

CONTRIBUȚII LA DEZVOLTAREA UNOR STRUCTURI DE SISTEME PENTRU CONVERSIA ENERGIEI EOLIENE ÎN ENERGIE ELECTRICĂ

Teză destinată obținerii
titlului științific de doctor inginer
la
Universitatea Politehnica Timișoara
în domeniul INGINERIA SISTEMELOR
de către

Ing. Radu Boraci

Conducător științific: prof.univ.dr.ing. Octavian Proștean
Referenți științifici: prof.univ.dr.ing. Mihail Abrudean
prof.univ.dr.ing. Valentina E. Bălaș
prof.univ.dr.ing. Nicolae Budișan

Ziua susținerii tezei: 09.07.2015

Seriile Teze de doctorat ale UPT sunt:

- | | |
|---|--|
| 1. Automatică | 9. Inginerie Mecanică |
| 2. Chimie | 10. Știința Calculatoarelor |
| 3. Energetică | 11. Știința și Ingineria Materialelor |
| 4. Ingineria Chimică | 12. Ingineria sistemelor |
| 5. Inginerie Civilă | 13. Inginerie energetică |
| 6. Inginerie Electrică | 14. Calculatoare și tehnologia informației |
| 7. Inginerie Electronică și Telecomunicații | 15. Ingineria materialelor |
| 8. Inginerie Industrială | 16. Inginerie și Management |

18 Serii !!!!!

Universitatea Politehnica Timișoara a inițiat seriile de mai sus în scopul diseminării expertizei, cunoștințelor și rezultatelor cercetărilor întreprinse în cadrul școlii doctorale a universității. Seriile conțin, potrivit H.B.Ex.S Nr. 14 / 14.07.2006, tezele de doctorat susținute în universitate începând cu 1 octombrie 2006.

Copyright © Editura Politehnica – Timișoara, 2014

Această publicație este supusă prevederilor legii dreptului de autor. Multiplicarea acestei publicații, în mod integral sau în parte, traducerea, tipărirea, reutilizarea ilustrațiilor, expunerea, radiodifuzarea, reproducerea pe microfilme sau în orice altă formă este permisă numai cu respectarea prevederilor Legii române a dreptului de autor în vigoare și permisiunea pentru utilizare obținută în scris din partea Universității Politehnica Timișoara. Toate încălcările acestor drepturi vor fi penalizate potrivit Legii române a drepturilor de autor.

România, 300159 Timișoara, Bd. Republicii 9,
tel. 0256 403823, fax. 0256 403221
e-mail: editura@edipol.upt.ro

Cuvânt înainte

Prezenta lucrare este rezultatul activității de cercetare întreprinse în calitate de cadru didactic și în același timp doctorand la Facultatea de Automatică și Calculatoare din Timișoara, Departamentul de Automatică și Informatică Aplicată.

În cadrul acestei teze au fost studiate sisteme de conversie a energiei eoliene, modelarea și conducerea acestora, cu focalizare pe conducerea generatoarelor electrice cu care acestea sunt echipate.

Doresc să îmi exprim profunda recunoștință față de toți cei care, prin sprijinul moral și în special științific acordat de-a lungul ultimilor ani m-au ajutat efectiv la finalizarea acestei lucrări. Cu toate că numele tuturor nu este amintit explicit, le adresez calde mulțumiri.

Pentru realizarea acestei lucrări doresc să aduc alese și distinse mulțumiri conducătorului științific, Domnului Prof.univ.dr.ing. Octavian Proștean, pentru sprijinul și îndrumarea deosebită acordată pe întreaga perioadă a elaborării tezei.

De asemenea, doresc să îmi exprim întreaga considerație față de Domnul Prof.univ.emerit dr.ing. Nicolae Budișan, al cărui exemplu de dăruire profesională și didactică, a constituit un adevărat model profesional pentru mine. Îi aduc mulțumiri sincere pentru observațiile critice și pentru timpul acordat analizei lucrării.

Nu în ultimul rând, doresc să le aduc mulțumiri colectivului B027, în special domnilor Prof.univ.dr.ing. Ioan Filip, Conf.univ.dr.ing. Iosif Szeidert-Șubert și ȘI.univ.dr.ing. Cristian Vașar, respectiv, colegiilor mei de la Departamentul de Automatică și Informatică Aplicată, dar și celor de la Facultatea de Electrotehnică - domnilor Prof.univ.dr.ing. Nicolae Muntean, Prof.univ.dr.ing. Marius Babescu, și nu numai.

Trebuie să aduc, adâncă mea recunoștință și mulțumire soției și familiei, pentru sprijinul și înțelegerea necondiționată acordată pe durata elaborării acestei lucrări.

Această teză a fost parțial suportată prin programul "Parteneriate în domenii prioritare – PN II, derulat cu sprijinul ANCS, CNDI – UEFISCDI, proiect nr. PN-II-PT-PCCA-2011-3.2-1519".

Timișoara, iulie 2015

Cu deosebită considerație,
Radu Boraci

Boraci, Radu

CONTRIBUȚII LA DEZVOLTAREA UNOR STRUCTURI DE SISTEME PENTRU CONVERSIA ENERGIEI EOLIENE ÎN ENERGIE ELECTRICĂ

Teze de doctorat ale UPT, Seria 12, Nr. 16, Editura Politehnica, 2015, 282 pagini, 211 figuri, 52 tabele.

ISSN: 2068-7990

ISBN: 978-606-554-973-9

Cuvinte cheie:

energie eoliana, generatoare de inducție cu două înfășurări statorice, generatoare sincrone cu magneți permanenți, modelarea și conducerea sistemelor de conversie a energiei eoliene

Rezumat:

În cadrul acestei lucrări sunt abordate problematice specifice domeniului resurselor eoliene. După o succintă trecere în revistă a stadiului actual privind tehnologiile utilizate în domeniu se tratează problema modelării lanțului de conversie a energiei eoliene echipat cu generatoare de inducție cu două înfășurări statorice trifazate și sincrone cu magneți permanenți. S-a realizat proiectarea, implementarea și validarea unor structuri de conducere particularizate pentru reglarea tensiunii la bornele unui generator de inducție cu înfășurări statorice separate de sarcină și excitație, respectiv a generatorului sincron cu magneți permanenți. Au fost implementate metode indirecte de determinare a valorilor mărimilor specifice sistemelor de conversie a energiei eoliene, acestea fiind utilizate în vederea implementării unor strategii propuse de conducere planificată. În finalul lucrării se prezintă metode de conducere bazate pe urmărirea obținerii maximului de putere.

