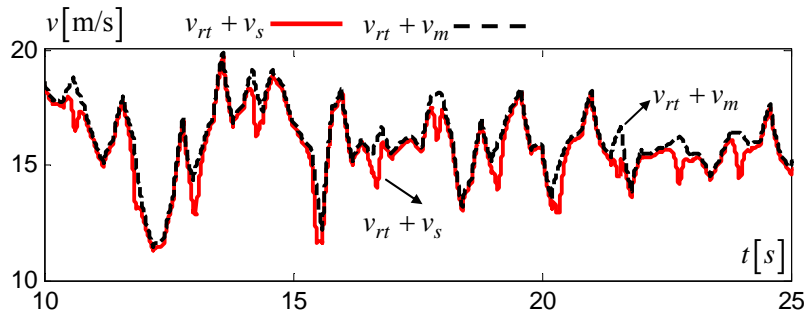


Fig. 3.24 a) Fluctuațiile de vânt pe pală cu componente deterministe $v_{rt} + v_s$ (cu linie continuă) și fără componente determinate $v_{rt} + v_m$ (cu linie întreruptă)

Influența componentelor auxiliare \dot{d} și $r \cdot \dot{\zeta}$ asupra componentei vitezei vântului v_r poate fi observată în detaliu în Fig. 3.25, pentru cazul când valoarea medie a vitezei vântului este 17 m/s. Când viteza $r \cdot \dot{\zeta}$ are aceeași direcție cu v , fluctuațiile rezultate v_r sunt diminuate (vezi linia punctată).

În Fig. 3.27 sunt prezentate caracteristicile de frecvență a două subsisteme:

- caracteristica frecvențială a filtrului de formare rotațional multirezonanț $\sqrt{S_u(r, f)}|_{r=32}$;
- caracteristica frecvențială a subsistemului turn-pală liniarizat $-G_{dB}(f)|_{v_{m1}, v_{m2}, v_{m3}}$, care descrie transferul $v(t) \rightarrow v_r(t)$. Aceasta este reprezentată la scară log-log pentru toate cele trei puncte de funcționare considerate mai sus.

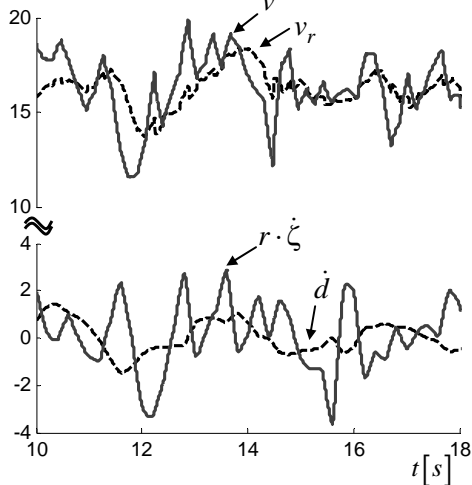


Fig. 3.25 Fluctuația relativă a masei de are la nivelul elementului de pală pentru Punctul 3

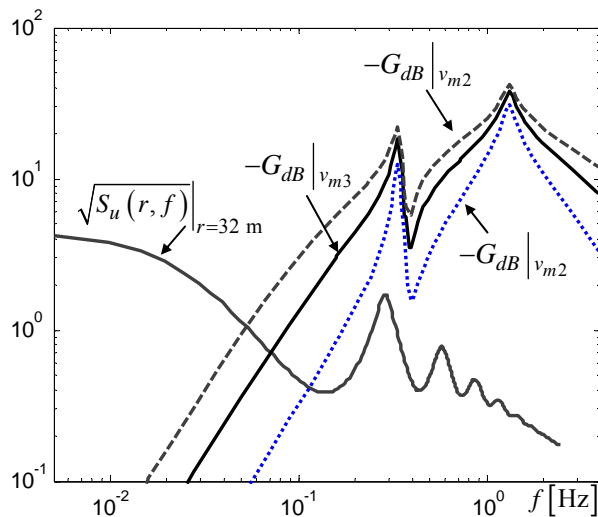


Fig. 3.27 Caracteristicile de frecvență a filtrului de formare rotațional neparametric $\sqrt{S_u(r, f)}$ și a subsistemului turn-pală liniarizat

Se poate observa faptul că banda de frecvență corespunzătoare filtrului de formare rotațional, care include vârfurile rezonante, este apropiată de cea afectată de zerourile antirezonante, din cadrul caracteristicii de frecvență a subsistemului liniarizat turn-pale (pentru transferul $v(t) \rightarrow v_r(t)$).

Capitolul 4

Contribuții privind conducerea automată a sistemelor eoliene de mică putere

4.1 Introducere și principiu fizic

În Capitolul 1 s-a arătat că un SCEE poate lucra: a) în regimul de sarcină parțială (zona 2), sau b) în regimul de sarcină totală (zona 3). Tot în Capitolul 1 s-au menționat diferitele obiective de conducere automată, corespunzătoare fiecărui regim de funcționare, care pot fi îndeplinite prin diferite abordări de automată. Unele dintre acestea vor fi menționate și în cele ce urmează.

a) În regimul de sarcină parțială, principalul obiectiv al sistemului de conducere este de a asigura optimizarea conversiei energiei eoliene și, eventual, atenuarea solicitărilor la oboseală mecanică (Burton T. *et al.*, 2001; Munteanu I. *et al.*, 2008; Vihriälä H., 2002). Soluțiile de optimizare a conversiei energiei eoliene au ca obiectiv menținerea punctului de operare pe caracteristica regimurilor optimale (CRO) a turbinei eoliene, fie prin controlul vitezei unghiulare la valoarea optimă, dedusă în funcție de viteza vântului și de viteza specifică optimă, fie prin menținerea cuplului electromagnetic sau a puterii electrice la valorile optimale, deduse în funcție de viteza unghiulară măsurată la arbore (Vlad C. *et al.*, 2010).

b) Pentru valori ale vitezei vântului mai mari decât viteza nominală, SCEE lucrează în regim de sarcină totală (zona 3) și puterea obținută trebuie să fie limitată la valoarea nominală. La turbinele mari, limitarea puterii se face în regimul *feathering* (de fâlfăire) prin reglarea unghiului de înclinarea a palei. Pentru turbinele eoliene de mică putere, care interesează în acest capitol, limitarea puterii s-ar putea face prin trei metode:

1. printr-un mecanism de reglare cu acțiune directă a unghiului de calaj al palelor, de tip regulator centrifugal („*passive pitch control*”). Acesta reprezintă o soluție scumpă și puțin fiabilă (de ex., în condițiile depunerii de gheață);
2. prin desprindere aerodinamică pasivă („*passive stall regulation*”), utilizând un profil aerodinamic adecvat al palelor. Această soluție este utilizată foarte frecvent, însă oferă performanțe reduse (vezi Fig. 1.6 din teză);
3. prin comanda vitezei unghiulare la arbore, conform principiului ilustrat în Fig. 4.1, în planul: cuplu eolian (M_e) - viteză unghiulară (Ω). Aici este prezentată traiectoria ideală a punctului de funcționare, atunci când viteza vântului are o variație lentă, în formă de rampă, cu pantă pozitivă. Pornind din punctul B, căruia îi corespunde viteza de demaraj a turbinei, viteza unghiulară la arbore este comandată în regiunea de sarcină parțială în sensul creșterii. În acest fel, punctul curent de funcționare urcă pe traiectoria BC, care reprezintă CRO. În punctul C, la viteza nominală a vântului v_n , se obține puterea nominală $P_n = M_e \cdot \Omega$. La creșterea în continuare a vitezei vântului, în condițiile când puterea trebuie menținută constantă la valoarea P_n , există teoretic două variante de comandă a vitezei unghiulare: a) comanda în continuare în sensul creșterii vitezei unghiulare și se obține regimul *feathering* (vezi hiperbola echilaterală punctată); b) comanda în continuare este în sensul scăderii vitezei unghiulare și se obține regimul *stall* (vezi curba CD). Funcționarea în regimul *feathering* nu este admisibilă, datorită depășirii valorii maxime admisibile a vitezei unghiulare. Funcționarea în regimul *stall* este posibilă în cazul SCEE de putere mică, cu toate că se produce creșterea cuplului la arbore. Aceste sisteme sunt cel mai adesea cu cuplaj direct și proiectarea constructivă a părții mecanice permite, cu o rezervă consistentă, creșterea cuplului până la valoarea $M_{e,max}$, aferentă valorii maxime a vitezei vântului, $v_{max} = v_{decuplare}$. Limitarea puterii la

valoarea nominală prin comanda vitezei unghiulare la arbore este adesea numită „active speed stall control” (ASSC).

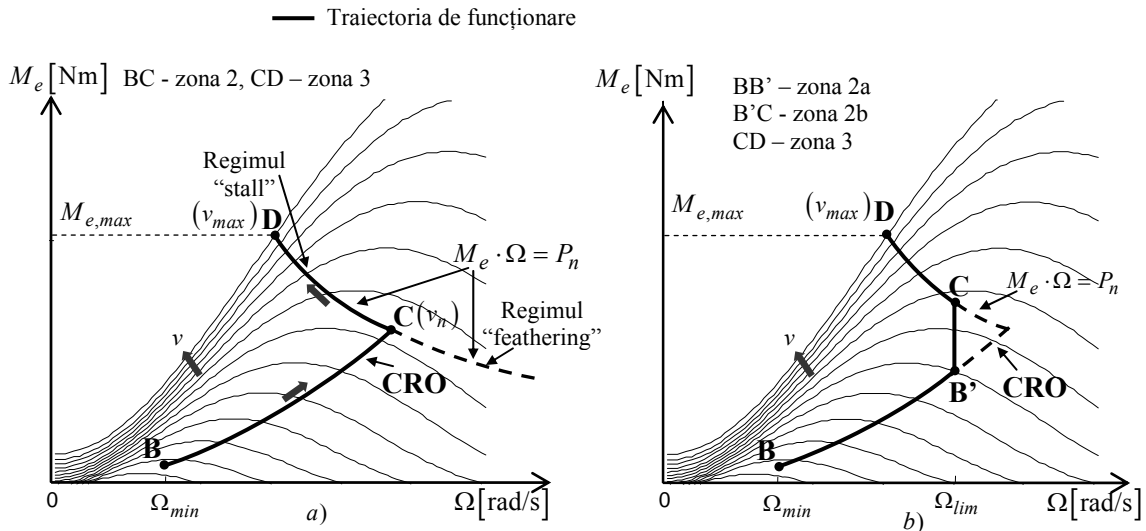


Fig. 4.1 Traectoria de funcționare în planul cuplu funcție de viteza unghiulară

În acest capitol este analizat un SCEE de mică putere, compus dintr-un GSMP cuplat direct la arborele turbinei cu pas fix. S-a adoptat structura de conducere automată ASSC, în cadrul căreia reglarea vitezei unghiulare se realizează prin *intermediul electronicii de putere asociate generatorului*.

Strategia generală de conducere automată a sistemului eolian vizează realizarea unitară a celor două regimuri de funcționare: de optimizare (în zona 2) și respectiv de limitare a puterii (în zona 3). Conform principiului de control adoptat, bucla de reglare a vitezei unghiulare, care deplasează punctul de funcționare pe traiectoria BCD, într-un sens sau altul, funcționează cu un singur regulator de viteză unghiulară, în ambele regimuri de funcționare. Această buclă are:

- în interiorul ei o buclă minoră de curent care modifică regimul de sarcină al sistemului, prin comanda chopper-ului în care debitează generatorul, și
- în exteriorul ei – o buclă de putere, care furnizează referința buclei de viteză unghiulară.

Întrucât modalitățile de control diferă sensibil în cele două regimuri, ar fi necesare două regulatoare de putere distincte: unul este destinat aducerii punctului de funcționare pe CRO, iar celălalt pentru menținerea puterii la valoarea nominală.

Atunci când sistemul eolian funcționează în regimul de sarcină parțială și viteza vântului crește, bucla de putere asigură funcționarea pe CRO a sistemului eolian mărind referința de viteză unghiulară. Punctul curent de funcționare se deplasează spre dreapta, pe traiectoria BC (v. Fig. 4.1.a). Dacă viteza vântului crește peste valoarea nominală, regulatorul care asigură limitarea puterii trebuie să comande reducerea referinței de viteză unghiulară, iar punctul de funcționare se deplasează spre stânga, pe traiectoria CD. Deci, ***trecerea din regimul de optimizare în regimul de limitare a puterii se face prin inversarea fazei comenzii de modificare a vitezei unghiulare***.

Pentru a se evita comportarea instabilă a sistemului și pentru o tranziție netedă a variabilelor de stare la comutarea între regiunile de sarcină parțială și de sarcină totală, în cadrul soluției propuse se consideră o zonă intermediară în regimul de sarcină parțială. În această zonă intermediară, viteza unghiulară este menținută constantă, la o referință impusă prin limita de saturație a comenzii regulatorului de putere. Regimul de sarcină parțială va fi format din două zone: zona 2a, în care sistemul eolian este menținut pe CRO, și zona notată cu 2b, de viteză unghiulară constantă, în timp ce regimului de sarcină totală îi va corespunde zona 3 (Fig. 4.1.b). În cadrul soluției propuse în acest capitol, comutarea regimurilor de funcționare se face într-un punct din zona intermediară 2b. Tranziția într-un sens sau altul a regimurilor de funcționare se

face în acest punct, printr-un regulator unic, dotat cu parametri comutabili și cu mecanism antiwindup, atunci când comanda regulatorului de putere este în saturație, conform unei proceduri care este prezentată în detaliu în cadrul capitolului.

Sunt prezentate rezultatele experimentale obținute pe un stand de testare, care confirmă validitatea soluției de control propuse.

4.2 Structura sistemului

Sistemul de conversie a energiei eoliene considerat în teză este un sistem de mică putere (1KW) cu generator sincron cu magneți permanenți, conectat la o rețea insulară (vezi Fig. 3.1).

Dinamica sistemului este descrisă prin ecuația de mișcare:

$$J \frac{d\Omega}{dt} = M_e(\Omega, v) - M_{em}(\Omega, i_L), \quad (4.1)$$

unde J este momentul de inerție al cuplajului turbină - GSMP, M_e este cuplul eolian, iar M_{em} este cuplul electromagnetic al generatorului. Liniarizarea ecuației (4.1) în jurul unui punct de funcționare dat, notat pf și definit prin valorile v_0 , Ω_0 și i_{L0} , conduce la următoarea funcție de transfer:

$$\frac{\Delta\Omega(s)}{\Delta i_L(s)} = \frac{C}{Ts + 1}, \quad (4.2)$$

unde notația Δ semnifică variația în jurul punctului de funcționare pf ,

$C = \frac{-\partial M_{em} / \partial i_L|_{pf}}{\partial M_{em} / \partial \Omega|_{pf} - \partial M_e / \partial \Omega|_{pf}}$ este amplificarea de regim staționar și

$T = \frac{J}{\partial M_{em} / \partial \Omega|_{pf} - \partial M_e / \partial \Omega|_{pf}}$ este constanta de timp.

Pentru evaluarea constantei de timp T se utilizează caracteristicile experimentale de cuplu ale generatorului, suprapuse pe caracteristicile de cuplu ale turbinei.

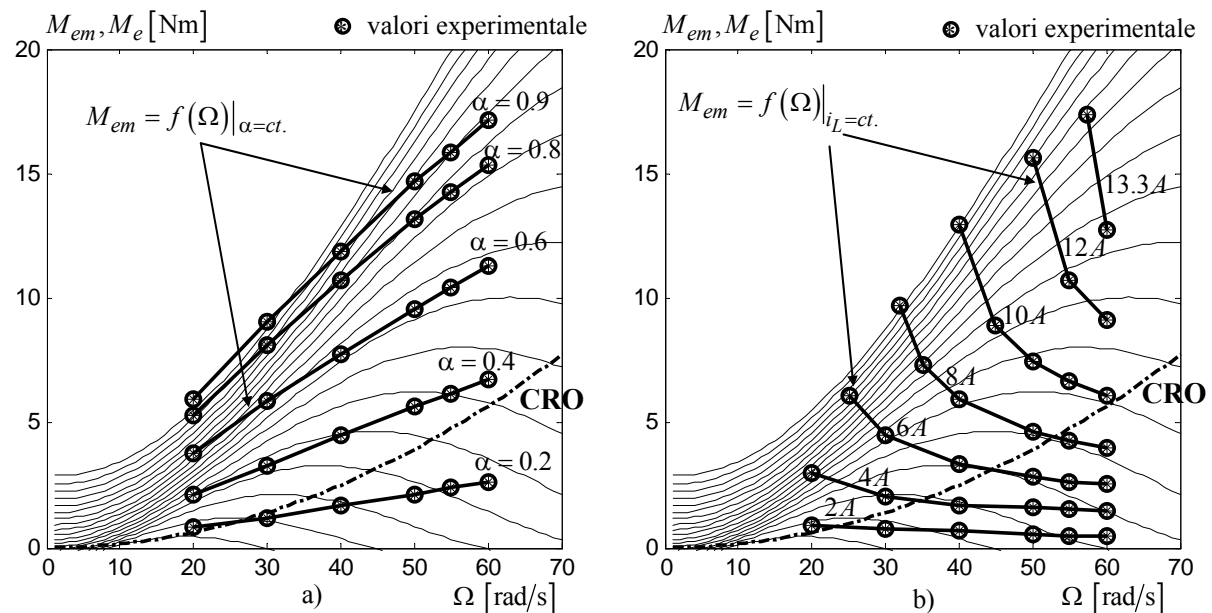


Fig. 4.2 Caracteristicile experimentale ale generatorului și turbinei: a) fără buclă de curent; b) cu buclă de curent

Caracteristicile experimentale ale GSMP au fost ridicate în două situații de comandă a factorului de umplere α al chopper-ului:

- caracteristicile experimentale de cuplu ale generatorului la factor de umplere constant, $\alpha = ct$. Acestea sunt prezentate în Fig. 4.2.a cu linii groase, peste caracteristicile de cuplu ale turbinei, reprezentate cu linie subțire;

- caracteristicile experimentale obținute atunci când s-a inclus bucla de curent, necesară controlului încărcării chopper-ului. În acest caz, caracteristicile de cuplu ale generatorului se schimbă mult, având forma din Fig. 4.2.b.

Printr-o analiză amănunțită a pantelor acestor caracteristici în raport cu regimurile de funcționare, analiză prezentată în cadrul tezei, s-a ajuns la concluzia că este necesară o structură de conducere automată în cascadă cu trei bucle de reglare: o bucla minoră de curent, o bucla de viteză unghiulară și o bucla externă de putere, care asigură comutarea regimurilor de funcționare.