CUPRINS

Cuprins	5
Notății, abrevieri, acronime	8
Lista de tabele	11
Lista de figuri	13
1. Introducere	21
1.1. Oportunitatea și obiectivele lucrării	21
1.2. Prezentarea conținutului lucrării	21
2. Energia eoliană - istorie, starea actuală, perspective, actualitatea tezei	24
2.1. Istorie și actualitate	24
2.1.1. Evoluția în timp a cercetărilor IPT / UPT în domeniul agregatelor aeroelectrice	25
2.2. Reglementările UE	27
2.3. Agregate aeroelectrice din România	28
2.4. Analiza critică comparativă a tipurilor de structuri	35
2.4.1. WECS cu viteză de rotație constantă	37
2.4.2. WECS cu viteză de rotație variabilă	38
2.4.2.1. WECS cu un generator de inducție cu rotor bobinat (WRIG) cu rezistență rotorică externă	38
2.4.2.2. WECS cu generator de inducție cu dublă alimentare DFIG cu convertor cu capacitate limitată de putere în circuitul rotoric	38
2.4.2.3. WECS cu generator de inducție cu rotor în scurtcircuit în colivie SCIG cu convertor de putere de capacitate totală	39
2.4.2.4. WECS cu generatoare sincrone WRSG și PMSG cu viteză de rotație variabilă	40
2.4.2.5. Configurații WECS cu generatoare sincrone SG cu multiple înfășurări cu convertoare distribuite	42
2.4.2.6. Configurație WECS cu generator PMSG multiplu	43
2.4.2.7. Filtrele armonice	44
2.5. Concluzii	49
3. Vântul și turbine eoliene. Caracteristici	50
3.1. Necesitatea unor sisteme eoliene de mică putere	50
3.1.1. Caracteristici funcționale ale turbinei eoliene din WECS	52
3.2. Vântul. Caracteristici. Modelare	58
3.2.1. Caracteristici ale profilelor vitezei vântului	59
3.2.2. Blocul de generare a vitezei vântului în Matlab - Simulink	70
3.3. Turbina eoliană WT1-UPT. Caracteristici. Modelare	71
3.3.1. Turbina eoliană WT1-UPT cu palete fixe. Conversia Energiei Eoliene..	69
3.3.2. Estimarea prin regresie a mărimilor specifice turbinei eoliene	81
3.4. Turbina eoliană WT2-UPT. Caracteristici. Modelare	89
3.4.1. Turbina eoliană WT2-UPT cu protecție la supraturație	89
3.4.2. Estimarea prin regresie a mărimilor caracteristice pentru WT2-UPT...	91
3.4.3. Sistemul de protecție la supraturație	94
3.5. Concluzii	104
4. Sisteme WECS bazate pe generatorul DSWIG	105
4.1. Modelarea generatorului de inducție cu două înfășurări statorice (DSWIG)	105

4.1.1. Modelul matematic al DSWIG cu două înfășurări statorice trifazate ortogonale	105
4.1.2. Rezultate în regimul staționar al generatorului de inducție cu două înfășurări statorice trifazate ortogonale (DSWIG)	110
4.2. Regimurile dinamice ale generatorului de inducție cu două înfășurări statorice trifazate ortogonale (DSWIG)	113
4.2.1. Rezultatele simulării. Regimul dinamic al DSWIG - pentru Cazul 1, respectiv Cazul 2	116
4.3. Rezultate experimentale, probleme și soluții privind DSWIG pentru sisteme de conversie a energiei regenerabile	119
4.3.1. Caracteristica de regim staționar al DSWIG cu autoexcitație	120
4.3.2. Problema armonicilor DSWIG în sistemul WECS	122
4.3.3. Rejecția armonicilor curentului și a tensiunii înfășurărilor generatorului datorate conectării directe la redresor	124
4.3.4. Măsurători ale armonicilor de frecvență pentru configurațiile și regimurile considerate	127
4.4. Algoritm de proiectare, a unui DSWIG dintr-un motor de inducție convențional	129
4.4.1. Proiectarea înfășurărilor statorice ale DSWIG obținabil din motoare de inducție convenționale	131
4.4.2. Aplicarea metodei propuse de proiectare pentru sisteme WECS de putere mică	135
4.5. Strategii pentru WECS cu DSWIG	136
4.5.1. Stare actuală	136
4.5.2. Strategie de conducere cu orientare după fluxul din înfășurarea de excitație W2 (CWFOC)	140
4.6. Concluzii	152
5. Sisteme WECS bazate pe generatorul PMSG	155
5.1. Modelarea generatorului sincron cu magneti permanenți (PMSG)	155
5.1.1. Preliminarii. Principiul de funcționare al PMSG	155
5.1.2. Modelarea PMSG în sistemul de referință staționar abc	156
5.1.3. Modelarea PMSG în sistemul de referință rotativ sincron d-q	157
5.1.4. Calculul randamentului generatorului PMSG	162
5.1.5. Caracteristicile PMSG	164
5.1.6. Metodă de determinare a $PG=F(IG, nG)$, $MG=F(IG, nG)$, $UG=F(IG, nG)$	168
5.1.7. Caracteristici estimate pentru WT1 și PMSG - rezultate prin simulare în Matlab	170
5.2. Variante de conducere pentru PMSG, fără MPPT	172
5.2.1. Strategii bazate pe măsurarea mărimilor în circuitul intermediar de c.c.	175
5.2.1.1. Controlul HDC pentru extracția de putere maximă	175
5.2.1.2. Strategie de control bazată pe estimarea vitezei vântului	180
5.2.1.3. Strategia de control al turației pentru WECS	181
5.2.2. Strategii de conducere în regim de frânare	189
5.2.2.1. Frânare în cazul WT1-UPT cu palete fixe	190
5.2.2.2. Frânare în cazul WT2-UPT cu sistem SPAST	198
5.3. Metode de conducere cu MPPT a WECS	217
5.3.1. Metode de urmărire a maximului de putere (MPPT)	218
5.3.2. Implementarea metodelor de tip MPPT la sisteme WECS	225
5.4. Concluzii	230

6. Aspecte Hardware de realizare a sistemului de conversie	232
6.1. Convertor c.c.-c.c. hibrid (HDC)	232
6.1.1. Funcționarea HDC	233
6.1.1.1. Regimul de curent continuu (CCM)	234
6.1.1.2. Regimul de curent întrerupt (DCM)	237
6.1.1.3. Dimensionarea HDC	239
6.1.2. Simularea funcționării HDC în MATLAB și PSIM	239
6.1.3. Concluzii privind convertorul HDC	246
6.2. Sistemul de achiziție	247
6.2.1. Structura Sistemul de achiziție	248
6.2.2. Modulele de achiziție analogice (MA) ale SAPS	251
6.2.3. Module pentru sistemul de comenzi logice ale SAPS	253
6.2.4. Concluzii privind Sistemul de achiziție	255
6.3. Emulator de laborator pentru turbina eoliană. Modelare și realizare experimentală	255
6.3.1. Emulatorul de turbină eoliană. Rezultate experimentale pentru WT1- UPT și WT2-UPT	255
6.3.2. Concluzii privind emulator de laborator	262
6.4. Concluzii	263
7. Concluzii finale și contribuții. Perspective de dezvoltare	264
7.1. Concluzii finale	264
7.2. Contribuții personale	264
7.3. Perspective de dezvoltare	266
Anexa A	267
Anexa B	268
Bibliografie	270

Notații, abrevieri, acronime

A	- aria expusă a turbinei
AAE	- agregat aeroelectric
abc	- axele sistemului de referință staționar sincron cu statorul
BVI	- invertor sursă de tensiune ridicător (boost voltage inverter)
c.a., a.c.	- curent alternativ (alternative current)
c.c., d.c.	- curent continuu (direct current)
$C_M, C_{M arb}$	- coeficient de cuplu
$C_P, C_{P arb}$	- coeficient de putere
$C_{Pmax Betz}$	- coeficient de putere maxim "limita lui Betz"
C_{Pmax}	- coeficient de putere maxim
CSC	- convertor sursă de curent (current source converter)
CSCF	- viteză de rotație și frecvență constante (constant speed, constant frequency)
CSI	- invertor sursă de curent (current source inverter)
CSR	- redresor sursă de curent (current source rectifier)
DFIG	- generator de inducție cu dublă alimentare (doubly-fed induction generator)
dq	- axele sistemului de referință rotativ sincron cu rotorul
DSWIG	- generator de inducție cu două înfășurări statorice (dual stator windings induction generator)
EWEA	- Asociația Europeană pentru Energia Vântului (European Wind Energy Association)
f_1	- frecvența statorică
GI, IG	- generator de inducție (asincron) (induction generator)
GS, SG	- generator sincron (synchronous generator)
HDC	- convertor c.c.-c.c. hibrid (hybrid dc-dc converter)
i_1, i_2, i_3	- curenții înfășurărilor statorice W1, W2 și din rotor W3
i_{d1}, i_{q1}	- componentele curentului înfășurării W1 în sistemul de axe dq
i_{d2}, i_{q2}	- componentele curentului înfășurării W2 în sistemul de axe dq
i_{d3}, i_{q3}	- componentele curentului rotorului W3 în sistemul de axe dq
MEPT	- urmărirea punctului de randament maxim (maximum efficiency point tracking)
MM	- model matematic
MPPT	- urmărirea maximului de putere extrasă (maximum power point tracking)
$M_{WT arb max}, M_{arb max}$	- cuplul turbinei eoliene la arbore maxim
$M_{WT arb}, M_{arb}$	- cuplul turbinei eoliene la arbore
n	- turația turbinei
n_{EXTREM}	- turația turbinei extremă
n_{max}	- turația turbinei maximă de lucru
n_N	- turația turbinei nominală
$n_{P max}$	- turația turbinei corespunzătoare puterii maxime u

n_{START}	- turația turbinei de intrare în funcțiune a WECS
PC	- proces condus
PMSG	- generatorul sincron cu magneti permanenți (permanent magnet synchronous generator)
P_W	- puterea cinetică a vântului
PWM	- modularea impulsului în durată (pulse width modulation)
$P_{WT arb}, P_{arb}$	- puterea turbinei eoliene la arbore
$P_{WTarb max}, P_{arb max}$	- puterea turbinei eoliene la arbore maximă
R	- raza circumferinței paletelor
R_1, R_2, R_3	- rezistențele echivalente ale înfășurărilor W1, W2, W3
RD,DB	- redresor în punte trifazat cu diode (diode bridge)
REN21	- Politica pentru rețeaua energetică regenerabilă pentru secolul 21 (Renewable Energy Policy Network for the 21st Century)
s	- alunecarea DSWIG
SCIG	- generator de inducție cu rotor în scurtcircuit în colivie (squirrel cage induction generator)
SEPL	- sistem energetic de putere limitată (finită)
SPAST	- sistemului de protecție automată la supraturație centrifugal al WT2-UPT
SRAC	- sistem de reglare automat convențional
U_1, U_2, U_3	- tensiunile înfășurărilor statorice W1, W2 și din rotor W3
U_{d1}, U_{q1}	- componentele tensiunii înfășurării W1 în sistemul de axe dq
U_{d2}, U_{q2}	- componentele tensiunii înfășurării W2 în sistemul de axe dq
U_{d3}, U_{q3}	- componentele tensiunii rotorului W3 în sistemul de axe dq
UE	- Uniunea Europeană
UPT	- Universitatea Politehnica Timișoara
U_R	- viteza periferică a vârfului paletei turbinei eoliene
v	- viteza vântului
V_{EXTREM}	- viteza extremă a vântului
V_{max}	- viteza maximă de lucru a vântului
V_N	- viteza nominală a vântului
VSC	- convertor sursă de tensiune (voltage source converter)
VSCF	- viteză de rotație variabilă și frecvență constantă (variable speed, constant frequency)
VSI	- invertor sursă de tensiune (voltage source inverter)
VSR	- redresor sursă de tensiune (voltage source rectifier)
V_{START}	- viteza vântului de intrare în funcțiune a WECS
VSVF	- viteză de rotație și frecvență variabile (variable speed, variable frequency)
W1,W2	- înfășurările statorice trifazate de sarcină și de excitație ale DSWIG
W3	- înfășurările rotorice trifazate ale DSWIG
WECS	- sistem de conversie a energiei eoliene (wind energy conversion system)
WRIG	- generator de inducție cu rotor bobinat (wound rotor induction generator)
WRSG	- generator sincron cu rotor bobinat (wound rotor synchronous generator)
WT	- turbină eoliană (wind turbine)
WT1-UPT	- turbina eoliană cu palete fixe, proiectat și realizat la UPT
WT2-UPT	- turbina eoliană cu palete rotative, cu sistem automat de protecție la supraturație centrifugal, proiectat și realizat la UPT