4.3 Principiul comutării regimurilor de funcționare

Intersecțiile caracteristicilor de putere/ cuplu ale turbinei și generatorului determină punctele de funcționare de regim staționar ale sistemului.

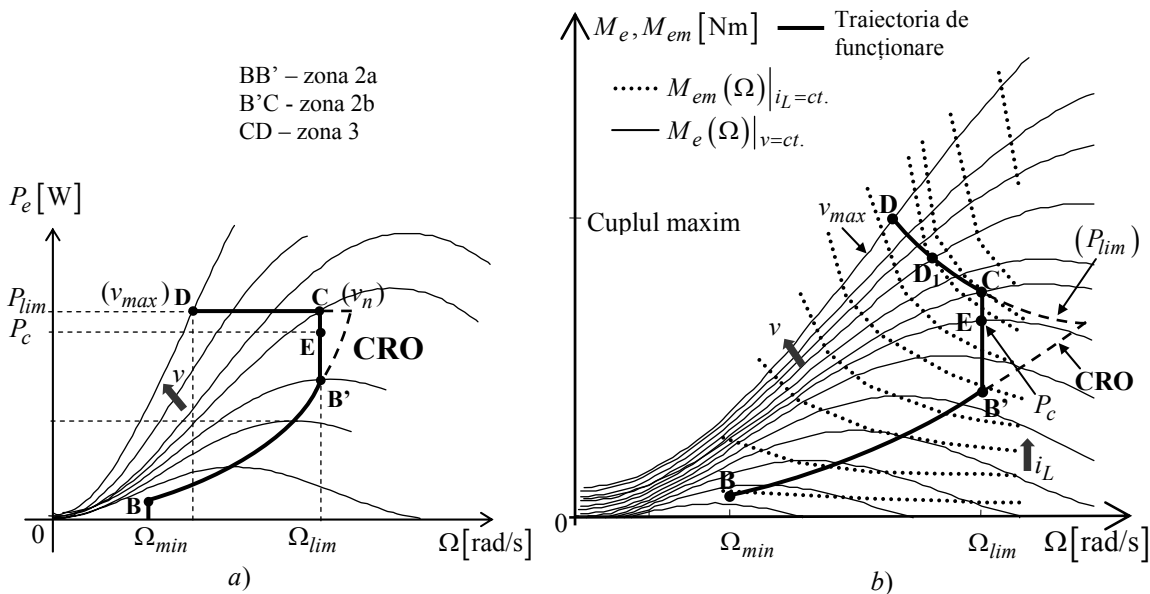


Fig. 4.3 Traectoria punctului de funcționare în planul: a) $\Omega - P$; b) $\Omega - M$

Acestea pot fi modificate prin viteza vântului, v (dinspre turbină) și de curentul de sarcină i_L (dinspre încărcarea generatorului).

În ipoteza că viteza vântului are o variație lentă în rampă, cu pantă crescătoare, care acoperă toate regimurile de funcționare ale turbinei, sistemul de conducere automată al SCEE trebuie astfel conceput, încât punctul de operare să parcurgă traiectoria prezentată în Fig. 4.3 (vezi linia groasă notată BB'ECD).

Sistemul eolian funcționează în zona 2, de sarcină parțială, și în zona 3, de limitare a puterii captate la valoarea de regim nominal. Pentru a asigura o comutare lină între cele două regimuri de funcționare, se consideră o zonă intermediară, inclusă în zona 2, în care viteza unghiulară va fi menținută constantă la o valoare de limitare Ω_{lim} . Astfel, zona 2 este împărțită în zona 2a, corespunzătoare funcționării pe CRO, și o zonă 2b, în care sistemul funcționează la viteză unghiulară constantă. Toate aceste zone sunt ilustrate în Fig. 4.3, atât în planul caracteristicilor de putere, cât și în planul caracteristicilor de cuplu, prin traiectoria dorită punctului de funcționare

Viteza unghiulară Ω_{min} este viteza unghiulară la care turbina începe să debiteze și $\Omega_{lim} \leq \Omega_{max}$ este valoarea limită impusă vitezei unghiulare, aleasă mai mică sau egală cu viteza

unghiulară maxim admisibilă Ω_{max} . Așa cum s-a arătat, notația P_{lim} este utilizată pentru valoarea puterii nominale. Parametrul P_c este valoarea puterii la care se produce comutarea dintre regimul de optimizare și regimul de limitare a puterii.

În Fig. 4.3 s-au reprezentat cu linie groasă continuă și/sau întreruptă CRO și traiectoria de putere nominală (hiperbola $M_e\Omega = P_{lim}$ în planul cuplu-viteză unghiulară). O parte din acestea sunt eliminate (vezi doar porțiunile cu linie întreruptă) prin introducerea zonei intermediare, zona 2b, în care sistemul funcționează la viteza unghiulară constantă, Ω_{lim} . Traectoria BB'C corespunde funcționării în regimul de sarcină parțială.

La creșterea în rampă cu pantă pozitivă a vitezei vântului, regulatorul de putere comandă creșterea lui Ω , iar punctul de funcționare parcurge segmentul BB'. În regiunea B'C, viteza unghiulară Ω este menținută constantă la valoarea de limitare Ω_{lim} . Orice creștere a vitezei vântului este simțită de bucla de viteză unghiulară ca și o perturbație care trebuie rejectată prin creșterea curentului de sarcină i_L (prin bucla minoră subordonată). Drept urmare, cuplul electromagnetic crește, iar punctul de funcționare se deplasează în sus, spre punctul C. Segmentul CD corespunde operării în regiunea de sarcină totală. La creșterea în continuare a vitezei vântului, peste valoarea nominală a acesteia, regulatorul de putere deplasează punctul de funcționare pe segmentul CD prin reducerea lui Ω și, implicit, a curentului i_L . După punctul C, în care s-a comutat sensul de deplasare a punctului de operare în planul cuplu-viteză unghiulară (vezi Fig. 4.3.b), traiectoria punctului de funcționare trece prin D₁, pentru a atinge în final punctul D, care corespunde cuplului maxim admis. Acestui punct îi corespunde viteza maximă a vântului, v_{max} , la care poate opera sistemul eolian.

Se constată că pe traiectoria BB'C, regulatorul de putere impune o referință crescătoare buclei de viteză unghiulară (în zona B'C comanda acestui regulator este în limitare, la valoarea Ω_{lim}), în timp ce pe traiectoria CD, impune scăderea referinței de viteză unghiulară. Această schimbare de fază a comenzii în punctul C arată că regulatorul de putere nu poate fi același în ambele regiuni 2(a+b) și 3: fie se utilizează două regulatoare distincte, fie se utilizează un regulator cu parametri diferiți (comutabili) pentru cele 2 zone. De asemenea, inversarea sensului de deplasare a punctului de funcționare presupune o schimbare de semn a coeficientului de amplificare al regulatorului de putere.

4.4 Strategia de conducere automată

În Fig. 4.4 este prezentată structura globală de conducere automată utilizată pentru SCEE de mică putere considerat.

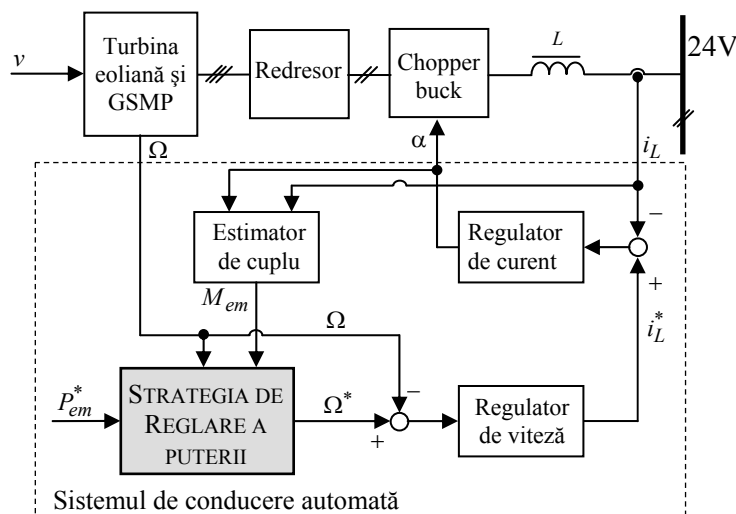


Fig. 4.4 Sistemul de conducere automată a SCEE de mică putere

Aceasta este o structură de control care conține două bucle interioare, bucla minoră de curent și bucla de viteză unghiulară, și o buclă majoră de putere.

Regulatorul de putere, evidențiat printr-un bloc de culoare gri și denumit „strategia de reglare a puterii” (SRP), are ca mărimi de intrare viteza unghiulară măsurată Ω și cuplul electromagnetic estimat M_{em} . Cuplul electromagnetic este estimat pe baza curentului de sarcină i_L și a factorului de umplere al chopper-ului buck, α , prin relația:

$$M_{em} = k_T(\alpha) \cdot \alpha \cdot i_L \quad (4.9)$$

unde: k_T este o mărime dedusă pe cale experimentală, în funcție de factorul de umplere. Dependența $k_T(\alpha)$, reprezentată în Fig. 4.6, este implementată printr-un look-up-table.

Regulatorul de putere conține două perechi de parametri: (k_{p2}, k_{i2}) și (k_{p3}, k_{i3}) , unde k_{p2} și k_{p3} **au semne diferite** (la comutarea perechilor de parametri se produce inversarea fazei comenzii regulatorului de putere). Atunci când puterea măsurată a GSMP atinge valoarea de prag P_c , are loc o comutare simultană atât a valorii referinței de putere, cât și a parametrilor regulatorului. Comutarea parametrilor regulatorului de putere și a referinței de putere, corespunzător regimului de funcționare, este realizată printr-un bloc selector (vezi Fig. 4.5). Când P_{em} devine mai mare ca P_c , valoarea comenzii la ieșirea blocului selector este 1, iar în rest este 0. Referința de putere poate fi $P_{em}^* = P_{em_opt}^*$, pentru valoarea 0 la ieșirea selectorului, obținută când $P_c - P_{em} > 0$, sau $P_{em}^* = P_{lim}$, pentru valoarea 1 la ieșirea selectorului, obținută când $P_c - P_{em} \leq 0$.

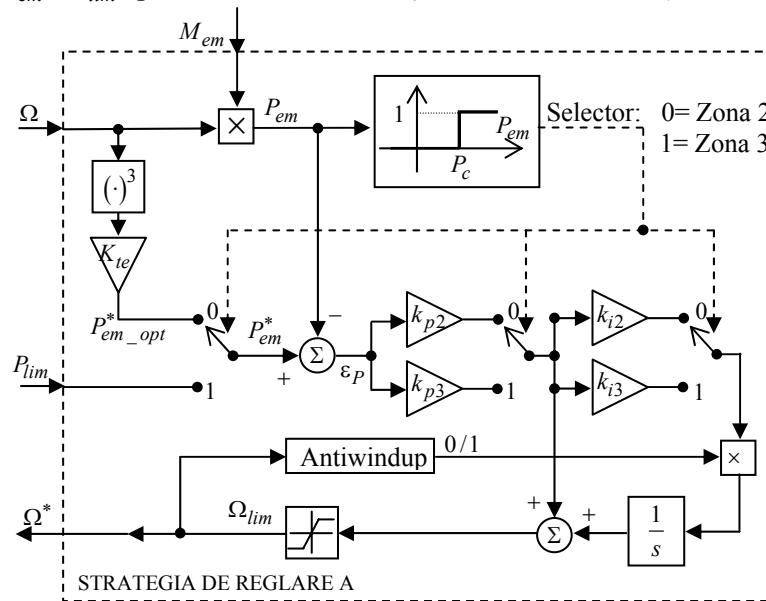


Fig. 4.5 Strategia de reglare a puterii

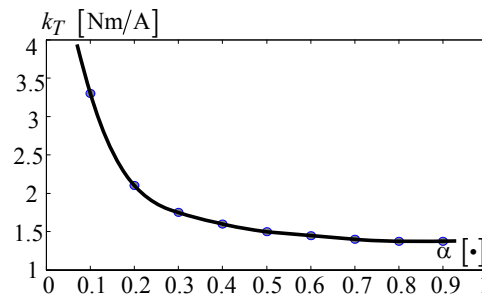


Fig. 4.6. Coeficientul care exprimă dependența curent - cuplu funcție de factorul de umplere

Puterea electromagnetică, P_{em} , utilizată în structura de comandă, este dedusă ca fiind produsul cuplului electromagnetic estimat și a vitezei unghiulare măsurate.

Pe baza diagramelor din Fig. 4.3, se va detalia modul cum funcționează SRP în două cazuri:

- a) când, pentru o variație *pozitivă* în rampă a vitezei vântului, are loc parcurgerea traiectoriei BB'ECD;
- b) când, pentru o variație *negativă* în rampă a vitezei vântului, are loc parcurgerea traiectoriei menționate în sens invers (traiectoria DCEB'B).

a) În primul caz se presupune că viteza vântului are o variație pozitivă în rampă care acoperă întreg domeniul de funcționare. Când sistemul eolian parcurge regiunea BB', parametrii regulatorului de putere sunt (k_{p2}, k_{i2}) . Regulatorul de putere comandă creșterea progresivă a referinței de viteză unghiulară, Ω^* , astfel încât să se asigure deplasarea spre dreapta, pe CRO, a punctului de funcționare.

În regiunea B'E, referința buclei de putere este $P_{em}^* = K_{te} \cdot \Omega_{lim}^3$ iar parametrii regulatorului de putere sunt tot (k_{p2}, k_{i2}) . În această regiune, mărimea de comandă a regulatorului de putere este în saturație, astfel încât acest regulator impune buclei subordonate referința de viteză unghiulară la valoarea constantă $\Omega^* = \Omega_{lim}$. În aceste condiții, creșterea vitezei vântului este văzută de bucla de viteză unghiulară ca o perturbație, fiind rejectată de regulatorul buclei prin creșterea referinței buclei de curent, adică prin creșterea cuplului electromagnetic. În timp ce curentul de sarcină i_L crește, punctul de funcționare se deplasează în sus de a lungul regiunii B'E.

În regiunea EC, în care viteza unghiulară este menținută la valoarea constantă de limitare, și în regiunea CD de limitare a puterii captate, referința buclei de putere este P_{lim} , iar parametrii regulatorului de putere sunt (k_{p3}, k_{i3}) .

Înainte de comutare, în regiunea B'E, eroarea de putere este negativă, deoarece viteza unghiulară este limitată: $\varepsilon_P = K_{wt} \Omega_{lim}^3 - P_{em} < 0$. În momentul comutării, în punctul E, eroarea de putere devine brusc pozitivă: $\varepsilon_P = P_{lim} - P_{em} = P_{lim} - P_c > 0$. Prin inversarea simultană a semnului erorii de putere și respectiv a fazei ieșirii regulatorului – **datorată schimbării semnului amplificării statice a regulatorului de putere** – se păstrează același sens de variație pentru ieșirea regulatorului de putere. Deoarece ieșirea acestui regulator se află în limitare, referința de viteză unghiulară rămâne neschimbată, Ω^* , deci efectul comutării nu este simțit de către buclele de reglare subordonate buclei de putere.

În punctul de comutare (punctul E) este necesar ca diferența $P_{lim} - P_c$ să fie suficient de mare pentru a menține ieșirea regulatorului de putere în saturație. Dacă această diferență este prea mică, regulatorul de putere iese din saturație la comutare și apare o variație bruscă a puterii.

În regiunea EC, când viteza vântului crește, punctul de funcționare se deplasează în sus, deoarece referința de viteză unghiulară fiind constantă, $\Omega^* = \Omega_{lim}$, regulatorul buclei intermediare mărește referința pentru bucla de curent și, în consecință, cuplul electromagnetic crește. În punctul C, când puterea electromagnetică atinge valoarea nominală, P_{lim} , regulatorul de putere impune descreșterea vitezei unghiulare de referință. Astfel, viteza unghiulară scade sub Ω_{lim} , punctul de funcționare se deplasează pe segmentul CD, iar sistemul funcționează în regimul de desprindere aerodinamică.

b) În cel de al doilea caz, se procedează ca la punctul anterior și se analizează funcționarea sistemului eolian pornind de la zona 3 de funcționare în jos, atunci când viteza vântului scade în rampă, începând de la o valoare a vitezei vântului mai mare decât cea nominală.

În regiunea DC, regulatorul de putere, cu parametrii (k_{p3}, k_{i3}) , trebuie să mențină puterea la valoarea de referință, P_{lim} . Întrucât viteza vântului scade, acest regulator mărește referința de viteză unghiulară Ω^* și punctul curent de funcționare se deplasează către punctul C.

Atunci când se atinge acest punct și P_{em} scade sub P_{lim} , eroarea buclei de putere devine pozitivă, $\varepsilon_P = P_{lim} - P_{em} > 0$, și în continuare crește, astfel încât ieșirea regulatorului de putere ajunge în limitare. În condițiile când referința vitezei unghiulare este limitată la valoarea Ω_{lim} și viteza vântului scade, regulatorul de viteză unghiulară micșorează referința buclei de curent și cuplul electromagnetic se reduce. Astfel, punctul de funcționare coboară pe segmentul CE.

În momentul comutării, în punctul E, apare o inversare de semn a erorii de putere ($\varepsilon_P = K_{ie}\Omega_{lim}^3 - P_c < 0$), iar coeficientul de amplificare al regulatorului de putere își schimbă semnul (cu alte cuvinte, $k_{p3} \rightarrow k_{p2}$ și faza comenzii regulatorului se inversează). În aceste condiții, sensul de variație a comenzii se păstrează. Saturația comenzii regulatorului de putere face ca valoarea referinței de viteză unghiulară să fie cea de limitare, astfel încât efectul comutării să nu fie simțit de către buclele de reglare subordonate buclei de putere.

În regiunea EB' regulatorul de putere impune buclei de viteză unghiulară referința Ω_{lim} , iar scăderea vitezei vântului determină regulatorul de viteză unghiulară să impună scăderea referinței buclei de curent. În consecință, cuplul electromagnetic scade și punctul de funcționare coboară spre punctul B'. În acest punct, sistemul intră în zona 2a, corespunzătoare funcționării pe CRO.

Pentru a încheia analiza de mai sus, trebuie luat în considerare faptul că, în momentul comutației, mărimea de ieșire a părții liniare a regulatorului de putere (adică, mărimea de la intrarea blocului de saturație din Fig. 4.5) este mai mare ca Ω_{lim} , indiferent de sensul de comutație. Saturația comenzii regulatorului de putere trebuie să fie suficient de adâncă, pentru a asigura comutația lină între cele două regimuri de funcționare. Problema îndeplinirii acestei cerințe, prin alegerea punctului de comutare (poziția punctului E), este reluată în secțiunea 4.6.