β	- unghiul de atac al paletelor
β_0	- unghiul de atac inițial al paletelor (numit și "unghi de instalare")
β_{max}	- unghiul de atac maxim al paletelor
$\Delta\beta$	- variația unghiului de atac al paletelor
θ_1, θ_2	- unghiul de poziție al câmpurilor electromagnetice ale înfășurărilor W1, W2
λ	- rapiditatea turbinei, ("tip speed ratio"- TSR)
λ_0	- rapiditatea turbinei la C_{Pmax}
ρ	- densitatea masică de aer
ψ_{d1}, ψ_{q1}	- componentele fluxurilor înfășurării W1 în sistemul de axe dq
ψ_{d2}, ψ_{q2}	- componentele fluxurilor înfășurării W2 în sistemul de axe dq
ψ_{d3}, ψ_{q3}	- componentele fluxurilor rotorului W3 în sistemul de axe dq
ω	- viteza unghiulară a rotorului
ω_1	- pulsația statorică

Lista de tabele

- Tabel 2.2.1. Potențialul energetic al surselor regenerabile de energie din România
Tabel 2.2.2. Prognoza producției de energie electrică
Tabel 2.2.3. Obiectivul național global pentru ponderea energiei din surse regenerabile în consumul final brut de energie în 2005 și 2020
Tabel 2.4.1. Configurații de WECS de putere mare frecvent utilizate.
Tabel 2.4.2. Configurațiile de sisteme WECS, de mică putere, considerate în teză.
- Tabel 3.3.1. Valorile constantelor turbinei WT1-UPT pentru $\lambda_0=3$ și $\lambda_0=4$.
Tabel 3.3.2. Dependențele turației n_{Mmax} de viteza vântului v pentru $\lambda_0=3$ și $\lambda_0=4$.
Tabel 3.3.3. Caracteristici estimate prin metodele de regresie.
Tabel 3.3.4. Relația de estimare a coeficientului de putere C_{PX} pentru $\lambda_0=3$ și $\lambda_0=4$
Tabel 3.3.5. Relația de estimare a coeficientului de cuplu pentru $\lambda_0=3$ și $\lambda_0=4$
Tabel 3.3.6. Valori pentru $C_P(\lambda)$
Tabel 3.3.7. Valori pentru $C_M(\lambda)$
Tabel 3.3.8. Expresiile de aproximare ale puterii la arbore $P_{arb X}$ pentru $\lambda_0=3$ și $\lambda_0=4$
Tabel 3.3.9. Expresiile de aproximare ale cuplului la arbore $M_{arb X}$ pentru $\lambda_0=3$ și $\lambda_0=4$
Tabel 3.3.10. Dependența turației n_{Mmax} la $M_{arb max}$ și viteza vântului v pentru cele două valori considerate, $\lambda_0=3$ și $\lambda_0=4$
Tabel 3.3.11. Dependența turației n_{Pmax} la $P_{arb max}$ de viteza vântului v pentru $\lambda_0=4$
Tabel 3.3.12. Dependența turației n_{Pmax} la $P_{arb max}$ de viteza vântului v pentru $\lambda_0=3$
Tabel 3.3.13. Tabel de sinteză a valorilor considerate pentru procedeul de regresie pentru $\lambda=4$
Tabel 3.3.14. Tabel de sinteză a valorilor considerate pentru procedeul de regresie pentru $\lambda_0=3$
Tabel 3.3.15. Funcțiile de regresie pentru $n_{POPTVX}(v)$, $P_{OPT}(v)$, $P_{OPT}(n)$ pentru $\lambda_0=3$ și $\lambda_0=4$
Tabel 3.3.16. Valorile coeficienților $C_{M0\beta}$, a_β , b_β pentru diferite valori ale lui $\Delta\beta$.
Tabel 3.3.17. Coeficienții funcțiilor de regresie pentru $C_{M0\beta X}(\Delta\beta)$, $a_{\beta X}(\Delta\beta)$, $b_{\beta X}(\Delta\beta)$
Tabel 3.3.18. Datele experimentale privind relația statică dintre $\Delta\beta$ și n .
Tabel 3.3.19. Sinteza fanioanelor pentru acțiunea de tranziție a stărilor SPAST.
- Tabel 4.1.1. Valorile de regim inițial și final pentru determinarea regimului tranzitoriu
Tabel 4.3.1. Caracteristicile DSWIG de funcționare experimentale cu un sistem de excitație cu o capacitate constantă $C=56\mu F$, conectat la înfășurarea de sarcină w_1 , înfășurarea de excitație w_2 în gol, caz echivalent cu generatorul de inducție trifazat, $n=const$, (Fig.4.3.2a)
Tabel 4.3.2. Caracteristicile DSWIG de funcționare experimentală cu un sistem de excitație cu o capacitate constantă $C=const$, conectat la înfășurarea de excitație w_1 , $n=const$, (Fig.4.3.2b)
Tabel 4.3.3. Caracteristicile DSWIG de funcționare experimentale cu un sistem de excitație cu o capacitate constantă $C=const$, conectat la înfășurarea de sarcină w_2 , înfășurarea de excitație w_1 în gol, echivalent cu înfășurarea de sarcină a generatorul de inducție trifazat, $U=const$, $n=variabil$.
Tabel 4.3.4. Caracteristicile DSWIG de funcționare experimentală cu un sistem de excitație cu o capacitate constantă $C=const$, conectat la înfășurarea de excitație w_1 , $U_2=const$, $n=variabil$

- Tabel 4.3.5. Caracteristicile DSWIG de funcționare experimentală cu un sistem de excitație cu o capacitate constantă $C=40\mu\text{F}$, conectat la înfășurarea de excitație W1, $I_1=I_{\text{ex}}= \text{const.}$, $n=\text{variabil}$
- Tabel 4.3.6. Caracteristicile DSWIG de funcționare experimentală cu un sistem de excitație cu o capacitate constantă $C=56\mu\text{F}$, conectat la înfășurarea de excitație W1, $n=\text{variabil}$
- Tabel 4.3.7. Compararea variabilelor de funcționare a DSWIG experimentale și rezultatele teoretice obținute prin utilizarea modelului matematic al DSWIG particularizat pentru cazul amplasării ortogonale a înfășurărilor statorice
- Tabel 4.3.8. Caracteristicile DSWIG de funcționare experimentală cu un sistem de excitație cu o capacitate constantă $C=56\mu\text{F}$, conectat la înfășurarea de excitație W1, $U \cong U_R (f / f_R) \sqrt{M / M_R}$, $n=\text{variabil}$, utilizând un redresor trifazat necomandat pentru sarcina rezistivă.
- Tabel 4.3.9. Caracteristicile DSWIG de funcționare experimentală cu un sistem de excitație cu o capacitate constantă $C=\text{const.}$, conectat la înfășurarea de excitație W1,
- Tabel 5.1.1. Valorile parametrilor și constantelor turbinei eoliene WT1-UPT
- Tabel 5.1.2. Datele nominale ale PMSG
- Tabel 5.1.3. Caracteristica de gol experimentală a PMSG
- Tabel 5.1.4.a. Caracteristica de sarcină experimentală a PMSG. Caz $n_G = 60 \text{ rpm}$
- Tabel 5.1.4.b. Caracteristica de sarcină experimentală a PMSG. Caz $n_G = 100 \text{ rpm}$
- Tabel 5.1.4.c. Caracteristica de sarcină experimentală a PMSG. Caz $n_G = 120 \text{ rpm}$
- Tabel 5.1.5. Caracteristici de sarcină estimate pentru PMSG. Caz $n = 60, 100, 120 \text{ rpm}$
- Tabel 5.2.1. Dependența randamentului PMSG de turație și de curent.
- Tabel 5.2.2. Valoarea parametrilor a_k, b_k, c_k și d_k pentru ecuația (5.1.15)
- Tabel 5.2.3. Tabelul bază de date a randamentului unui PMSG de 2.5 kW (studiu de caz)
- Tabel 5.2.4. Tabela extinsă a bazei de date $\eta_G = MP_1(n, I)$
- Tabel 5.2.5. Valorile vitezei de rotație optime, corespunzând valorilor vitezei vântului până la $v=v_{\text{Nom}}$, $I=I_{\text{Nom}}$
- Tabel 5.2.6. Evaluarea vitezelor de rotație optime și puterea pentru diferite valori ale vitezei vântului pentru sistemul WECS cu generator PMSG de 5 kW și turbina eoliană WT1-UPT.
- Tabel 5.2.7. Vitezele de rotație considerate pentru activarea sistemelor de frânare
- Tabel 5.2.8. Valorile de pornire a WECS: $(U_{\text{HDC}})_{\text{START}}$, $(U_{\text{PMSG}})_{\text{START}}$, n_{START} , v_{START}
- Tabel 5.2.9. Valorile $(U_{\text{HDC}})_{\text{STOP}}$, $(U_{\text{PMSG}})_{\text{STOP}}$, n_{STOP} , v_{STOP} de oprire automată a WECS
- Tabel 5.3.1. Logica de control cu urmărirea maximului de putere.
- Tabel 6.2.1. Tipuri de module de achiziție și interfațare ale SAPS..

Lista de figuri

- Fig.2.1.1.1. AAE de 30kW[Bud 2009]:(a) AEROTIM L1 la IPT; (b) AEROTIM M2/30 la ICPEHR.
- Fig.2.1.1.2. Semenic, Munții Banatului [Bud 2009]: (a) ferma eoliană; (b) AAE cu DFIG de 300kW.
- Fig.2.3.1.1. Coeficientul de putere al turbinelor în funcție de tip speed ratio al diferitelor tipuri de turbine.
- Fig.2.3.1.2. Structuri de bază pentru agregate aeroelectrice de mică putere cu mașină electrică de inducție: (a) AAE conectat direct la rețea; (b) AAE conectat la rețea prin convertor back-to-back; (c) AAE cu un control dinamic al alunecării; (d) AAE cu generator de inducție cu dublă alimentare (DFIG).
- Fig.2.3.1.3. Structuri de bază pentru agregate aeroelectrice de mică putere cu mașină electrică sincronă: (a) AAE conectat direct la rețea; (b) AAE conectat la rețea printr-un circuit intermediar de c.c. ; (c) AAE cu PMSG conectat la rețea printr-un circuit intermediar de c.c.
- Fig.2.3.1.4. AAE cu ax vertical Cleanfield Energy V3.5 (a) [CLF-2012] instalate la: (b) Hamilton, Canada; (c) Kenora Airport, Canada.
- Fig.2.3.1.5. Standul experimental de modelare a AAE cu PMSG: (a) vedere de ansamblu; (b) grupul motor de inducție - generatorul PMSG. [PRO-2009-1]
- Fig.2.3.1.6. Agregatele aeroelectrice cu turbinele de vânt WT1-UPT (a) și WT2-UPT (b) cuplate direct cu generatorul PMSG având amplasamentul situat în comuna Ciugud, jud. Alba (c) [PRO-2009-1].
- Fig.2.3.1.7. Stand experimental pentru agregate aeroelectrice cu generator DSWIG [PRO-2012]
- Fig.2.4.1.1. Clasificarea configurațiilor de sisteme de conversie a energiei eoliene.
- Fig.2.4.1.2. Structura (tehnologică) a sistemelor WECS corelată cu tipul de generator
- Fig.2.4.1.3. Configurația unui sistem WECS cu viteză de rotație fixă.
- Fig.2.4.1.4. WECS cu două viteze de rotație cu două generatoare: (a) cu un ax; (b) cu două axe.
- Fig.2.4.1.5. Sistem WECS cu generator WRIG cu convertor de control al rezistenței rotorice externe.
- Fig.2.4.1.6. Configurația unui sistem WECS cu generator DFIG.
- Fig.2.4.1.7. Configurație de sistem WECS cu generator SCIG cu convertor VSC cu două nivele.
- Fig.2.4.1.8. Configurație WECS cu SCIG cu convertor back-to-back sursă de curent de capacitate de putere totală.
- Fig.2.4.1.9. Configurație de WECS cu generator SG cu (a) convertor VSC cu două nivele pentru tensiune joasă; (b) convertor VSC cu trei nivele NPC pentru tensiune medie; (c) convertor CSC pentru tensiune medie; (d) convertor a.c.-a.c. cu circuitul intermediar de c.c. format dintr-un convertor c.c.-c.c. boost
- Fig.2.4.1.10. Configurație WECS cu generator SG cu 6 faze cu un convertor c.c.-c.c. boost cu trei canale și un invertor format din trei invertoare monofazate.
- Fig.2.4.1.11. Configurație WECS de ordinul multi-megawaților cu generator sincron cu n înfășurări statorice.
- Fig.2.4.1.12. Configurație WECS cu patru generatoare PMSG interfațate prin redresoare cu diode și convertoare VSC cu două nivele.