4.5 Performanțe experimentale în regim staționar, cazul turbulenței nule

Validarea strategiei de reglare adoptate s-a realizat experimental, pe baza unei instalații care este prezentată în teză în cadrul Capitolului 1. Aceasta este un sistem de dezvoltare ce vizează cercetarea experimentală în sistemele eoliene de mică putere, pentru producția distribuită a energiei electrice. Instalația experimentală, bazată pe principul Hardware-in-the-Loop (HIL), este formată dintr-un simulator de turbină eoliană și din ansamblul: GSMP – redresor – chopper – baterie - sarcină, împreună cu toate buclele de reglare automată.

Pentru aplicația curentă, partea fizică a simulatorului electromecanic este formată dintr-un motor asincron cu rotorul în scurt circuit, a cărui putere de 3kW este superioară puterii vehiculată prin simulator. Acest motor este alimentat printr-un convertizor de frecvență Danfoss® VLT 5005 Flux, care oferă un arbore mecanic obiectului fizic investigat, adică generatorului sincron cu magneți permanenți - GSMP- de 1kW. La acest arbore se obțin caracteristicile statice și dinamice ale turbinei, impuse în subsistemul informatic de timp real al simulatorului. Rezultatele experimentale sunt obținute prin pilotarea în cuplu a simulatorului de turbină eoliană. Circuitul de adaptare a sarcinii la rețeaua de curent continu este format dintr-un redresor necomandat și un convertor c.c.-c.c. (de tip buck), care ajustează căderea de tensiune la bornele consumatorului.

În Fig. 4.7 sunt prezentate evoluțiile principalelor mărimi fizice din sistem, atunci când viteza vântului are o variație lentă în rampă, în sens crescător și apoi în sens descrescător, de la circa 3 m/s la 15 m/s și apoi înapoi la 3 m/s. Pe aceste grafice sunt marcate prin verticale punctate intervalele de timp în care sistemul funcționează în zonele 2a, 2b și 3. Pentru viteza unghiulară limită adoptată, $\Omega_{lim} = 50 \text{ s}^{-1}$, s-a ales puterea electromagnetică limită $P_{lim} = 500 \text{ W}$. Valoarea puterii la care se impune comutarea 2b \rightarrow 3 sau 3 \rightarrow 2b a regiunilor de funcționare este $P_c = 0.9 \cdot P_{lim}$.

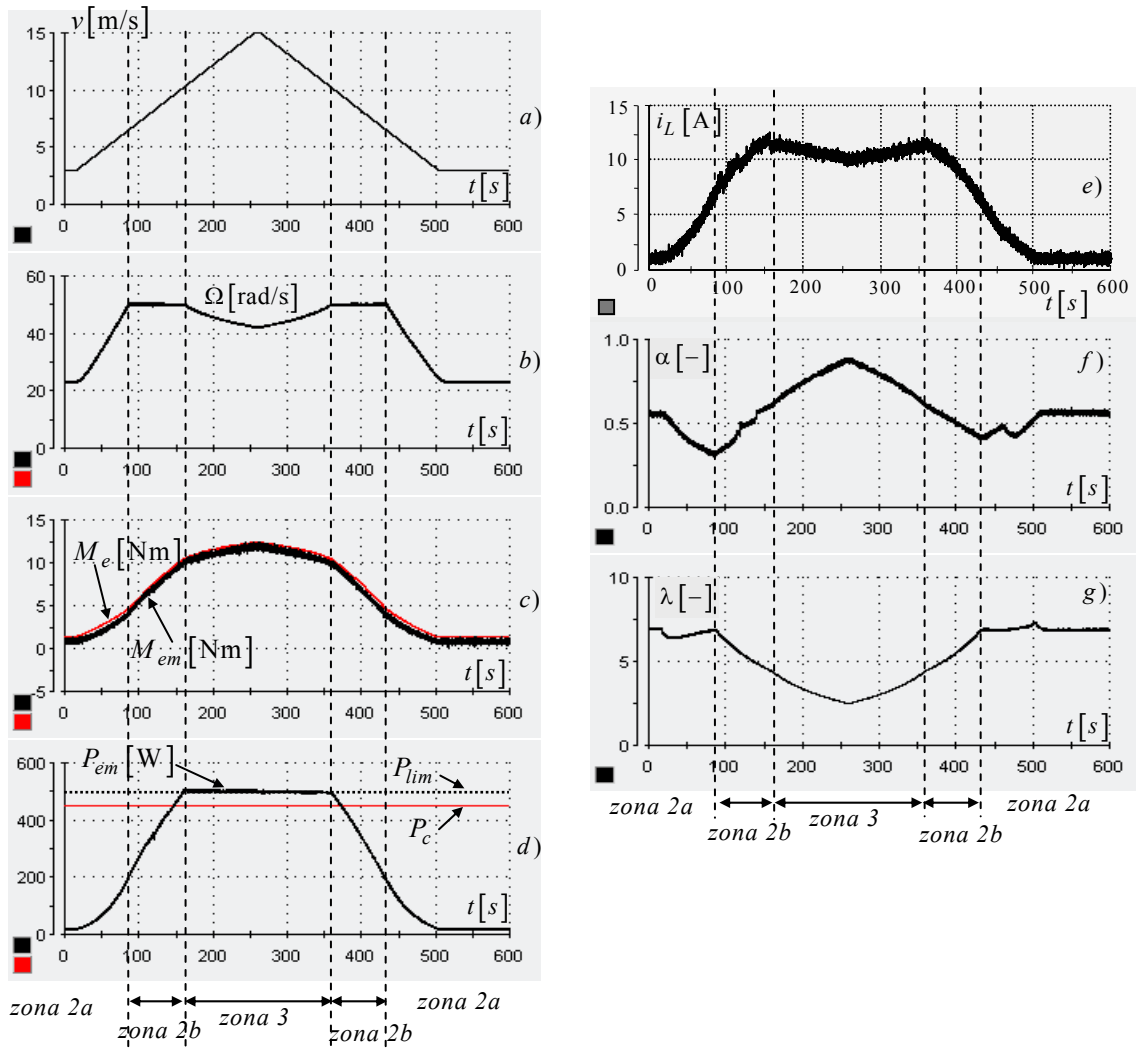


Fig. 4.7 Evoluția în timp cvasi statică a variabilelor SCEE

4.6 Indicații pentru alegerea parametrilor P_c și Ω_{lim} ai structurii de conducere

Alegerea punctului E prea aproape de punctele C sau B' poate determina funcționarea instabilă a sistemului, la comutările dintre regimurile de sarcină parțială și de sarcină totală. O situație

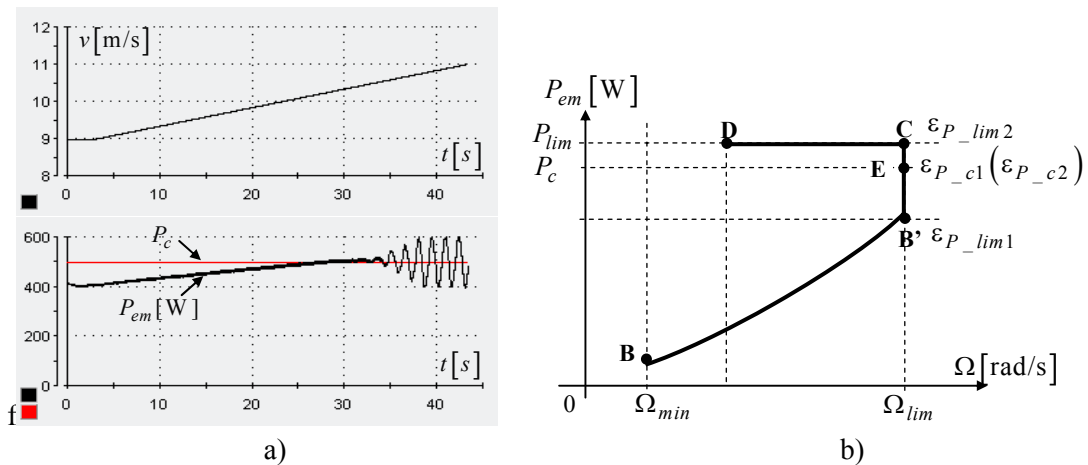


Fig. 4.9 a) Oscilații datorate alegerii lui P_c mult prea aproape de P_{lim} ; b) evoluția puterii electromagnetice în funcție de zona de funcționare

de pierdere a stabilității, obținută pe cale experimentală, atunci când punctul E este foarte apropiat de punctul C, este ilustrată în Fig. 4.9.a.

Conform Fig. 4.9.b, valoarea puterii de comutație P_c trebuie aleasă suficient de mică față de P_{lim} , dar și suficient de mare în raport cu valoarea puterii din punctul B'. Astfel, în cadrul tezei, printr-o analiză destul de complexă, s-au dedus două relații ce trebuie îndeplinite la alegerea poziției punctului E.

O primă relație:

$$P_c \leq P_{lim} - \left| k_{p2} \right| / k_{p3} \cdot \varepsilon_{max1} \quad (4.16)$$

este cea care vizează ecartul ce trebuie asigurat de P_c în raport cu valoarea limită a puterii P_{lim} , atunci când sensul de parcurgere a traiectoriei este pozitiv, dinspre zona 2a spre zona 3. În această relație, ε_{max1} este o estimare acoperitoare a erorii buclei de putere, care menține regulatorul în saturație.

O a doua relație similară, dedusă în cadrul tezei, vizează limita de viteză unghiulară, Ω_{lim} , care nu trebuie să fie atât de mare, încât punctul B' să fie prea apropiat de E.

4.7 Performanțe experimentale obținute în cazul vântului cu turbulență

Figurile 4.10 și 4.11 ilustrează funcționarea SCEE în condițiile unei variații pseudoaleatoare a vitezei vântului.

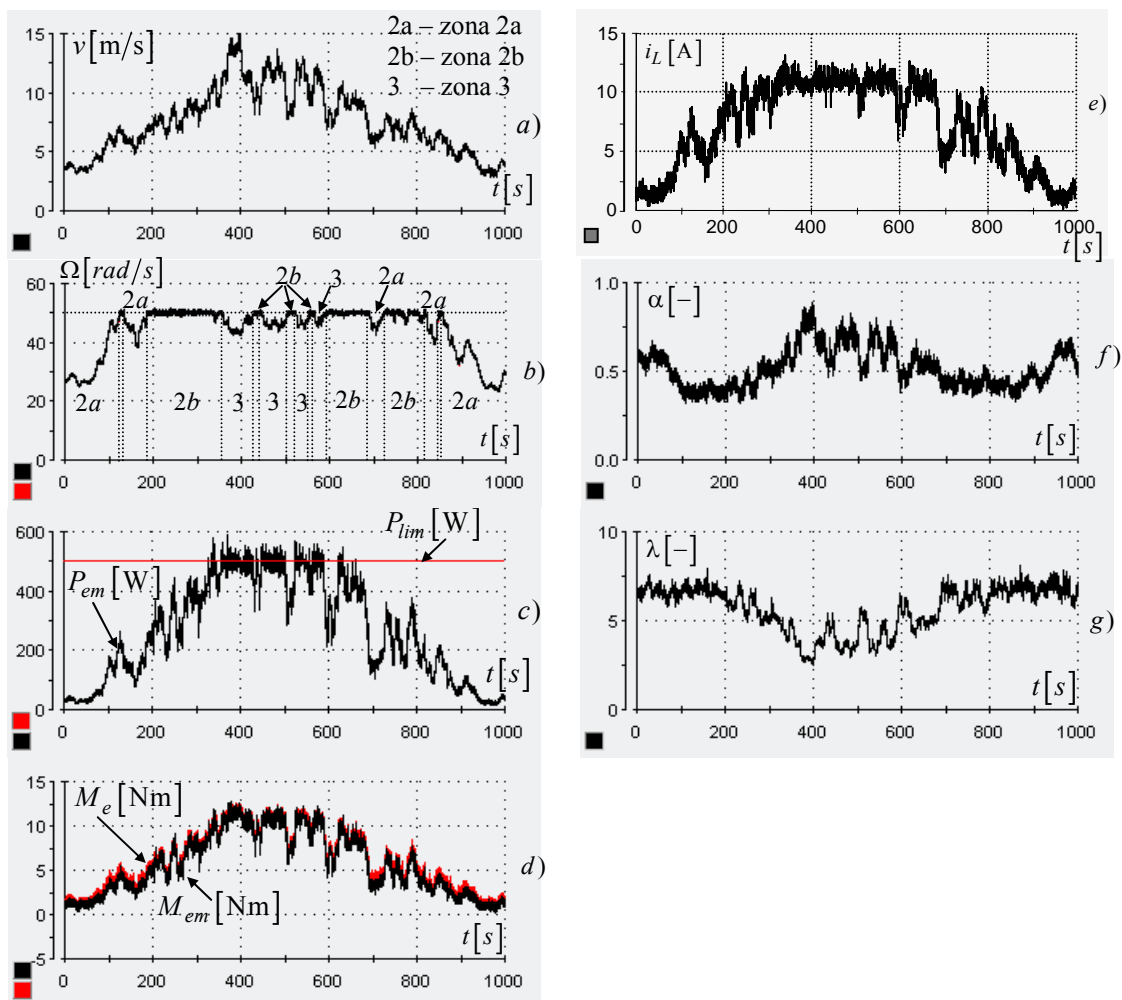


Fig. 4.10 Evoluția în timp a variabilelor SCEE pentru un vânt pseudoaleator

Capitolul 5

Sinteza legilor de reglare ale sistemelor eoliene utilizând *active speed stall control* pentru limitarea puterii în regimul de sarcină totală

5.1 Introducere

În Capitolul 4 s-a propus o strategie de control pentru asigurarea stabilității sistemului la comutarea între zonele 2 și 3, într-un sens sau altul, precum și pentru o tranziție „netedă” între aceste zone. Obiectivul urmărit în acest capitol îl constituie stabilirea unei metodologii pentru determinarea parametrilor reglatoarelor din:

- bucla de reglare automată a puterii și
- din bucla de reglare a vitezei unghiulare,

în cele două regimuri de funcționare: de *sarcină parțială* și de *sarcină totală* (în regimul *ASS control*).

Problema formulată nu este simplă, deoarece – așa cum va rezulta în cele ce urmează – la comutarea zonelor 2 și 3 se produce nu numai inversarea fazei comenzii regulatorului de putere, dar și modificarea naturii procesului condus din cadrul buclei de reglare a puterii, după cum urmează: *sistem de fază minimă* – în regimul de sarcină parțială; *sistem de fază neminimă* – în regimul de sarcină totală.

5.2 Sinteza legii de comandă în bucla de viteză unghiulară

Fie Fig. 5.2, în care sunt reprezentate în planul cuplu funcție de viteza unghiulară:

- caracteristicile aerodinamice ale turbinei, $M_e(\Omega, v)$, pentru viteze ale vântului de la 3 m/s la 15 m/s, cu linie subțire;

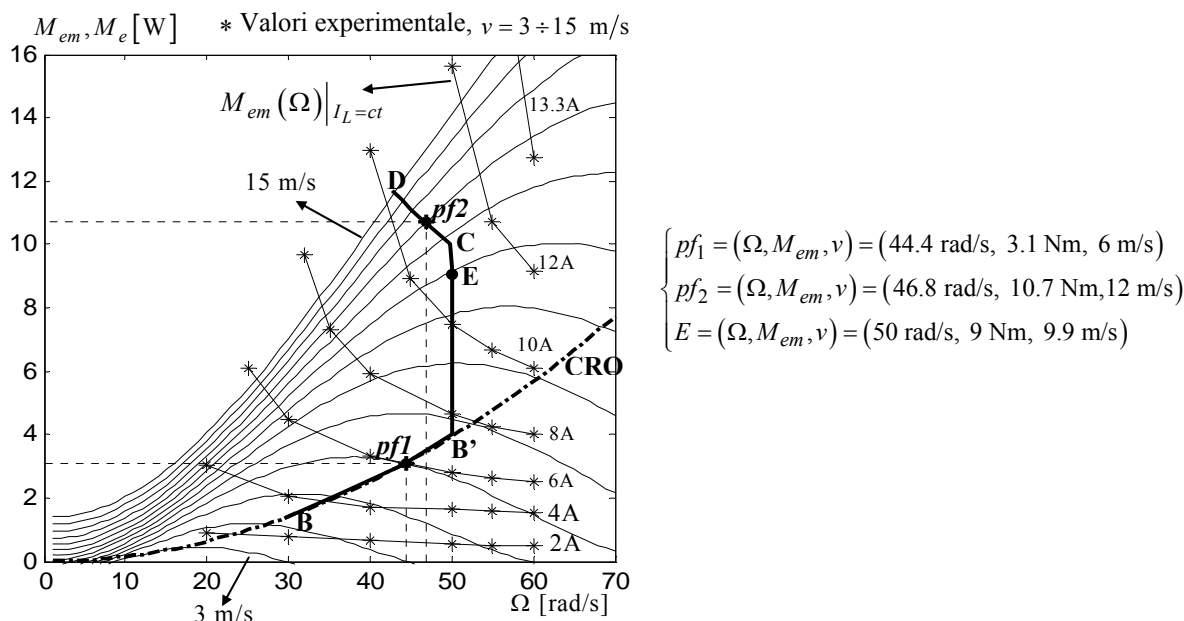


Fig. 5.2 Reprezentarea punctelor de funcționare alese *pf1* și *pf2* în planul caracteristicilor experimentale de cuplu (cazul când $\Omega_{lim} = 50$ rad/s)

b) caracteristicile *experimentale* ale generatorului, $M_{em}(\Omega, i_L)$, obținute atunci când curentul de sarcină, i_L , este menținut - prin bucla de curent - la valori constante, pentru o anumită plajă de valori ale vitezei unghiulare (reprezentate pe baza punctelor experimentale figurate în grafic);

c) traiectoria dorită pentru punctul de funcționare, BB'CD, pentru toate zonele de funcționare. Regiunile B-B', B'-C și C-D sunt porțiuni ale traiectoriei care corespund zonei 2a, zonei 2b și respectiv zonei 3;

d) caracteristica de regim optimal – CRO – cu linie groasă punctată.

În Fig. 5.2 s-au considerat două puncte de funcționare distincte, în zonele 2a și 3, notate prin *pf1* și *pf2*, în care se vor proiecta reguletoarele buclelor de reglare a vitezei unghiulare și a puterii. Coordonatele acestora, precum și cele ale punctului de comutare E, sunt specificate în figură.

Bucla de viteză unghiulară are structura din Fig. 5.3. Deoarece dinamica curentului i_L este suficient de rapidă, încât să fie neglijată în proiectarea regulatorului buclei de viteză unghiulară, bucla de curent poate fi înlocuită cu un coeficient de transfer unitar.