- Fig.2.4.13. Filtre armonice pentru sisteme WECS: (a) Filtru L; (b) Filtru LC; (c) Filtru LCL; (d) Filtru C; (e) Bloc filtru.
- Fig.3.1.1. WECS cu turbina eoliană cu ax orizontal.
- Fig.3.1.2. Elemente ale nacelei unui sistem de conversie a energiei eoliene.
- Fig.3.1.3. Ferme eoliene: (a) terestră ("onshore"), (b) marină ("offshore").
- Fig.3.1.4. Puterea totală a vântului, puterea maxim teoretică a lui Betz și puterea actuală pentru 70% din eficiența Betz pentru o turbină eoliană cu diametrul de 5.5m.
- Fig.3.1.5. Forța de portanță și de tracțiune al unei turbine eoliene.
- Fig.3.1.6. Curba calitativă a puterii mecanice a turbinei eoliene în funcție de viteza vântului.
- Fig.3.1.7. Limitarea pasivă a turației: (a) la viteza nominală a vântului; (b) cu viteză superioară celei nominale
- Fig.3.1.8. Caracteristica tipică a puterii mecanice a turbinei în funcție de viteza vântului pentru controlul cu limitare a turației și controlul unghiului de atac: (a) Turbina eoliană cu control pasiv al limitării turației; (b) Turbină eoliană cu control activ al turației și controlul unghiului de atac.
- Fig.3.1.9. Principiul controlul activ al limitării turației turbinei eoliene: (a) la viteza nominală a vântului; (b) la viteze a vântului superioare celei nominale
- Fig.3.1.10. Principiul aerodinamic al controlului unghiului de atac: (a) La viteza nominală a vântului; (b) La viteze superioare celei nominale a vântului.
- Fig.3.2.1. Viteză constantă v_{01} : (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.
- Fig.3.2.2. Viteză variabilă în treaptă v_{02} : (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.
- Fig.3.2.3. Viteză variabilă în trepte succesive v_{03} : (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.
- Fig.3.2.4. Viteză variabilă în rampă cu palier inițial și final v_{04} : (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.
- Fig.3.2.5. Viteză variabilă trapezoidală v_{05} : (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.
- Fig.3.2.6. Viteză variabilă triunghiular v_{06} (fără palier): (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.
- Fig.3.2.7. Viteză variabilă impuls v_{07} : (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.
- Fig.3.2.8. Viteză variabilă în rafală de scurtă durată v_{08} : (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp, (d) variația în timp cu factor de scalare procentual.
- Fig.3.2.9. Viteză variabilă în rafală de lungă durată v_{09} (cu palier inițial și palier final): (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.
- Fig.3.2.10. Viteză variabilă cvasi-aleatoare v_{10} : (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.
- Fig.3.2.11. Viteză variabilă conform unui fișier de înregistrare v_{11} : (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.
- Fig.3.2.12. Viteză variabilă clopot v_{12} : (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.
- Fig.3.2.13. Blocului de generare profile de vânt în Simulink.
- Fig.3.3.1. Schema curgerii unui fluid printr-un disc de acționare a rotorului cu suprafața S. Cu cât viteza de curgere este mai mare, cu atât secțiunea cilindrului este mai mică.
- Fig.3.3.2. Coeficientul de putere C_p al discului de acționare în funcție de raportul vitezelor v_2/v_1 .
- Fig.3.3.3. Curbele adimensionale $C_p(\lambda)$ și $C_M(\lambda)$ pentru $\lambda_0 = 3$ și $\lambda_0 = 4$.

- Fig.3.3.4. Turbina experimentală WT2-UPT.
- Fig.3.3.5. Rotorul turbinei WT2-UPT.
- Fig.3.3.6. WT2-UPT Caracteristica $P_{arb}=F(n)$ cu $\Delta\beta$ parametric constant și V constantă (reprez.2D): (a) $V= 4$ m/s; (b) $V= 8$ m/s; (c) $V= 15$ m/s.
- Fig.3.3.7 WT2-UPT Caracteristica $P_{arb}=F(n)$ cu V parametric constantă și $\Delta\beta$ constantă (reprez.2D): (a) $\Delta\beta= 0^\circ$; (b) $\Delta\beta= 25^\circ$; (c) $\Delta\beta= 45^\circ$.
- Fig.3.3.8. WT2-UPT Caracteristica $P_{arb}=F(n,V)$ cu $\Delta\beta$ constant (reprezentare 3D): (a) $\Delta\beta= 0^\circ$; (b) $\Delta\beta= 25^\circ$; (c) $\Delta\beta= 45^\circ$.
- Fig.3.3.9. WT2-UPT Caracteristica $P_{arb}=F(n, \Delta\beta)$ cu V constant (reprezentare 3D): (a) $V= 4$ m/s; (b) $V= 8$ m/s; (c) $V= 15$ m/s.
- Fig.3.3.10. Poziții succesive ale mecanismului bielă-manivelă cu piesă culisantă(a,b,c).
- Fig.3.3.11. Schema echivalentă de mișcare a SPST.
- Fig.3.3.12. Blocul de selecție a comportării sistemului SPAST.
- Fig.3.3.13. Dependențele: (a) $n_{wt} = F_1(\Delta\beta)$; (b) $\Delta\beta = F_2(n_{wt})$
- Fig.3.3.14. Acțiunea SPAST conform dependențelor $\Delta\beta_0(n)$, $\Delta\beta_1(n)$, $\Delta\beta_2(n)$ pentru WT2-UPT.
- Fig.3.4.1. Schema generală "*hardware in the loop*" pentru emulatorul WT-UPT.
- Fig.3.4.2. Schema fizică a emulatorului turbinei eoliene.
- Fig.3.4.3. Structura emulatorului cu sistem de achiziție (control realizat de un sistem cu dSpace sau modul cu DSP).
- Fig.3.4.4. Schema de simulare în Matlab-Simulink a emulatorului.
- Fig.3.4.5. Schema de comandă a emulatorului WT implementată în Matlab-Simulink pentru sistemul dSPACE: (a) întregul sistem de control; (b) modulul aerodinamic al turbinei eoliene; (c) modulul mecanic.
- Fig.3.4.6. Rezultate prin simulare: (a) viteza vântului; (b) viteza de rotație unghiulară; (c) cuplul la arborele PMSG; (d) Cuplul turbinei eoliene.
- Fig.3.4.7. Rezultate experimentale: (a) viteza vântului; (b) viteza de rotație unghiulară; (c) cuplul la arborele PMSG; (d) Cuplul turbinei eoliene.
- Fig.3.4.8. Emulatorul experimental pentru turbina eoliană (WT1-UPT, WT2-UPT), cu sistem de control bazat pe dSPACE, a unui WECS cu generator PMSG.
- Fig.4.1.1. Structura generatorului de inducție cu două înfășurări statorice trifazate ortogonale (DSWIG)
- Fig.4.1.2. Modelul ortogonal virtual al DSWIG
- Fig.4.1.3. Dependența dintre tensiunea U_1 și curentul I_1 de sarcină.
- Fig.4.1.4. Dependența tensiunii de excitație U_2 a sistemului de curentul de sarcină I_1 .
- Fig.4.1.5. Dependența vitezei de rotație de curentul de sarcină I_1 .
- Fig.4.1.6. Dependența capacității sistemului de excitație C_e de alunecare s .
- Fig.4.1.7. Dependența curentului de sarcină I_1 și alunecare s .
- Fig.4.1.8. Dependența curentului înfășurării de excitație I_2 de alunecare s .
- Fig.4.1.9. Dependența tensiunii sistemului de excitație U_2 de lunecare s .
- Fig.4.2.1. Dinamica curenților statorici, I_1 , I_2 și a curentului rotoric, I_r : (a) Cazul 1; (b) Cazul 2.
- Fig.4.2.2. Dinamica tensiunii de sarcină U_1 și de excitație U_2 : (a) Cazul 1; (b) Cazul 2.
- Fig.4.2.3. Dinamica cuplului electromagnetic M_{elmg} : (a) Cazul 1; (b) Cazul 2.
- Fig.4.2.4. Dinamica vitezei de rotație mecanică: (a) Cazul 1; (b) Cazul 2
- Fig.4.2.5. Dinamica alunecării s : (a) Cazul 1; (b) Cazul 2.
- Fig.4.3.1. Stand de testare experimentală pentru generatoare de energie din surse regenerabile cu viteză variabilă (respectiv DSWIG, PMSG) realizat la Universitatea Politehnica Timișoara.
- Fig.4.3.2. Structura a două sisteme similare de convertoare cu ieșirea ac (a), respectiv ieșirea c.c. (b) pentru o sarcină cu caracter rezistiv. Caracteristicile

- experimentale a unor astfel de sisteme sunt date, respectiv, în Tabelul 4.3.2 - 7 și Tabelul 4.3.9.
- Fig.4.3.3. Valorile reduse ale armonicilor curentului și tensiunii în cazul din Fig.4.3.2a, pentru funcționarea în regimul $n=496$ RPM, $I_1=3.2$ A, $I_2=2.7$ A
- Fig.4.3.4. Valori mari ale armonicilor curentului și tensiunii în cazul din Fig.4.3.2b, pentru funcționarea în regimul $n=549$ RPM, $I_1=3.5$ A, $I_2=3.0$ A
- Fig.4.3.5. DSWIG cu redresarea separată a curentului fiecărei faze a înfășurării statorice de sarcină: (a) ieșirile cu punct de nul comun; (b) ieșirile izolate între ele.
- Fig.4.3.6. DSWIG cu redresarea separată a fiecărui curent de fază a înfășurării statorice de sarcină.
- Fig.4.3.7. Sistem de redresare constând din trei redresoare monofazate înseriate.
- Fig.4.3.8. Sistem de redresare constând din trei redresoare monofazate înseriate.
- Fig.4.3.9. Rezultatele simulării sistemului redresor cu punte cu diode trifazată
- Fig.4.3.10. Rezultatele simulării sistemului redresor obținut prin conectarea în serie a redresoarelor fazelor statorice
- Fig.4.3.11. Rezultatele simulării sistemului redresor obținut prin conectarea în paralel a redresoarelor fazelor statorice
- Fig.4.3.12. Armonicele de curent și tensiune în cazul din Fig.4.3.2a, conexiune Y a înfășurărilor statorice de sarcină, $n = 496$ rpm, $I_1=3.2$ A, $I_2=2.7$ A.
- Fig.4.3.13. Armonicele de curent și tensiune în cazul din Fig.4.3.2b, conexiune Y a înfășurărilor de fază statorice de sarcină, $n = 496$ rpm, $I_1=3.2$ A, $I_2=2.7$ A
- Fig.4.3.14. Armonicele de curent și tensiune în cazul din Fig.4.3.2b, conexiune "Δ" a înfășurărilor statorice de sarcină, $n= 546$ rpm, $I_1=3.1$ A, $I_2= 2.41$ A
- Fig.4.3.15. Armonicele de curent și tensiune în cazul din Fig.4.3.2b, cu redresarea separată a fiecărui curent de fază.
- Fig.4.4.1. Reprezentarea unei faze a DSWIG (w_1 - înfășurarea de excitație, w_2 - înfășurarea de sarcină, w_3 - înfășurarea rotorică, Z_c - consumatorii)
- Fig.4.4.2. Sistemul de excitație a DSWIG numai în înfășurarea statorică w_1 .
- Fig.4.4.3. Sistem de excitație în ambele înfășurări statorice, w_1 și w_2 .
- Fig.4.4.4. Organigrama programului de calcul de dimensionare a DSWIG
- Fig.4.5.1. Sistem de excitație mixt, cu condensator și punte redresoare în W2.
- Fig.4.5.2. Sistem de excitație mixt, cu condensator și inverter cu IGBT în W2.
- Fig.4.5.3. Sistem de excitație mixt, cu condensator și inverter cu IGBT în W2, cu circuit de preîncărcare conectat la rețea.
- Fig.4.5.4. Sistem de excitație mixt, cu condensator și inverter cu IGBT în W2, cu circuit de preîncărcare conectat la circuitul intermediar de c.c. al convertorului de pe parte înfășurării de sarcină W1.
- Fig.4.5.5. Sistem de excitație mixt, cu SEC în W2, conectat la circuitul intermediar de c.c. al convertorului de pe parte înfășurării de sarcină W1, pentru funcționarea într-un domeniu larg de turații.
- Fig.4.5.6. Structura standul experimental pentru un WECS cu DSWIG, cu emulator de turbină eoliană și cu selecția sistemului de excitație din W2.
- Fig.4.5.7. Sistemul WECS c.c. cu DSWIG funcționând într-un domeniu larg de turații.
- Fig.4.5.8. Două moduri de funcționare ale sistemului WECS cu DSWIG cu domeniu larg de turații. Modul de funcționare: (a) în domeniul turațiilor mari; (b) în domeniul turațiilor mici.
- Fig.4.5.9. Diagrama fazorială a orientării fluxului înfășurării de control.
- Fig.4.5.10. Strategia CWFOC pentru WECS cu DSWIG cu ieșire c.c. funcționând într-un domeniu larg de turații.
- Fig.4.5.11. Modelul DSWIG în sistemul de referință $d-q$ considerând pierderile în fier: (a) axa d ; (b) axa q .
- Fig.5.1.1. Secțiunea prin mașina sincronă cu magneți permanenți (PMSM)