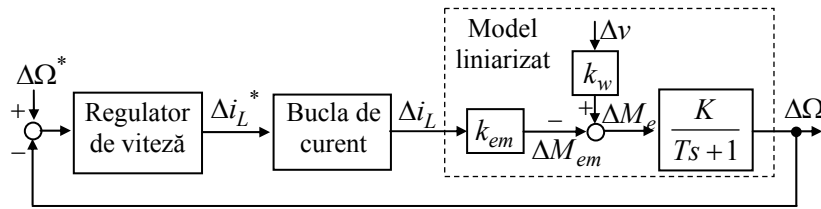


Fig. 5.3 Modelul liniarizat al buclei de viteză unghiulară

Procesul buclei de viteză unghiulară este obținut pe baza ecuației de mișcare conform procedurii detaliate în cadrul tezei. Se utilizează notațiile: $k_w = \overline{\partial M_e / \partial v}$ și $k_{em} = \overline{\partial M_{em} / \partial i_L}$.

Funcția de transfer rezultată pentru sistemul în buclă închisă din Fig. 5.3, știind că bucla de curent este înlocuită cu o amplificare unitară, este:

$$H_{0\Omega}(s) = \frac{(T_i s + 1)}{\frac{-T \cdot T_i}{k_p k_{em} K} s^2 + T_i \left(1 - \frac{1}{k_p k_{em} K} \right) s + 1} = \frac{(T_i s + 1)}{T_0^2 s^2 + 2\zeta_0 T_0 s + 1} \quad (5.7)$$

de unde rezultă următoarele expresii pentru parametrii regulatorului de viteză unghiulară:

$$k_p = \frac{1 - \frac{2\zeta_0 T}{T_0}}{k_{em} K}; \quad T_i = -\frac{T_0^2}{T} + 2\zeta_0 T_0 \quad (5.9)$$

care conduc, prin **metoda alocării polilor**, la două perechi de parametri, corespunzătorii fiecărui punct de funcționare *pf1* și *pf2*, atunci când constanta de timp T_0 și coeficientul de amortizare ζ_0 s-au ales $T_0 = 0.3$ s și respectiv $\zeta_0 = 0.6$:

- pentru zona 2a: $k_p = -0.78$ și $T_i = 0.33$ s
- pentru zona 3: $k_p = -0.47$ și $T_i = 0.82$ s.

Dintre cele două seturi, perechea care asigură minimumul de degradare a performanțelor buclei de viteză unghiulară în ambele zone de funcționare, vezi Fig. 5.4, este perechea corespunzătoare

punctului de funcționare *pfl*, din zona 2a. Acest set de parametri este cel care va fi considerat în continuare pentru întreg domeniu de funcționare.

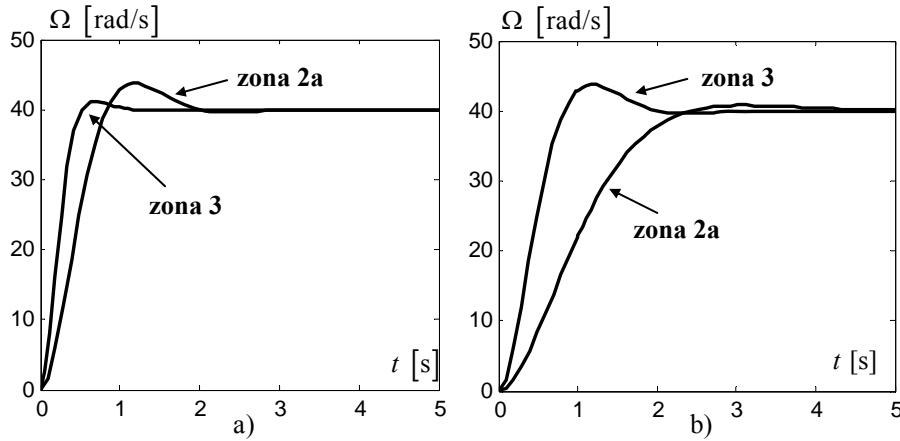


Fig. 5.4 Comportamentul buclei de viteză unghiulară în ambele regimuri de funcționare, corespunzător parametrilor regulatorului determinați pentru punctul de funcționare din: a) zona 2a; b) zona 3

5.3 Sinteza legii de comandă în bucla de putere

Schema liniarizată a buclei de putere este cea prezentată în Fig. 5.5.

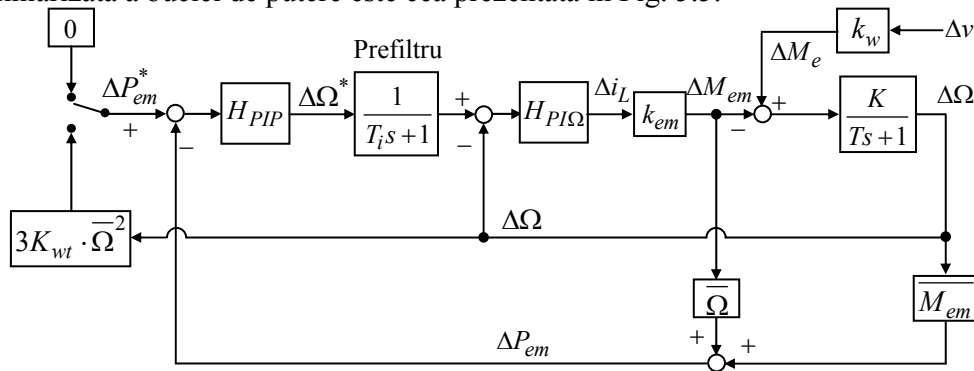


Fig. 5.5. Schema liniarizată a buclei de putere

Pe baza acestei scheme se determină funcția de transfer echivalentă a procesului:

$$H_{\varepsilon\Omega}(s) = \frac{\Delta\varepsilon}{\Delta\Omega^*} = \left(m + \bar{\Omega}/K\right) \cdot \frac{\bar{\Omega} \cdot J}{T_0^2 s^2 + 2\zeta_0 T_0 s + 1} s + 1 \quad (5.18)$$

care descrie transferul dintre variația vitezei unghiulare de referință și variația erorii de putere. În (5.18) intervine un termen $m + \bar{\Omega}/K$ care pentru zona 2a este echivalent cu $3\bar{\Omega}^2 K_{te} - \bar{M}_{em} + \bar{\Omega}/K$, iar pentru zona 3 este $-\bar{M}_{em} + \bar{\Omega}/K$, unde K_{te} este o constantă dependentă de parametrii constructivi ai turbinei, care are expresia: $K_{te} = 0.5\rho\pi \cdot \left(C_p(\lambda_{opt})/\lambda_{opt}^3\right) \cdot R^5$, unde $C_p(\lambda_{opt})$ este valoarea maximă a coeficientului de putere, obținută pentru viteza specifică optimă λ_{opt} (Munteanu I. *et al.*, 2008; Vlad C. *et al.*, 2010); $\bar{\Omega}$ și \bar{M}_{em} sunt valorile corespunzătoare coordonatelor celor două punctele de funcționare *pfl* și *pf2*.

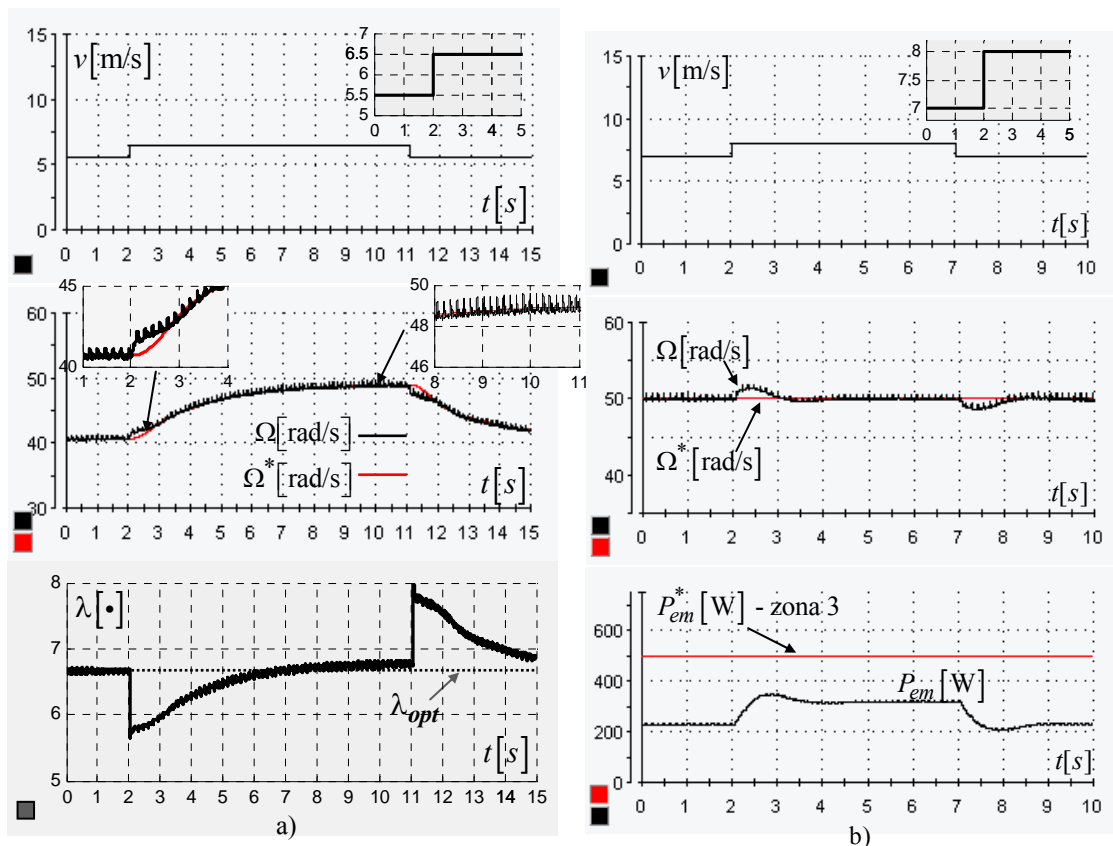
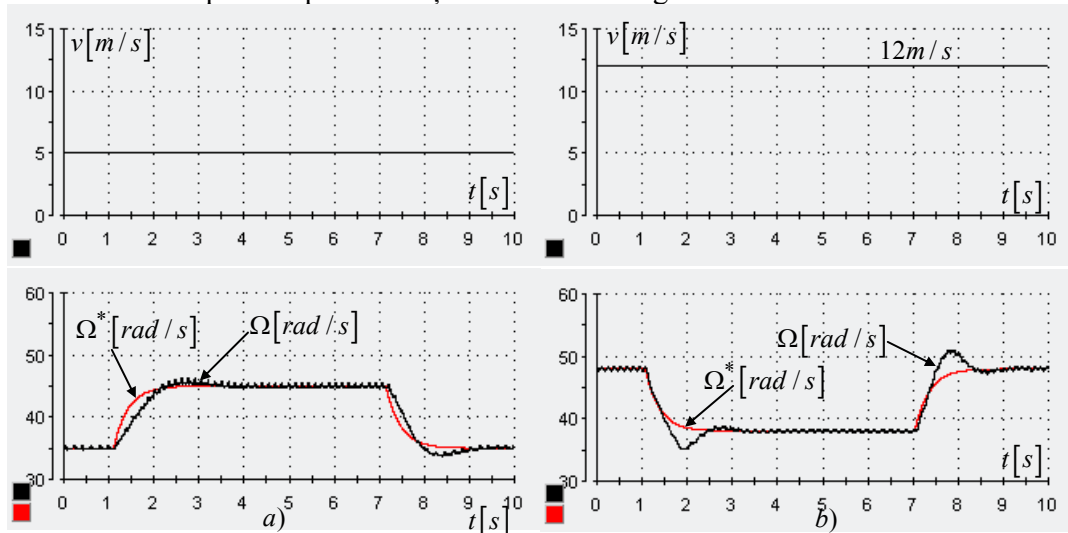
Calculul numeric al expresiei (5.18) a scos în evidență faptul că sistemul trece de la un comportament de fază minimă în zona 2a la un comportament de fază neminimă în zona 3. Astfel,

metoda aleasă pentru calculul analitic al parametrilor regulatorului de putere trebuie să fie diferită în cele două zone. Se alege metoda *locului rădăcinilor* pentru zona 2a și varianta generală a criteriului modulului - *metoda maximului plat* - pentru zona 3.

Pentru zona de optimizare s-au obținut următorii parametri ai funcției de transfer a regulatorului de putere: $k_{p2} = -0.016$ și $T_{i2} = 0.086$, iar pentru zona de limitare: $k_{p3} = 0.0024$ și $T_{i3} = 0.084$ (se observă că semnele amplificărilor statice k_{p2} și k_{p3} sunt diferite).

5.4 Rezultate experimentale

S-au verificat pe rând performanțele buclelor de reglare.



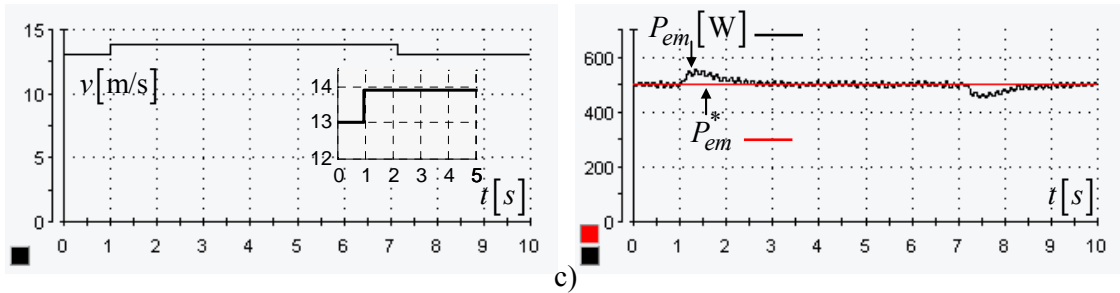


Fig. 5.9 Răspunsurile buclei de putere pentru diferite trepte ale vitezei vântului: a) în zona 2a; b) în zona 2b; c) în zona 3

S-a evaluat mai întâi bucla de viteză unghiulară, vezi Fig. 5.8, iar apoi bucla de putere, în toate cele trei zone de funcționare (zonele 2a, 2b și 3, vezi Fig. 5.9), precum și tranzițiile dintre zone (vezi înregistrările experimentale prezentate în teză).

Capitolul 6

Contribuții privind conducerea automată a sistemelor eoliene incluzând generatoare asincrone comandate vectorial

6.1 Formularea problemei

Structura de conducere a unui SCEE trebuie să îndeplinească obiective multicriteriale, care vizează atât optimizarea conversiei energiei eoliene în regiunea de sarcină parțială, cât și asigurarea cerinței de reducere a variațiilor de cuplu în transmisia mecanică, pentru creșterea fiabilității sistemului (Burton T. *et al.*, 2001; Bianchi F. *et al.*, 2006; Camblong H. *et al.* 2006). În regiunea de sarcină parțială, cele două obiective pot fi formulate sub forma unei probleme de optimizare, al cărui criteriu de performanță este (Ekelund T. *et al.*, 1997; Munteanu I. *et al.*, 2008):

$$I = E \left[\alpha \cdot (\lambda(t) - \lambda_{opt})^2 + \Delta M_{em}^2(t) \right] \quad (6.1)$$

unde E este simbolul mediei statistice, $\lambda(t)$ este viteza specifică, λ_{opt} este viteza specifică optimă, $\Delta M_{em}(t)$ - variația cuplului electromagnetic, α - un coeficient de ponderare.

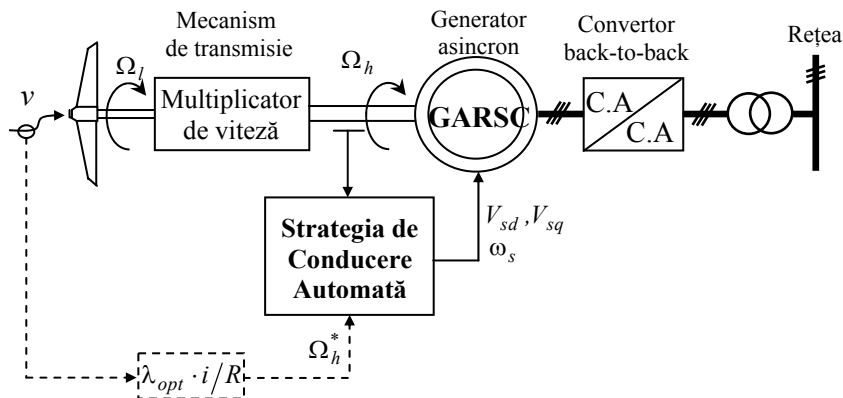


Fig. 6.1 Schema bloc a SCEE

În regiunea de sarcină totală, criteriul de optim este similar, însă primul termen din criteriul (6.1) este înlocuit de pătratul abaterii puterii electromagnetice în raport cu puterea nominală a sistemului.

În cele ce urmează se consideră că SCEE este un sistem cu viteză unghiulară variabilă, turbină cu pas fix (cu limitare prin *passive stall regulation* sau prin *active speed stall control* în zona 3) și generator asincron cu rotorul în scurt circuit – GARSC (Fig. 6.1). Viteza unghiulară la arborele lent (al turbinei) este Ω_l , iar viteza unghiulară la arborele rapid (al generatorului) este Ω_h . În regimul de sarcină parțială, strategia de conducere automată (SCA) trebuie să asigure maximizarea puterii captate fie prin controlul vitezei unghiulare la arbore (cazul considerat cu linie întreruptă în Fig. 6.1), fie prin reglarea puterii sau a cuplului electromagnetic, în raport cu referințe ce depind de viteza unghiulară Ω_l .

Generatorul asincron cu rotorul în scurtcircuit din structura sistemului eolian poate fi comandat *scalar* sau *vectorial*.

În cazul *comenzii scalare* se ajustează viteza unghiulară a generatorului prin modificarea tensiunii și frecvenței statorului, astfel încât raportul acestora să fie menținut constant (Leonhard W., 2001). În Fig. 6.2 este reprezentată forma generică a caracteristicilor mecanice ale turbinei eoliene, în raport cu viteza unghiulară la arborele rapid: $M_e(\Omega_h)|_v$. În același grafic sunt reprezentate și caracteristicile mecanice naturale ale generatorului asincron. Acestea pot fi aproximate cu drepte având înclinarea foarte pronunțată, întrucât cuplul maxim al mașinii asincrone este mult mai mare decât cuplul aferent regimurilor de lucru în cadrul ansamblului turbină - GARSC. Comanda scalară a GARSC are ca efect deplasarea pe orizontală a caracteristicii electromecanice a generatorului, reprezentată prin dreapta notată cu (a) în Fig. 6.2. În punctul de funcționare rezultat la intersecția acestei drepte cu caracteristica cuplului eolian, se poate evalua constanta de timp mecanică a sistemului, $T = J / (\overline{\partial M_{em}} / \partial \Omega_h - \overline{\partial M_e} / \partial \Omega_h)$, obținută prin liniarizarea ecuației de mișcare în jurul acestui punct de funcționare. Deoarece panta caracteristicii generatorului, $\overline{\partial M_{em}} / \partial \Omega_h$, este mereu mai mare decât panta caracteristicii eoliene, $\overline{\partial M_e} / \partial \Omega_h$ sistemul va fi mereu stabil. În apropierea CRO, $\overline{\partial M_{em}} / \partial \Omega_h > 0$ și $\overline{\partial M_e} / \partial \Omega_h < 0$, deci rezultă o *constanta de timp redusă*, ceea ce reprezintă un *avantaj important* al comenzii. *Dezavantajul major* al utilizării comenzii scalare este *faptul că variațiile de cuplu nu pot fi limitate, datorită lipsei unei bucle de reglare a cuplului*. Astfel, solicitările mecanice la nivelul arborelui nu pot fi controlate.

În cazul *comenzii vectoriale* acest dezavantaj este eliminat, datorită prezenței buclei de

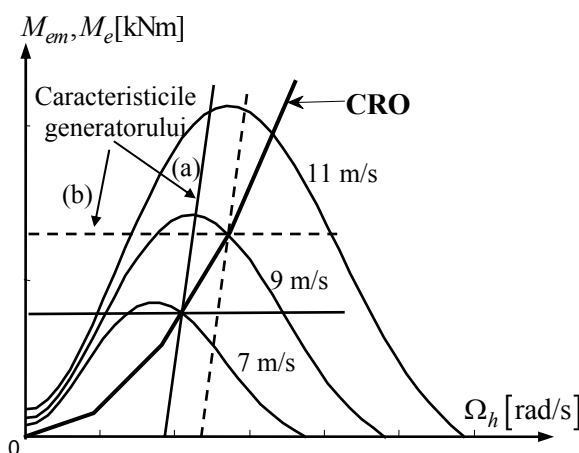


Fig. 6.2 Caracteristicile eoliană și a generatorului, pentru:
a) comanda scalară; b) controlul în cuplu – comanda vectorială.

cuplu, însă apare alt dezavantaj, datorită faptului că forma caracteristicii generatorului se modifică radical. Prezența unei bucle de cuplu în cadrul comenzii vectoriale face ca panta caracteristicii generatorului să fie zero, pentru o referință dată a buclei menționate. Modificarea referinței acestei bucle are ca efect deplasarea pe verticală a acestei drepte orizontale, notată cu (b) în Fig. 6.2. *Dezavantajele* acestui tip de comandă sunt: a) *sistemul este stabil doar pe partea descendentă a caracteristicii eoliene*, stabilitatea pe ambele părți putând fi asigurată printr-o buclă externă de viteză unghiulară; b)

constanta de timp T are o valoare mare. Avantajul esențial al comenzii vectoriale, din punctul de vedere al criteriului (6.1), este posibilitatea controlării abaterilor de cuplu electromagnetic.

În cadrul acestui capitol se propune o nouă metodă de conducere automată a sistemelor eoliene având structura din Fig. 6.1, **care combină avantajele celor două tipuri de comenzi, analizate anterior**. Această metodă presupune:

a) generarea, *pe baza comenzii vectoriale*, a unei caracteristici mecanice a generatorului asincron, care să aibă o pantă ajustabilă, m . Blocul care va implementa această strategie se va numi **TSDB – torque speed dependence bloc** – fiind blocul care creează dependența cuplu electromagnetic – viteză unghiulară (Scarlat A. *et al.*, 2010a; Scarlat A. *et al.*, 2010b; Scarlat A. *et al.*, 2010c);

b) punctul de intersecție cu abscisa a noii caracteristici de cuplu, cu pantă reglabilă, este impus de ieșirea regulatorului de viteză unghiulară.

Deci, în cadrul comenzii vectoriale, blocul TSDB oferă o referință buclei de cuplu electromagnetic, dependentă liniar de viteza unghiulară, panta acestei dependențe fiind parametrul m , care se adoptă în funcție de cerințele impuse sistemului eolian.

Prin intermediul acestui parametru, se poate stabili un regim dinamic al sistemului eolian care corespunde unui **compromis între proprietățile comenzilor scalară și vectorială** și vizează rezolvarea dilemei: *durată redusă a regimului dinamic versus variație redusă a cuplului electromagnetic*.

Metoda propusă poate fi adoptată atât pentru sistemele eoliene de mare putere, cât și pentru cele de putere medie/mică, având structura din Fig. 6.1.

6.2. Strategia de conducere automată a SCEE folosind o buclă de reglare a vitezei unghiulare și blocul TSDB – al dependenței cuplu-viteză unghiulară

Se pornește de la o structură inițială clasică a SCEE, care conține sistemul aerodinamic, generatorul comandat vectorial și o buclă externă de reglare a vitezei.

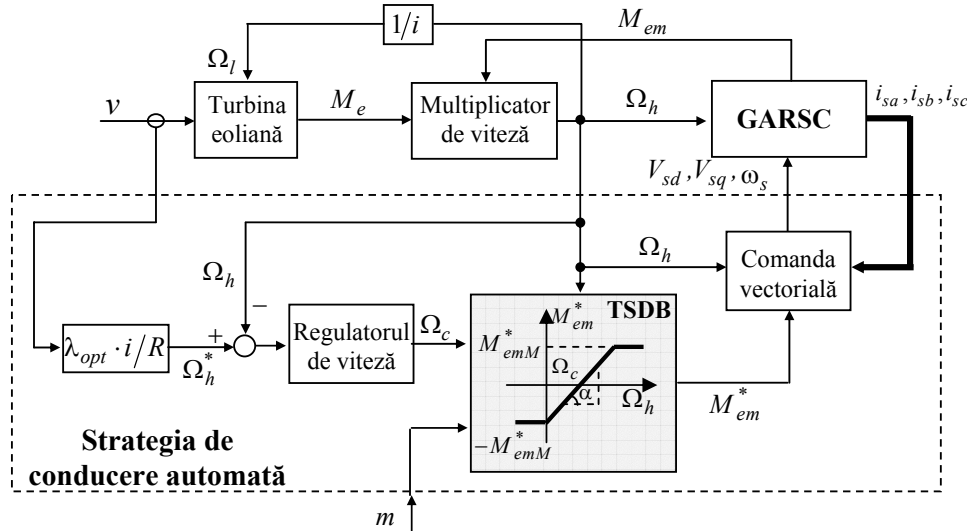


Fig. 6.3 Strategia de conducere automată a SCEE folosind TSDB

Structura SCEE propusă în acest capitol conține, în plus, blocul care creează dependența liniară dintre cuplul electromagnetic de referință și viteza unghiulară a generatorului, numit **TSDB (Torque-speed Dependence Bloc)**, vezi Fig. 6.3. Astfel, prin impunerea unei dependențe adecvate dintre cuplul electromagnetic și viteza unghiulară, caracteristica mecanică a generatorului, $M_{em}(\Omega_h)$, poate fi rotită cu un unghi de înclinare dorit.

În acest fel, se introduce un grad de libertate suplimentar sistemului: panta reglabilă a caracteristicii generatorului,

$$m = \tan \alpha = \Delta M_{em} / \Delta \Omega_h, \quad (6.3)$$

prin care dinamica sistemului poate fi convenabil modificată.

Ecuția care generează dependența liniară, specifică blocului TSDB, este:

$$M_{em}^* = m \cdot (\Omega_h - \Omega_c) \quad (6.4)$$

unde Ω_c este valoarea vitezei unghiulare la care cuplul electromagnetic este zero, adică punctul în care caracteristica de cuplu a generatorului intersectează abscisa.

6.3 Analiza sistemului în buclă închisă

Schema echivalentă a sistemului în buclă închisă este prezentată în Fig. 6.4.

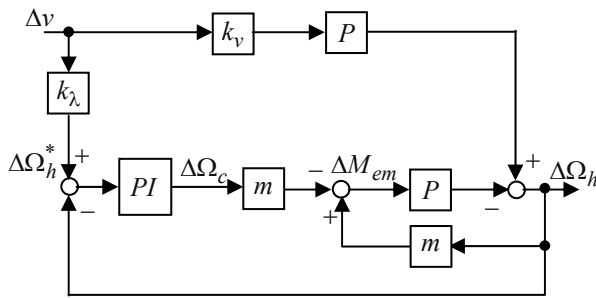


Fig. 6.4 Schema echivalentă a sistemului cu buclă externă de viteză și TSDB

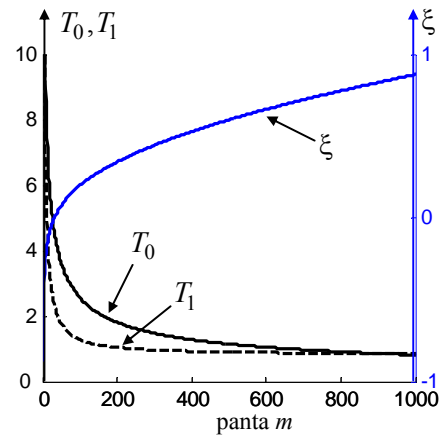


Fig. 6.5 Constanta de timp în buclă închisă T_0 , amortizarea ξ și constanta de timp T_1 în funcție de panta m

În această figură s-au utilizat notațiile: $k_v = \overline{\partial M_e / \partial v}$ și $k_\lambda = \lambda_{opt} \cdot i / R$, cu R lungimea palei, λ_{opt} viteza specifică optimă și i raportul transmisiei.

Funcția de transfer a sistemului în buclă închisă este de ordinul doi, de forma:

$$\frac{\Delta \Omega_h}{\Delta v} = k_\lambda \frac{T_1 s + 1}{T_0^2 s^2 + 2\xi T_0 s + 1} \quad (6.10)$$

cu parametrii T_0 , T_1 și ξ dependenți de panta generatorului m . Influența lui m asupra parametrilor sistemului poate fi văzută în Fig. 6.5. Curbele prezintă regiuni de saturație la valori mari ale lui m , ceea ce semnifică faptul că, la aceste valori, dinamica sistemului nu va fi afectată semnificativ, dar vor apărea variații mari ale cuplului electromagnetic.

6.5 Rezultate numerice

În cele ce urmează este analizat comportamentul unui SCEE de mare putere (2 MW), în raport cu strategia de conducere automată abordată, pe baza rezultatelor numerice obținute în Matlab®/Simulink®. Diagrama sistemului simulat corespunde schemei din Fig. 6.3. Au fost analizate două situații:

- când referința cuplului electromagnetic este obținută direct de la ieșirea regulatorului de viteză unghiulară PI (structura clasică);
- când referința cuplului electromagnetic este impusă de blocul TSDB mai sus prezentat.

Pentru prima situație, parametrii regulatorului de viteză unghiulară au fost acordați în jurul punctului optim de funcționare, aflat la 9 m/s. Parametrii obținuți, $k_p = 733$ și $T_i = 2$ s, corespund unui răspuns în buclă închisă cu durata regimului tranzitoriu de aproximativ zece secunde.

În comparație cu sistemul clasic, din Fig. 6.11.e și Fig. 6.11.f, se poate observa că, la o variație vitezei vântului de la 9 m/s la 9.5 m/s, dinamica este mai bună, și ea poate fi negociată. Pe măsură ce valoarea lui m este mai mare, dinamica devine mai bună, cu inconvenientul creșterii variației cuplului electromagnetic. Suprareglarea la un m mai mare este, de asemenea, mai redusă.

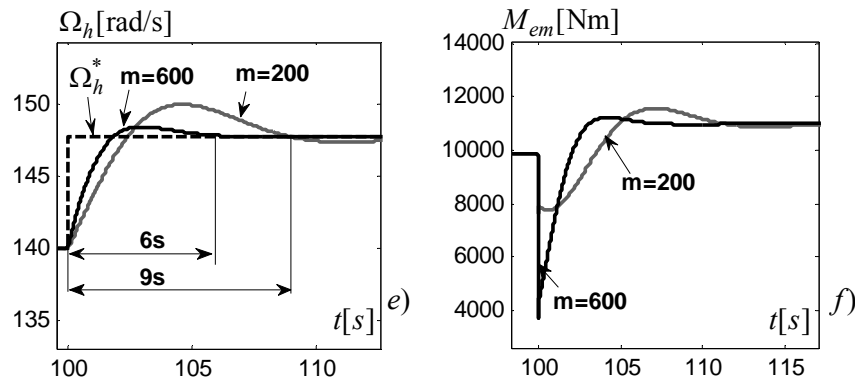


Fig. 6.11 Rezultatele simulărilor pentru SCEE: e) viteza de rotație la arborele rapid al sistemului cu TSDB, când m este 200 și 600; f) cuplul electromagnetic al sistemului cu TSDB, când m este 200 și 600

Capitolul 7

Contribuții privind conducerea automată a SCEE de mare putere

7.1 Introducere

Problema modelării SCEE este mult mai complicată în cazul puterilor mari (de tip multi-megawatt). În Capitolul 2 și Capitolul 3 s-a arătat că – spre deosebire de cazul sistemelor eoliene mici – la turbinele mari trebuie avute în vedere trei efecte suplimentare în modelarea vitezei vântului:

- considerarea spectrului rotațional cu eșantionare pentru modelarea fluctuației vitezei vântului într-un punct pe pala aflată în mișcare;
- considerarea variațiilor periodice generate de efectul de umbră al turnului și de efectul de forfecare a vântului;
- considerarea efectului combinării vibrațiilor palelor și turnului cu mișcarea masei de aer. Spre deosebire de turbinele mici, unde structura mecanică se consideră rigidă, la turbinele mari se ține cont de dinamica turnului și a palelor. În conversia energetică este importantă mișcarea masei de aer în raport cu pala, în situația când poziția palei este variabilă, ca urmare a dinamicilor turnului și palei, ceea ce complică mult modelul sistemului, cu efecte importante în conducerea automată.

În acest capitol se consideră un SCEE de mare putere cu mecanism de transmisie flexibil, pas reglabil al palei și generator asincron cu rotorul în scurt circuit – GARSC – comandat vectorial. Turbina eoliană cu 3 pale are un sistem global de reglare al unghiului de calaj al palelor.

Principalele obiective urmărite în cadrul capitolului sunt:

1. analiza prin simulare numerică a dinamicii sistemului de conducere automată a SCEE, în regimul de sarcină parțială și în regimul de sarcină totală, pe baza următoarelor premise:
 - utilizarea unui model matematic complet pentru SCEE (Burlibașa (Scarlat) A, 2012c). Spre deosebire de datele uzuale din literatură (Bianchi F.D., 2006; Pinteș A., 2011; Saïd N., 2012), unde se utilizează modele detaliate doar pentru subsistemele aerodinamic și mecanic, în cele ce urmează se utilizează modele dinamice detaliate atât pentru subsistemele aerodinamic și mecanic, cât și pentru subsistemul electromagnetic (cu comanda vectorială a GARSC);
 - utilizarea unui model complex al vitezei vântului, care include toate componente vitezei menționate anterior, atunci când fluctuațiile vitezei vântului sunt cele cu spectru rotațional cu eșantionare. S-a pus un accent deosebit pe efectul combinării vibrațiilor palelor și a turnului cu mișcarea masei de aer (turbulența rotațională a vitezei vântului);
 - considerarea particularităților sistemului de conducere automată a SCEE, realizat pe baza a două canale de reglare: a) comanda unghiului de înclinare a palei β , pentru limitarea puterii în zona 3, și b) comanda vitezei unghiulare pentru asigurarea funcționării pe caracteristica regimurilor optimale, în regimul de sarcină parțială. Proprietățile dinamice ale subsistemelor care au ca mărimi de comandă unghiul de calaj β și, respectiv, viteza unghiulară, sunt foarte diferite. Datorită limitării ratei de variație a unghiului de calaj, necesară pentru reducerea sarcinilor mecanice, comanda primului subsistem se realizează în domeniul de joasă frecvență. Cea de a doua comandă se realizează într-un domeniu de frecvențe mai ridicat, fiind aplicată procesului electromecanic aferent GARSC comandat vectorial;
2. analiza proprietăților dinamice ale sistemului de reglare a puterii în zona 3, prin utilizarea modelelor liniarizate ale SCEE în puncte de funcționare aferente unor valori diferite ale vitezei vântului. În acest context, se analizează modul cum interacțiunea dintre dinamica structurii mecanice și turbulența rotațională a vitezei vântului afectează dinamica sistemului de reglare automată;
3. sinteza legii de reglare din bucla de putere. Spre deosebire de cele mai multe abordări din literatură, unde se utilizează soluții de tip LQ și LQG, pornind de la modele de stare (Ekelund T, 1997; Boukhezzer A., 2007; Pinteș A., 2011; Saïd N., 2012), în cele ce urmează se utilizează abordarea frecvențială, întrucât aceasta are la bază o descriere mai nuanțată și explicită a proprietăților dinamice ale procesului condus, prin intermediul caracteristicilor de frecvență;
4. stabilirea unei proceduri de acordare care vizează asigurarea unei rezerve de stabilitate, precum și extremizarea unui criteriu de performanță, ce include cerințele de reducere a solicitărilor mecanice, în vederea îmbunătățirii fiabilității sistemului.

7.2. Configurația SCEE și a structurii de conducere automată

Se consideră un SCEE de mare putere (2MW) cu unghi de înclinare a palei variabil, cu mecanism de transmisie flexibil și generator asincron cu rotorul în scurtcircuit comandat vectorial.

Puterea este injectată în rețea prin intermediul unui convertor back-to-back, considerat ideal (fără pierderi) și cu dinamică neglijabilă. Astfel, puterea electromagnetică dezvoltată de generator poate fi considerată ca fiind mărimea de ieșire a sistemului. Structura generală a SCEE și a structurii de control, abordată pentru acest sistem, este prezentată în Fig. 7.1. Variabilele exogene ale sistemului sunt: v_m viteza medie a vântului și referința de putere pentru bucla de reglare a SCEE în zona 3 de sarcină totală, P_{em3}^* . Celelalte variabile menționate în schema din Fig. 7.1 sunt: v_r - viteza relativă a masei de aer văzută într-un punct pe pală; Ω_l și Ω_h - vitezele unghiulare la arborele lent și, respectiv, la arborele rapid; F_T - forța de împingere care depinde de v_r ; β - unghiul de înclinare al palei; $\lambda = R \cdot \Omega_l / v_r$ - viteza specifică a turbinei cu lungimea palei R ; d -

deplasarea axială a nacelei generată de mișcarea înainte-înapoi a turnului, ζ - deplasarea unghiulară a palei; M_e , M_{em} - cuplul eolian și respectiv cuplul electromagnetic.

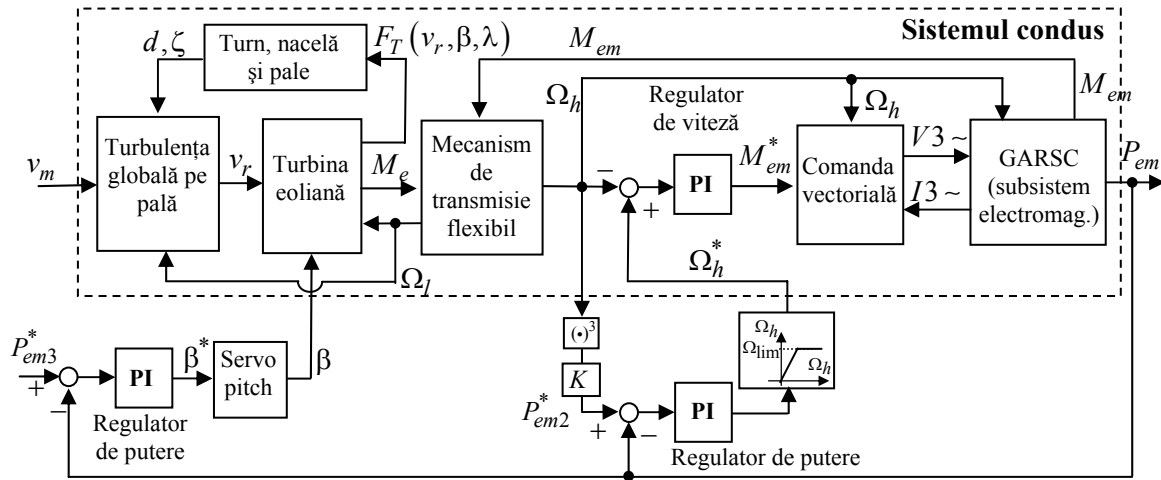


Fig. 7.1 Arhitectura SCEE

Sistemul condus include o buclă de viteză unghiulară, în care regulatorul impune cuplul electromagnetic prin structura ce implementează comanda vectorială a generatorului.

Regimul de sarcină parțială conține două zone de funcționare ale sistemului:

1) zona 2a, în care regimul optim de funcționare este stabilit printr-o viteză unghiulară variabilă la arborele rapid, asigurată de o buclă de viteză unghiulară pilotată de bucla majoră de putere, având referința P_{em2}^* . În această zonă, unghiul de înclinare a palei este fix, impus la valoarea β_0 ;

2) zona 2b, în care viteza unghiulară a generatorului este menținută constantă, la valoarea Ω_{lim} , și unghiul de înclinare a palei este de asemenea menținut constant, la valoarea β_0 .

Conducerea automată a SCEE este realizată printr-o structură de reglare în cascadă cu trei niveluri ierarhice (Scarlat A. *et al.*, 2011; Burlibașa (Scarlat) A., 2012c).

Primul nivel de conducere automată este realizat prin comanda vectorială a generatorului, generată pe baza cuplului electromagnetic de referință, M_{em}^* , impus de regulatorul de viteză unghiulară, și pe baza vitezei de rotație măsurată la arborele rapid. Prin această comandă se atenuează oscilațiile cuplului electromagnetic și se obține reglarea automată separată a fluxului și a cuplului GARSC (când generatorul este modelat în coordonate d, q) (Munteanu I. *et al.*, 2008; Leonhard W., 2001).

Al doilea nivel de conducere automată se realizează prin bucla de viteză unghiulară la arborele rapid. Această buclă de reglare este necesară nu doar pentru reglarea puterii captate în zona 2a, ci și pentru protecția la supra viteze. Bucla de viteză unghiulară utilizează un regulator PI a cărui referință, variabilă în zona 2a și limitată la valoarea Ω_{lim} în zonele 2b și 3, este impusă de către un regulator de putere al nivelului trei de conducere automată.

Al treilea nivel de conducere automată include două bucle de reglare a puterii, fiecare fiind prevăzute cu câte un regulator PI cu structură antiwindup. Bucla de putere care impune referința buclei de viteză unghiulară în zona 2 are regulatorul de putere cu referința P_{em2}^* (vezi Fig. 7.1). Această referință asigură funcționarea turbinei eoliene pe CRO. Expresia ei este dată de relația:

$$P_{em2}^* = K \left(\frac{\Omega_h}{i} \right)^3 \quad (7.1)$$

în care i este raportul de transmisie al multiplicatorului de turație, iar $K = 0.5\rho\pi \cdot (C_p(\lambda_{opt}, \beta_0) / \lambda_{opt}^3) \cdot R^5$, unde $C_p(\lambda_{opt}, \beta_0)$ este coeficientul de putere optimal, corespunzător vitezei specifice optime λ_{opt} .

Al doilea regulator de putere aparține buclei de limitare a puterii în zona 3. El impune referința β^* servomecanismului de înclinare a palei (servo-pitch). Deci, valoarea impusă unghiului de calaj este constantă (setată la valoarea β_0) în zonele 2a și 2b și variabilă în zona 3. Referința corespunzătoare acestui regulator de putere este P_{em3}^* și reprezintă valoarea nominală la care trebuie limitată puterea captată, când sistemul eolian funcționează în zona 3.

Modelarea sistemului eolian condus corespunde sistemului eolian de mare putere cu pas variabil, având GARSC comandat vectorial și mecanism de transmisie flexibil, analizat în cadrul Secțiunii 3.3 din Capitolul 3. Fluctuațiile vitezei vântului sunt modelate pe pală într-un punct situat la distanța r față de axa rotorului, conform Secțiunii 3.3.7, în interacțiune cu fluctuațiile de aer datorate dinamicii induse de mișcarea structurii mecanice.

7.3 Funcționarea neliniară a sistemului

Pentru a evidenția aspecte importante ale funcționării neliniare a SCEE, s-a realizat o analiză numerică a sistemului pentru diverse ipoteze privind proprietățile vitezei vântului și

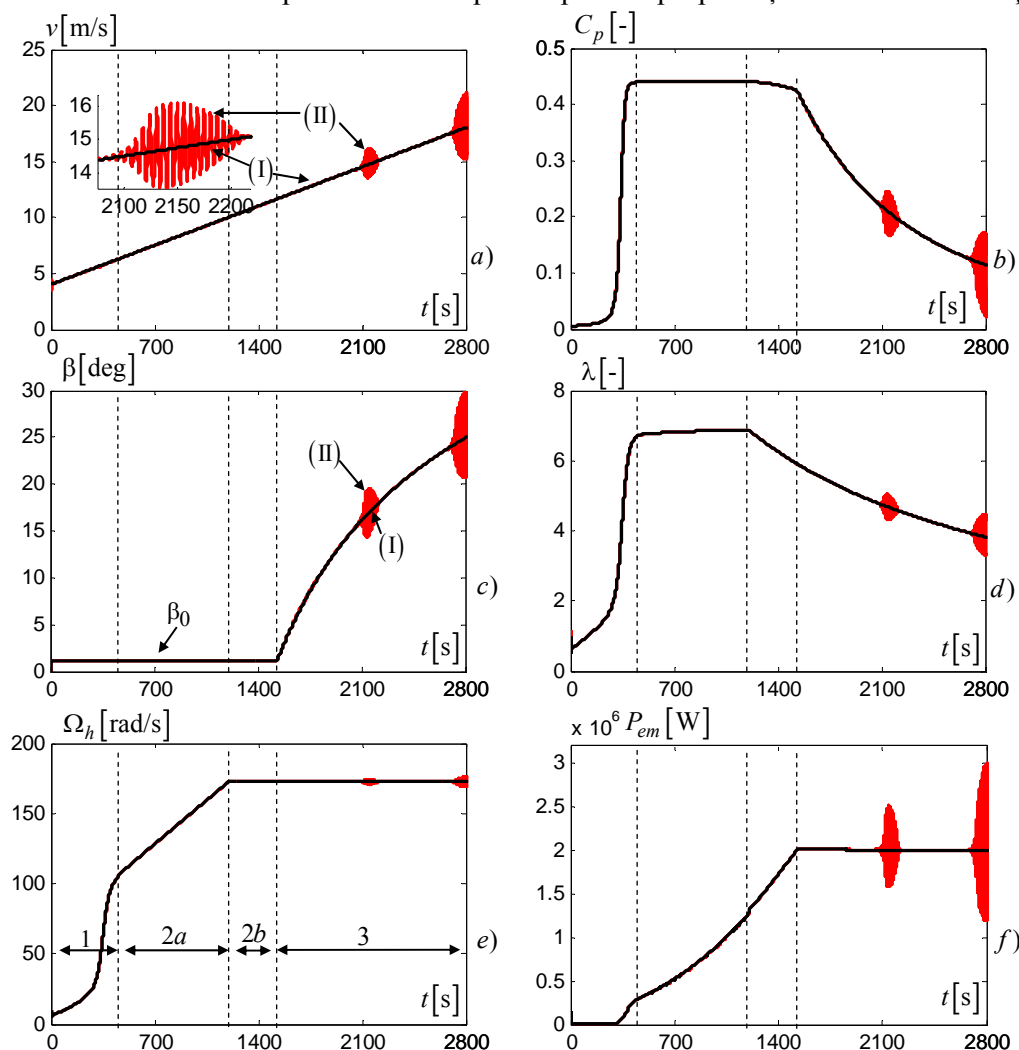


Fig. 7.2 Evoluția mărimilor SCEE neliniare: a) viteza relativă a vântului; b) coeficientul de putere; c) unghiul de calaj; d) viteza specifică; e) viteza unghiulară la arborele rapid; f) puterea electromagnetică

parametrii reguletoarelor buclelor de putere. *Toate scenariile studiate au la bază variația în rampă, suficient de lentă, a valorii medii a vitezei vântului, v_m .* Inițial sunt evidențiate proprietățile esențiale ale SCEE, atunci când componenta de turbulență și componentele periodice ale vitezei vântului sunt considerate nule, deci $v = v_m$. În aceste circumstanțe, comportamentul sistemului eolian poate fi analizat în două cazuri:

I) când se neglijează acțiunea reciprocă dintre fluctuațiile de vânt pe pală și dinamica cuplajului turn-pale, astfel încât componenta $\dot{d}(t) + r \cdot \dot{\zeta}(t)$, care aparține expresiei (3.57) este neglijată;

II) când este considerată componenta menționată anterior și modelul mișcării relative a masei de aer la nivelul palei este $v_r(t) = v_m(t) - (\dot{d}(t) + r \cdot \dot{\zeta}(t))$.

Evoluțiile mărimilor în cele două cazuri menționate sunt reprezentate suprapus în Fig. 7.2. Pentru cazul (I) s-a utilizat o reprezentare cu linie groasă de culoare neagră, iar pentru cazul (II) s-a utilizat o reprezentare cu linie subțire roșie. Prin verticalele punctate s-au evidențiat zonele de funcționare ale SCEE: o zonă a regimului dinamic de pornire (1), o zonă de optimizare energetică în regiunea de sarcină parțială (2a), o zonă de limitare a vitezei unghiulare la arbore în regiunea de sarcină parțială (2b) și o zonă de limitare a puterii captată (3). Se poate observa că, atunci când este considerată interacțiunea sistemului eolian cu dinamica ansamblului turn-pală, apar regimuri de funcționare instabilă a sistemului eolian în zona 3, la o valoare medie a vitezei vântului de aproximativ 14.5 m/s și respectiv 19 m/s. Rezultatul prezentat în Fig. 7.2 corespunde cazului când reguletoarele de putere sunt de tip PI, *având valori constante, prestabilite, ale parametrilor.*

7.4 Liniarizarea SCEE de mare putere

Pentru a analiza stabilitatea SCEE în zona de sarcină totală, modelul matematic neliniar al procesului reglat, aferent buclei de putere, trebuie liniarizat în diferite puncte de funcționare ale zonei 3. Liniarizarea s-a obținut prin utilizarea instrucțiunii *linmod* din Matlab. Punctul de funcționare considerat inițial pentru liniarizare este: $\bar{v} = 12$ m/s, $\bar{\beta} = 3.93$ deg, $\bar{\Omega}_h = 172.5$ rad/s, $\bar{M}_e = 1.2e6$ Nm, $\bar{P}_{em} = 2e6$ W.

Liniarizarea *întregului sistem* a condus la obținerea unui sistem liniar cu un ordin foarte mare, cu o caracteristică de frecvență extinsă într-o bandă de frecvențe pe 10 decade și cu proprietăți care nu corespund realității fizice. Explicația rezultă din complexitatea foarte ridicată a sistemului. Din această cauză s-a recurs la o procedură de liniarizare în două etape. Mai întâi s-a liniarizat subsistemul aerodinamic, cu structura din Fig. 7.6, în raport cu trei mărimi de intrare (valoarea medie a vitezei vântului v_m , unghiul de înclinare a palei β și viteza unghiulară la arborele lent Ω_l) și trei mărimi de ieșire (cuplul eolian M_e , deplasarea axială a nacelei d (datorată mișcării turnului) și deplasarea unghiulară a palei ζ). Apoi s-a liniarizat subsistemul electromecanic, cu structura din Fig. 7.13, în raport cu o mărime de intrare (cuplul eolian M_e) și trei mărimi de ieșire (puterea electromagnetică P_{em} , care este variabila de ieșire de la nivelul

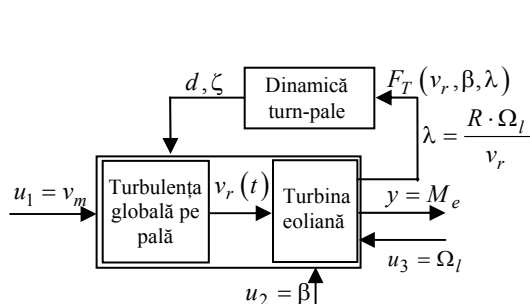


Fig. 7.6 Subsistemul aerodinamic

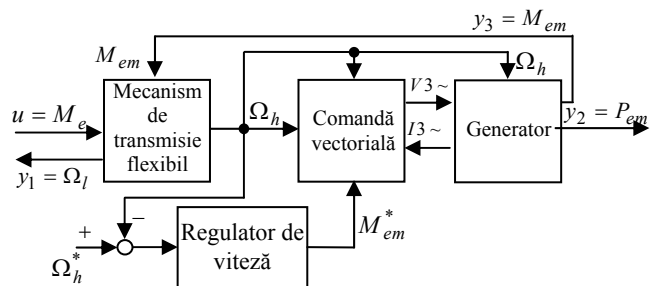


Fig. 7.13 Schema bloc a subsistemului electromecanic al SCEE

întregului sistem, cuplul electromagnetic M_{em} și viteza unghiulară Ω_l , care este variabilă de interacțiune cu subsistemul din amonte).

Pentru subsistemul aerodinamic s-au obținut 9 funcții de transfer, pentru toate combinațiile posibile de transfer dintre mărimile de intrare și cele de ieșire: $H_{v_r,d}(s)$, $H_{v_r,\zeta}(s)$, k_{v_r,M_e} , $H_{\beta d}(s)$, $H_{\beta\zeta}(s)$, $k_{\beta M_e}$, $H_{\Omega_l d}(s)$, $H_{\Omega_l\zeta}(s)$ și $k_{\Omega_l M_e}$. Pentru subsistemul electromecanic s-au obținut trei funcții de transfer $H_{M_e P_{em}}(s)$, $H_{M_e M_{em}}(s)$ și $H_{M_e \Omega_l}(s)$.

Prin cuplarea celor două subsisteme liniarizate (vezi Fig. 7.7), rezultă modelul liniarizat global al SCEE. Cuplajul dintre cele două subsisteme, subsistemul aerodinamic și cel electromecanic, se realizează prin intermediul variațiilor cuplului eolian, ΔM_e , și variației vitezei unghiulare, $\Delta \Omega_l$, ca mărime de reacție.

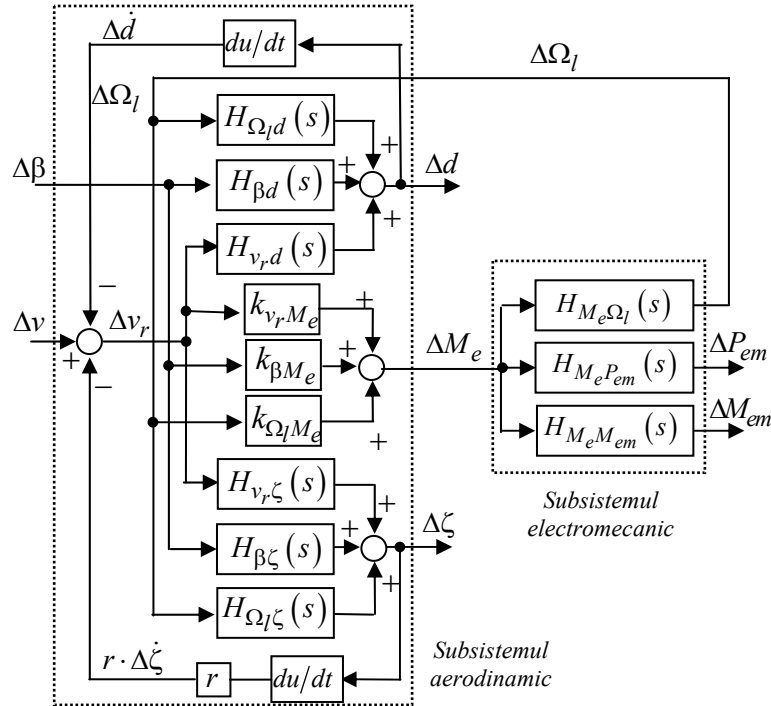


Fig. 7.7 SCEE liniarizat

Se poate obține astfel funcția de transfer care descrie transferul direct $\Delta\beta \rightarrow \Delta P_{em}$. Această funcție de transfer este:

$$\frac{\Delta P_{em}(s)}{\Delta\beta(s)} = \frac{k_{\beta M_e} H_{M_e P_{em}}(s) (1 + sH_{v_r d}(s) + r \cdot sH_{v_r \zeta}(s))}{A(s) + s \cdot B(s)} - \frac{sk_{v_r M_e} H_{M_e P_{em}}(H_{\beta d}(s) + r \cdot H_{\beta \zeta}(s))}{A(s) + s \cdot B(s)} \quad (7.17)$$

unde:

$$A(s) = (1 - k_{\Omega_l T_w} H_{T_w \Omega_l}(s)) (1 + sH_{v_r d}(s) + r \cdot sH_{v_r \zeta}(s)), \quad B(s) = k_{v_r M_e} H_{M_e \Omega_l}(s) (H_{\Omega_l d}(s) + r \cdot H_{\Omega_l \zeta}(s))$$

Pentru aceasta funcție de transfer, considerată ca proces al buclei de putere, se trasează locurile lui Nyquist și diagramele Bode pentru trei puncte de funcționare (vezi Fig. 7.19). Un punct este situat la viteza vântului de 12 m/s, în zona de stabilitate din zona 3, un punct la 14m/s, corespunzător zonei de instabilitate, și un punct la 17 m/s, când sistemul își recapătă stabilitatea.

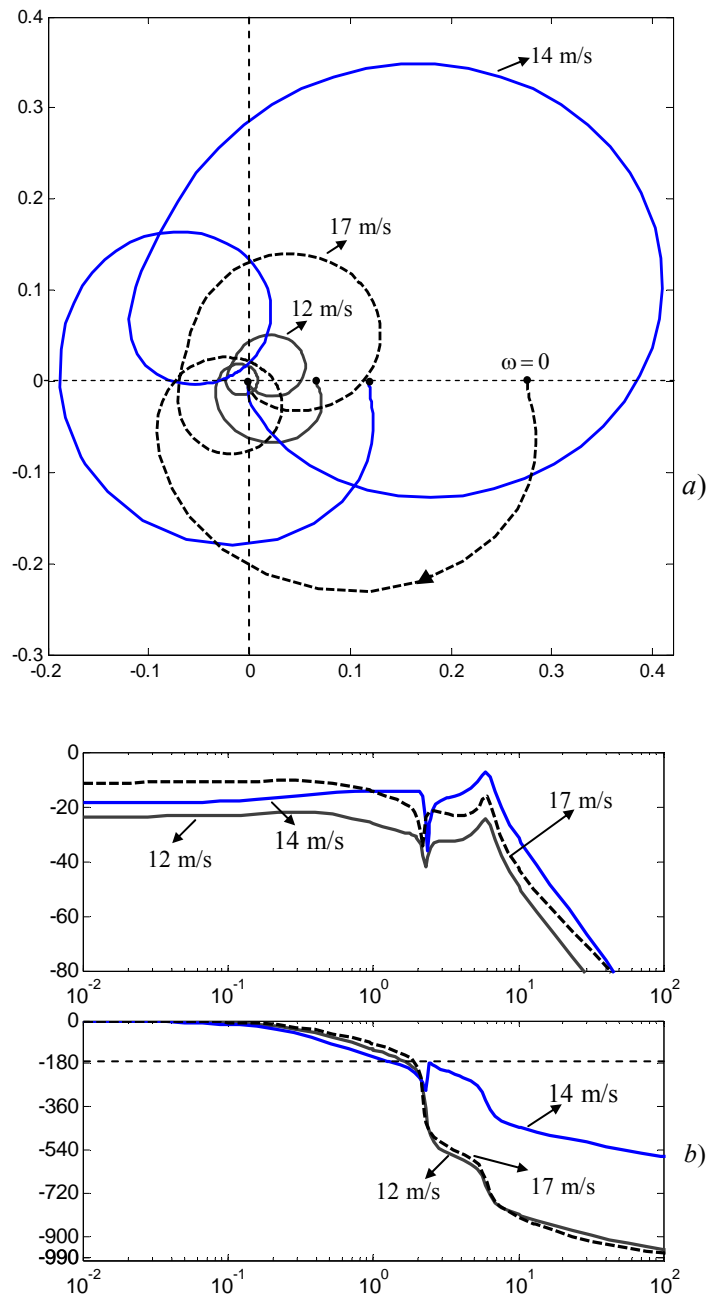


Fig. 7.19 Pentru transferul $\Delta\beta \rightarrow \Delta P_{em}$: a) Diagrama Nyquist; b) Diagrama Bode

Se confirmă din aceste reprezentări grafice că, pentru $v_m = 14$ m/s, se obține o reducere evidentă a rezervei de stabilitate a sistemului, datorită creșterii excesive a amplificării la frecvențe medii.

În Fig. 7.22 este prezentată distribuția poli-zerouri a procesului condus din bucla de putere funcționând în zona 3, pentru mai multe puncte de funcționare. Din analiza distribuției polilor și zerourilor, se constată o deplasare a zerourilor situate în imediata vecinătate a axei reale. *Are loc o migrare a acestor zerouri din semiplanul stâng în semiplanul drept, și invers, care determină modificări dramatice ale caracteristicii de fază a sistemului, iar aceste modificări au un potențial ridicat de influență în privința stabilității buclei de reglare automată a puterii.*

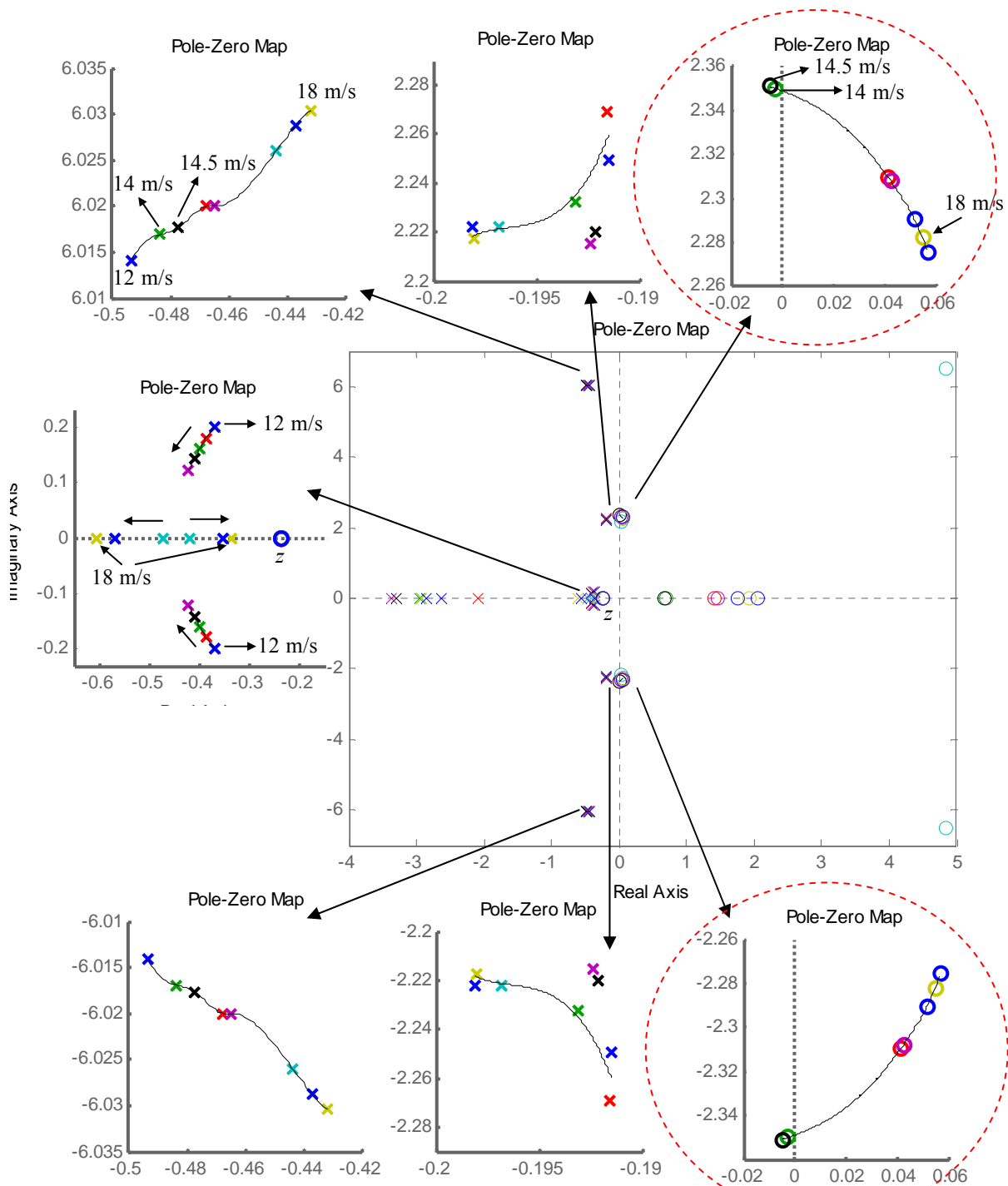


Fig. 7.22 Distribuția poli-zerouri a procesului condus din bucla de putere funcționând în zona 3

7.5 Sinteza legii de comandă din bucla de reglare a puterii în zona 3

În continuare, se consideră că bucla de reglare a puterii funcționează cu regulatorul PI având funcția de transfer din Secțiunea 7.3: $H(s) = k_p \frac{(T_i s + 1)}{T_i s}$, unde $k_p = 5$ și $T_i = 2$. În Fig. 7.24 este dat locul de transfer al circuitului deschis al buclei de putere cu regulator PI, în punctele de funcționare 1 (albastru), 2 (roșu) și 3 (negru). **Se constată că în punctele 1 și 3 sistemul este stabil,**

iar în punctul 2 – sistemul este instabil, ceea ce corespunde cu rezultatul obținut prin simulare numerică, în cadrul Secțiunii 7.3.

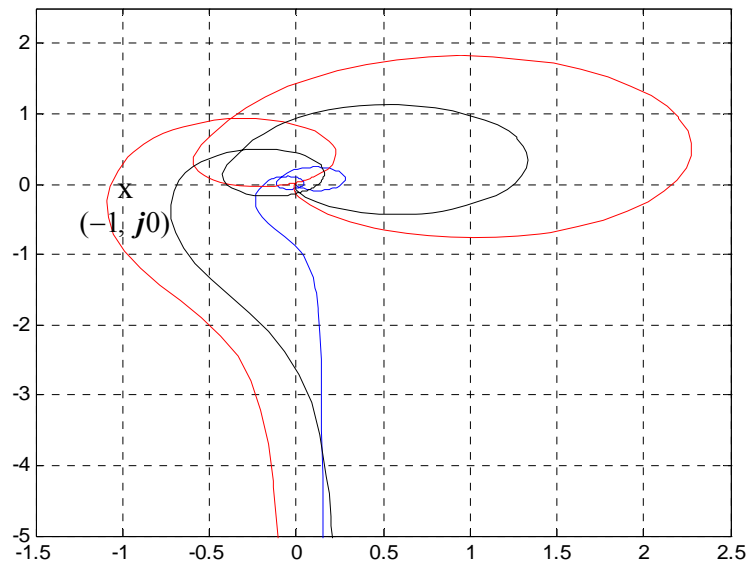


Fig. 7.24 Locul de transfer al circuitului deschis al buclei de putere cu regulator PI ($k_p = 5$ și $T_i = 2$), în punctele de funcționare 1 (albastru), 2 (roșu) și 3 (negru)

O constatare mai generală care se poate menționa este că parametrii regulatorului trebuie să fie adecvați punctelor de funcționare în care lucrează sistemul, chiar dacă în aceste puncte este asigurată stabilitatea. Este evident faptul că regulatorul trebuie să fie adaptiv, iar cea mai adecvată posibilitate de asigurare a adaptării – în condițiile când viteza medie a vântului este măsurabilă – este dată de procedura de tip gain-scheduling.

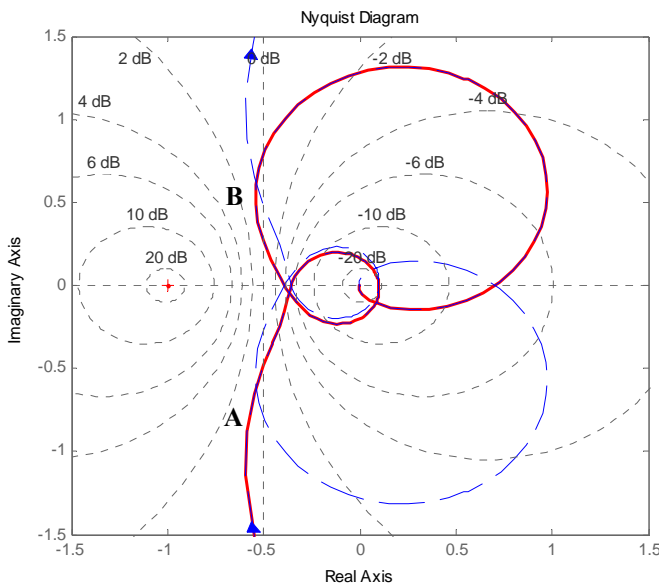


Fig. 7.26 Locul de transfer al circuitului deschis al buclei de putere cu regulator PID

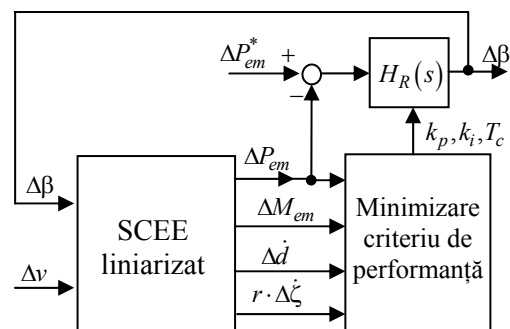


Fig. 7.30 Schema de principiu a procedurii de optimizare

Forma caracteristicii Nyquist în zona frecvențelor medii (vezi caracteristica Nyquist corespunzătoare punctului de funcționare de la 12 m/s din Fig. 7.24) sugerează necesitatea

creșterii amplificării la aceste frecvențe, care se poate face cu un bloc de tip „avans de fază” introdus în regulator, cu funcția de transfer $\frac{T_c s + 1}{T_p s + 1}$, în care $T_c \gg T_p$.

Funcția de transfer rezultată pentru regulatorul de putere corespunde unui regulator de tip PID și are forma:

$$H(s) = k_p \frac{(T_i s + 1)}{T_i s} \cdot \frac{T_c s + 1}{T_p s + 1} \quad (7.28)$$

Parametrii acesteia k_p , T_i , T_c ($T_p = 0.1$ s) se pot determina printr-o **procedură de acordare grafică interactivă**, care presupune ca marginea de fază și marginea de amplificare, definite în raport cu zonele A și B să fie practic egale (vezi Fig. 7.26 – caz în care este îndeplinită cerința, existând o simetrie a celor două zone în raport cu punctul critic).

O a doua variantă ce poate fi utilizată pentru acordare parametrilor regulatorului de putere presupune o procedură de optimizare. Această procedură presupune definirea unui „domeniu admisibil” în spațiul parametrilor ajustabili ai regulatorului, k_p , T_i și T_c , astfel încât fiecărui punct ($\mathbf{p} = [k_p \quad k_i \quad T_c]^T$, ($k_i = 1/T_i$)) din acest domeniu să-i corespundă valori „rezonabile” ale marginilor de amplificare și de fază, chiar dacă nu se respectă cerința de simetrie a locurilor Nichols și Nyquist în zona frecvențelor medii.

În acest „domeniu admisibil” se impune minimizarea unui criteriu de performanță, utilizând algoritmi de optimizare parametrică cu restricții. Criteriul de performanță în raport cu care se poate face optimizarea poate fi:

$$I(\mathbf{p}) = \sum_k \mathbf{x}_k^T(\mathbf{p}) \mathbf{W} \mathbf{x}_k(\mathbf{p}) \quad (7.33)$$

unde k este pasul curent din regimul dinamic creat prin acțiunea mărimilor Δv_k și $\Delta \beta_k$, iar \mathbf{W} este o matrice de ponderare a termenilor pătratici ce exprimă solicitările mecanice.

Vectorul \mathbf{x} are forma:

$$\mathbf{x} = [\Delta P_{em}^* \quad \Delta M_{em}^* \quad \Delta \dot{d}^* \quad r \cdot \Delta \dot{\zeta}^*]^T \quad (7.32)$$

Acesta este vectorul variabilelor scalate din sistem, care interesează în problema optimizării. Scalarea acestor variabile, pornind de la ΔP_{em} , ΔM_{em} , $\Delta \dot{d}$ și $r \cdot \Delta \dot{\zeta}$, vezi Fig. 7.30, este făcută pentru a corespunde aceluiași domeniu de variație, în regimul dinamic generat de variațiile vitezei vântului Δv și ale unghiului de calare a palelor $\Delta \beta$.

Variante particulare ale criteriului de performanță pot fi:

$$I(\mathbf{p}) = w_1 \cdot \sigma_{\Delta P_{em}}(\mathbf{p}) + w_2 \cdot \sigma_{\Delta M_{em}}(\mathbf{p}) + w_3 \cdot \sigma_{\Delta \dot{d}}(\mathbf{p}) + w_4 \cdot \sigma_{r \cdot \Delta \dot{\zeta}}(\mathbf{p}) \quad (7.44)$$

sau

$$I(\mathbf{p}) = w_1 \sigma_{\Delta P_{em}}^2(\mathbf{p}) + w_2 \cdot \sigma_{\Delta M_{em}}^2(\mathbf{p}) + w_3 \cdot \sigma_{\Delta \dot{d}}^2(\mathbf{p}) + w_4 \cdot \sigma_{r \cdot \Delta \dot{\zeta}}^2(\mathbf{p}) , \quad (7.45)$$

în care σ_x este abaterea standard a variabilei x , iar w_x este ponderea dată componentei x .

Minimizarea criteriului de performanță se poate realiza:

- fie printr-o procedură algoritmică de căutare pornind de la un punct inițial \mathbf{p}_0 , care face parte din „domeniu admisibil” definit;

- fie printr-o procedură exhaustivă de căutare a minimumului, astfel încât vectorul \mathbf{p} să se mențină în „domeniul admisibil”. În acest caz există avantajul obținerii unor informații utile privind sensibilitatea funcției criteriu în raport cu parametrii regulatorului.

De exemplu, pentru cea de a doua variantă, se stabilește domeniul admisibil:

$$k_p \in [-7, -4]; \quad k_i \in [0.7, 2.1]; \quad T_c \in [0.2, 1] \quad (7.46)$$

Pentru acest domeniu, în Fig. 7.34 este ilustrată evoluția criteriului de performanță $I(k_i, k_p)$, pentru două valori diferite ale constantei de timp a elementului cu avans de fază: $T_c = 0.2$ s și $T_c = 0.8$ s. Se remarcă faptul că există o valoare a coeficientului de amplificare k_p , la care sensibilitatea criteriului de performanță în raport cu ceilalți doi parametri, k_i și T_c , este foarte redusă. Această valoare este $k_p = -5$, așa cum se observă din Fig. 7.34.a și b. Aici, curbele aferente valorii $k_p = -5$, pentru $T_c = 0.2$ s și, respectiv, $T_c = 0.8$ s sunt îngroșate.

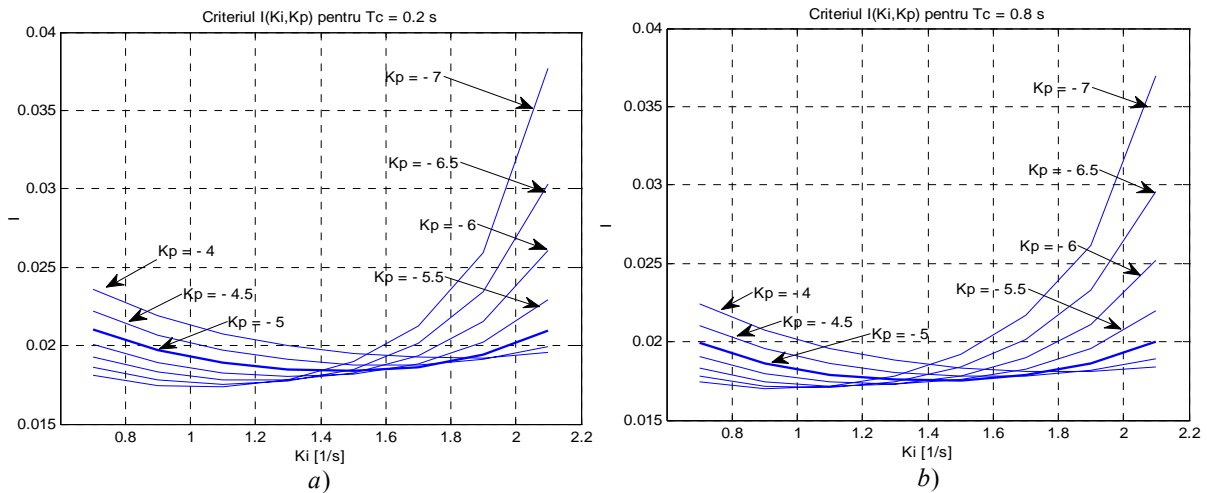


Fig. 7.34 Evoluția criteriului de performanță $I(k_i, k_p)$ pentru $T_c = 0.2$ s (a) și pentru $T_c = 0.8$ s (b)

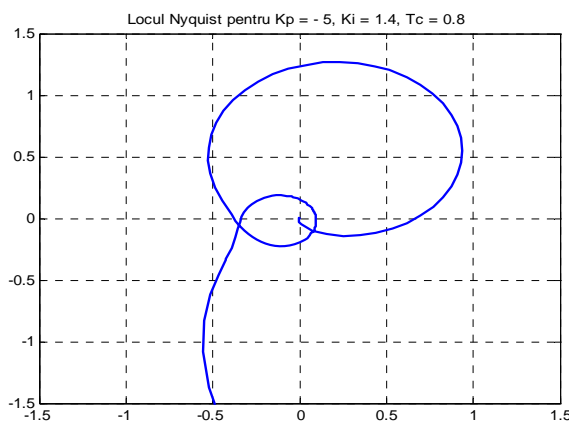


Fig. 7.35 Locul Nyquist al circuitului deschis la acordarea în raport cu criteriul (7.45)

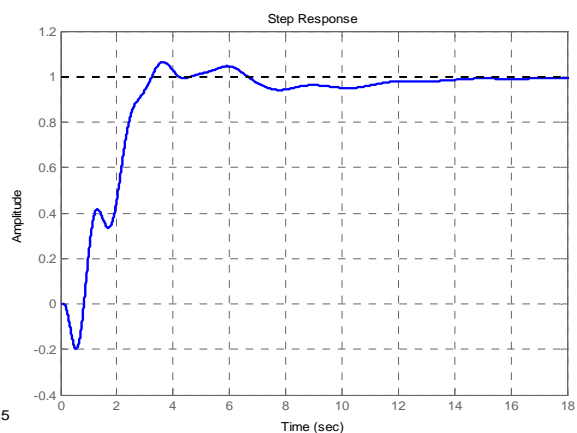


Fig. 7.36 Răspunsul indicial al sistemului la acordarea în raport cu criteriul (7.45)

Rezultă că valorile acceptabile ale parametrilor regulatorului, la care criteriul de performanță se află în vecinătatea minimumului, sunt $k_p = -5$; $k_i = 1.4 [1/s]$; $T_c = 0.8 s$. În acest caz, locul Nyquist al circuitului deschis și răspunsul indicial al sistemului în circuit închis sunt date în Fig. 7.35, respectiv 7.36.

Capitolul 8

Concluzii finale și contribuții

8.2 Contribuții

În opinia autoarei, contribuțiile originale din cadrul tezei, pot fi considerate următoarele:

În Capitolul 2

- stabilirea unei proceduri de sinteză a unui filtru de formare parametric, care generează turbulența rotațională ca o serie de timp. Procedura propusă permite generarea componentei de turbulență rotațională într-un anumit punct de pe pala turbinei, pentru proprietăți date ale sitului (lungimea de rugozitate a solului, lungimea de turbulență, înălțimea față de sol) și ale vântului (viteza medie a vântului, intensitatea de turbulență) și include două etape principale:
 - obținerea spectrului rotațional cu eșantionare, corespunzător fluctuației de vânt rotaționale, utilizând metode corelaționale aplicate modelului spectral von Karman;
 - parametrizarea filtrului de formare neparametric, aferent spectrului rotațional dedus în prima etapă, minimizând un criteriu de optimizare parametrică, bazat pe eroarea de aproximare a modelului rotațional neparametric prin cel parametric;
- modelarea componentelor periodice ale vitezei vântului, datorate efectelor de forfecare a vântului și de umbră a turnului.

În Capitolul 3

- obținerea unui model complex al vitezei vântului, care conține efectul interacțiunii deplasării turnului și palelor cu turbulența rotațională într-un punct pe pala turbinei și cu componentele periodice, datorate efectelor de forfecare și de umbră;
- obținerea unei structuri complete de simulare numerică a unui sistem eolian de tip multimegawatt, în care mărimile de intrare (adică, viteza vântului, comanda unghiului de calare a palelor și referința buclei de reglare a vitezei unghiulare) produc regimurile dinamice ale turnului, palelor turbinei, transmisiei mecanice și generatorului asincron comandat vectorial.

În Capitolul 4

- adoptarea unei structuri de control care vizează limitarea puterii în regiunea de sarcină totală, prin regimul de desprindere aerodinamică, utilizând controlul vitezei unghiulare la arbore (strategie numită *active speed stall*). Pentru sistemele de mică putere este argumentată viabilitatea acestei structuri de control, formată dintr-o buclă majoră de putere, care subordonează o buclă intermediară de viteză unghiulară și o buclă minoră de curent;
- stabilirea unei strategii de control pentru asigurarea stabilității și a tranzițiilor netede între regimurile de sarcină parțială și de sarcină totală, pe baza următoarelor idei:
 - introducerea în regimul de sarcină parțială a unei regiuni de viteză unghiulară constantă, prin limitarea comenzii regulatorului de putere;

- utilizarea unui regulator de putere ai cărui parametri sunt comutați simultan cu referința buclei de putere, astfel încât faza comenzii să se conserve;
- aplicarea comenzii de comutare la o valoare a puterii inferioară celei nominale, când ieșirea regulatorului de putere este în saturație, astfel încât referința de viteză unghiulară să rămână neschimbată.
- obținerea relațiilor pentru alegerea parametrilor mecanismului de comutație;
- validarea experimentală a structurii de control propuse.

În Capitolul 5

- sinteza parametrilor unici ai regulatorului de viteză, pe baza unui compromis care vizează performanțe satisfăcătoare atât în regimul de optimizare, cât și în cel de limitare;
- deducerea modelelor proceselor conduse din buclele de reglare a puterii, în regimurile de sarcină parțială și de sarcină totală;
- sinteza parametrilor regulatorului buclei de putere în cele două regimuri, cu utilizarea criteriului general al modului (metoda maximului plat) în zona de limitare a puterii, când procesul este de fază neminimă;
- validarea experimentală a soluțiilor, precum și a comportamentului dinamic al buclelor, la tranzițiile – într-un sens sau altul – între zonele 2a, 2b și 3.

În Capitolul 6

- introducerea unui nou grad de libertate în structura de conducere automată a unui sistem eolian dotat cu generator asincron comandat vectorial, utilizând un bloc ce creează o dependență liniară cu pantă ajustabilă între viteza unghiulară și cuplul electromagnetic de referință impus comenzii vectoriale a generatorului. Valoarea acestei pante servește la negocierea între două obiective principale: timp minim de răspuns, *versus* variații minime ale cuplului electromagnetic;
- analiza comparativă a funcționării și stabilității sistemului clasic și a sistemului ce utilizează blocul de dependență cu pantă ajustabilă între viteza unghiulară și cuplul electromagnetic.

În Capitolul 7

- stabilirea strategiei de conducere automată a unui sistem eolian de mare putere, cu generator asincron comandat vectorial, și evidențierea particularităților sistemului de reglare a puterii în zona 3, în sensul că – la utilizarea unui regulator tipizat – este posibilă obținerea unei succesiuni de regimuri de funcționare stabilă și instabilă, la creșterea monotonă a vitezei vântului;
- analiza prin metode frecvențiale a proprietăților dinamice ale sistemului de reglare a puterii în zona 3, prin considerarea modelelor liniarizate ale sistemului în diferite puncte de funcționare;
- stabilirea unei proceduri de alegere a parametrilor unui regulator tipizat PID în planul Nichols, prin asigurarea unei cerințe de simetrie a caracteristicii $A_{dB} - \varphi$, la frecvențe medii, și adoptarea unei strategii de conducere de tip gain-scheduling, având în vedere caracterul variant al sistemului;
- introducerea unei proceduri de determinare a parametrilor regulatorului buclei de putere în zona 3, astfel încât – alături de asigurarea unei rezerve de stabilitate – să se impună și cerința de limitare a solicitărilor din structura mecanică a sistemului.

8.3 Diseminarea rezultatelor

Diseminarea rezultatelor s-a făcut prin publicarea unui număr de 8 articole, toate ca prim autor, dintre care două ca unic autor. Dintre articolele publicate, o lucrare este publicată într-o revistă cotate ISI, două sunt în publicații de tip anale, fiind de categorie B+, o lucrare este în Scopus și în ISI Proceedings, trei lucrări sunt în baza IEEE. Lucrarea prezentată la *World Energy Systems Conference 2012* este premiată cu locul II (de excelență Doctor Habilis Vasile Nitu), (din 130 lucrări).

A. Articol publicat în revistă cotate ISI

Burlibașa (Scarlat) A., Munteanu I., Bratcu A. I. (2012d) *Control Law Design of a Low-power Wind Energy System Using Active Speed Stall Techniques*, CEAI – Control Engineering and Applied Informatics Journal, vol. 13, nr. 3, pag. 15-24 (**factor de impact 0.338**)

A.1 Articol în curs de recenzare în revistă cotate ISI

Burlibașa (Scarlat) A., Munteanu I., Bratcu A.I. (2012) *Unitary Power Control Strategy for Low- Power WECS Using Active Speed Stall Control for Full Load Regime*. IET Journal-Renewable Power Generation

B. Articole în publicații ISI Proceedings

Scarlat A., Munteanu I., Bratcu A. I., Ceangă E. (2010) *Stability analysis for an improved power optimization method applied to a wind energy conversion system*, 3rd International Symposium on Electrical and Electronics Engineering, ISEEE 2010, Galați, România, Proceedings, pag. 187-192 (în Scopus, **IEEE** Catalog Number CFP1093K-PRT)

Burlibașa (Scarlat) A. (2012b) *Wind speed modelling for large wind turbines: interacting with tower and blades dynamics*, 16th International Conference on System Theory, Control and Computing - ICSTCC2012, 12-14 octombrie (**IEEE** Catalog Number CFP1236P-CDR, acceptată pentru indexare ISI)

Burlibașa (Scarlat) A. (2012c) *Large band modelling of multi megawatt wind systems for dynamics analysis and control*, 16th International Conference on System Theory, Control and Computing - ICSTCC2012, 12-14 octombrie (**IEEE** Catalog Number CFP1236P-CDR, acceptată pentru indexare ISI)

C. Articole publicate în reviste categoria B+

Scarlat A., Munteanu I., Bratcu A. I., Ceangă E. (2010) *Use of a configurable torque-speed dependence for power maximization of squirrel-cage-induction-generator-based wind energy conversion system*, Buletinul Institutului Politehnic din Iași, Tomul LVI (LX), Fasc. 4, pag.41-60

Burlibașa (Scarlat) A., Ceangă E. (2012a) *Numerical simulation of the rotationally sampled wind speed for large wind turbines*, World Energy Systems Conference 2012 Suceava, Buletinul AGIR, XVII, nr. 2, aprilie-iunie, ISSN 2247-3548, pag. 235-242, **premiul II de excelență Doctor Habilis Vasile Nitu**

D. Lucrări publicate în volume la conferințe internaționale

Scarlat A., Munteanu I., Bratcu A. I., Ceangă E., (2011) *Control and management of high-power wind energy conversion system operating regimes: towards aerodynamic-compliant*

energy performance, 18th International Conference on Control Systems and Computer Science, Proceedings pag. 192-199, vol.1, ISSN 2066-4451

Scarlat A., Munteanu I., Bratcu A.I., Ceangă E. (2010) *Improved power optimization method for squirrel-cage-induction-generator-based wind energy conversion systems*, The 14th International Conference on System Theory and Control, Sinaia, Romania, Proceedings pag. 491-496

Bibliografie (extras)

Åström K. J., Hägglund T. (1995) *PID controllers: theory, design and tuning*, 2nd edn. Instrument Society of America

Bang D., Polinder H., Shrestha G., Ferreira J. A., van Rooij R.P.J.O.M (2007) “New active speed stall control compared to pitch control for direct-drive wind turbines”, EWEC (European Wind Energy Conference & Exhibition), Milano, Italia, 7-10 mai

Bianchi F. D., Mantz R. J., Christiansen C. F. (2005) Gain scheduling control of variable-speed wind energy conversion systems using quasi-LPV models, *Control Engineering Practice* vol. 13, nr. 2, pag. 247-255

Bianchi F., Battista H., Mantz R.J. (2006) *Wind turbine control systems – Principles, modelling and gain scheduling design*. Springer-Verlag, London

Boukezzar A., Lupu L., Siguerdidjane, Hand M. (2007) Multivariable control strategy for variable pitch wind turbines, *Renewable Energy Elsevier*, vol 32, pag. 1273-1287

Burton T., Sharpe D., Jenkins N., Bossanyi E. (2001), *Wind energy handbook*, John Wiley & Sons, New-York

Camblong H., Rodriguez M., Puiggali J. R., Abad G. (2002) Comparison of different control strategies to study power quality in a variable speed wind turbine, *Proceedings of the 1st World Wind Energy Conference*

Camblong H. (2007) Digital robust control of variable speed pitch regulated wind turbine for above rated wind speeds. *Control Engineering Practice*

Ceangă E., Protin L., Nichita C., Cutululis N. A. (2001) *Theory of control systems (în Franceză: Théorie de la commande des systèmes)*. Editura Tehnică, București, România

Cutululis N. A. (2005) *Contribuții privind sinteza strategiilor de conducere automată în sistemele de conversie a energiilor neconvenționale cu structuri hibride*. Teză de doctorat la Universitatea “Dunărea de Jos” din Galați

Dominguez S., Leithead W. E., (2006) Size related performance limitations on wind turbine control systems. In: *European Wind Energy Conference –EWEC*, 6 pagini

Diop A. D., (1999) *Contribution au développement d’un simulateur électromécanique d’aérogénérateur : simulation et commande en temps réel d’une turbine éolienne de puissance moyenne à angle de calage variable*, teză de doctorat, Université du Havre, France (în Franceză)

Diop A. D., Ceangă.E., Rétimeau J.-L., Méthot J.-F., Ilinca A. (2007) Real Time Three-dimensional Wind Simulation for Windmill Rig Tests, *Renewable Energy*, vol. 32, pag. 2268-2290

Ekelund T. (1997) *Modeling and linear quadratic optimal control of wind turbines*, teză de doctorat, Chalmers University of Göteborg, Suedia

- Iov F. (2003) Contributions to modelling, analysis and simulation of AC drive systems application to large wind turbines, teză de doctorat la Universitatea „Dunărea de Jos” din Galați
- Iov F., Hansen A. D., Sørensen P., Blaabjerg F. (2004) Wind Turbine Blockset in Matlab/Simulink, General Overview and Description of the Models, Institute of Energy Technology, Aalborg University
- Leithead W. E. (1990) Dependence of performance of variable speed wind turbines on the turbulence, dynamics and control. IEE Proceedings, vol. 137, nr. 6, pag. 403-413
- Leonhard W. (2001) Control of electrical drives, 3rd edition. Springer, Berlin Heidelberg, New-York
- Munteanu I., Bratcu A. I., Cutululis N. A., Ceangă E. (2008) Optimal control of wind energy systems – towards a global approach. Springer-Verlag London, IEEE Int. Electric Machines and Drives Conf., Antalia, Turcia, 3-5 Mai
- Nichita C., Luca D., Dakyo B., Ceangă E. (2002) Large band simulation of the wind speed for real time wind turbine simulators, IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 17, nr. 4, pag. 523-529
- Nichita C., Diop A. D., Belhache J. J., Dakyo B., Protin L. (1998) Control structures analysis for a real time wind system simulator. Wind Engineering, vol. 22 (6), pag. 275-286
- Pintea A. (2011) Optimal robust control of horizontal variable speed wind turbines, teză de doctorat, Universitatea Politehnica din București, 2011
- Polinder H., Bang D., van Rooij R.P.J.O.M., McDonald A.S, Mueller M. A. (2007) 10 MW Wind turbine direct- drive generator design with pitch or active speed stall control, IEEE Int. Electric Machines and Drives Conf., Antalia, Turcia, 3-5 mai
- Saïd N. (2012) Commande Optimale d’Aérogénérateurs pour la Réduction de la Fatigue Mécanique et la Régulation Primaire de Fréquence de Réseau, teză de doctorat, Laboratoire de Recherche de l’École Supérieur de Technologie Industrielle Avancée (ESTIA) de Bidart
- Veers P. S. (1988) Three-dimensional wind simulation, Applied Mechanics Division IV, Raport Sandia SAND88-0152, Sandia National Laboratories Albuquerque, New Mexico
- Wilkie J., Leithead W. E., Anderson C. (1990) Modelling of wind turbines by simple models, Wind Engineering, vol. 4, pag. 247-274