- Fig.5.1.2. Schema echivalentă a PMSM pentru: (a) axa d; (b) axa q.
- Fig.5.1.3. Schema echivalentă a PMSG pentru: (a) axa - d; (b) axa - q.
- Fig.5.1.4. Schema de montaj a standul de probă din laborator pentru PMSG.
- Fig.5.1.5. Caracteristica de mers în gol estimată a PMSG.
- Fig.5.1.6. Dependența estimată $P_{GX}(n_G, I_G)$ sub forma: (a) $P_{GX}(n)$ la $I_G = \text{const.}$; (b) $P_{GX}(I_G)$ la $n = \text{const.}$
- Fig.5.1.7. Caracteristica de sarcină $U_G(I_G)$ la $n=60, 100, 120$ rpm (const.), determinată experimental.
- Fig.5.1.8. Dependența estimată $U_G(I_G)$ la $n = \text{const.}$.
- Fig.5.1.9. Dependențele de turație estimate pentru $P_G, P_{arb}, P_{arbOpt}, P_{arbNom}$ la $I_G=12.5A$.
- Fig.5.1.10. Caracteristicile estimate pentru PMSG și WT1-UPT ($I_G=10A, v=4:2:16$ m/s).
- Fig.5.1.11. Dependențele de turație estimate pentru $P_{arb}(n)$ și $P_{arbOpt}(n)$ la $V=2, \dots, 12$ m/s (const.).
- Fig.5.1.12. Dependența de viteza vântului estimate pentru $P_{arb}(V)$ la $n=30, \dots, 150$ m/s (const.).
- Fig.5.2.1. Topologia WECS cu noul convertor HDC pentru consumatori autonomi
- Fig.5.2.2. Schema de simulare a WECS cu WT1-UPT în Matlab-Simulink
- Fig.5.2.3. Structura buclei de control al curentului convertorului HDC pentru P_{arbOpt} .
- Fig.5.2.4. Rezultate prin simulare (Studiul de caz 1). (a ... f)
- Fig.5.2.5. Variația mărimilor din sistem obținute prin simulare. (a ... h)
- Fig.5.2.6. Sistem WECS de mică putere cu PMSG și cuplaj direct: (a) convențional cu convertor c.c.-c.c. (chopper boost); (b) topologie WECS cu un convertor c.c.-c.c. hibrid nou HDC pentru consumatori autonomi.
- Fig.5.2.7. Structura de control al vitezei de rotație a WECS .
- Fig.5.2.8. Schema Matlab - Simulink de testare a algoritmului de estimare a vitezei vântului
- Fig.5.2.9. Implementarea în Matlab/Simulink a strategiei de conducere
- Fig.5.2.10. Modelul WECS pentru implementarea în Matlab/Simulink a strategiei de conducere bazată pe estimarea vântului.
- Fig.5.2.11. Rezultate ale simulării sistemului WECS cu WT1-UPT în Matlab - Simulink.
- Fig.5.2.12. Structura sistemului de conversie a energiei eoliene (WECS)
- Fig.5.2.13. Structura Matlab - Simulink care simulează frânarea WT1-UPT.
- Fig.5.2.14. Implementarea logicii de frânare a WT1-UPT.
- Fig.5.2.15. Schema frânei electrodinamice ce conectează rezistențele la bornele PMSG.
- Fig.5.2.16. Schema Matlab-Simulink a convertorului c.c.-c.c. hibrid HDC.
- Fig.5.2.17. Structura Matlab - Simulink a WECS care simulează frânarea în cazul defectării PMSG.
- Fig.5.2.18. Variația vitezei vântului la rafală extremă funcțională
- Fig.5.2.19. Variația vitezei vântului la rafală extremă coerentă
- Fig.5.2.20. Rezultate ale simulării pentru o secvență de frânare normală a WECS
- Fig.5.2.21. Rezultate ale simulării pentru o secvență de frânare în cazul unei avarii a generatorului PMSG a WECS
- Fig.5.2.22. Prototipul WECS de cercetare implementat cu WT1-UPT.
- Fig.5.2.23. Prototipul WECS de cercetare implementat cu WT2-UPT.
- Fig.5.2.24. Caracteristica de conducere adoptată $P_{WT}(n)$ în planul caracteristicilor WT și PMSG.
- Fig.5.2.25. Sistemul de conducere al WECS cu WT2-UPT în Matlab-Simulink.
- Fig.5.2.26. Bloc de modelare aerodinamică a WT2-UPT prin blocul WT2B
- Fig.5.2.27. Blocul dBeta de implementare a acțiunii SPAST
- Fig.5.2.28. Blocul CmB de calcul al coeficientului de cuplu al turbinei.
- Fig.5.2.29. Blocul de generare a cuplului motor de antrenare PMSG.
- Fig.5.2.30. WT2B_x40_040_Bloc Măsură
- Fig.5.2.31. Bloc Sarcina_Rg de controlul curentului de sarcină I_{Rg} .
- Fig.5.2.33. Blocul Chart_Comandă_KRg.

- Fig.5.2.34. Blocul Comanda_SW_Rg.
- Fig.5.2.35. Blocul Chart_dBeta de implementare a algoritmului de control al regimurilor de limitare a turației sau de frânare.
- Fig.5.2.36. Tranzițiile blocului Chart_dBeta.
- Fig.5.2.37. Blocul Scops de vizualizare a mărimilor din procesul simulat.
- Fig.5.2.38. Oprire la comandă în regim la limită, sub acțiunea SPAST cu sarcină, cu frânare succesivă electrodinamică - electromecanică : ($V_0=5\text{m/s}$, $V_1=V_{\text{Limită}}=10\text{m/s}$, $I_{Rg}=12.5\text{A}$, $I_{Rg\ Elbreak}=20\text{A}$, $M_{\text{Break}}=450\text{Nm}$, $n_{\text{Final}}=0\text{rpm}$).
- Fig.5.2.39. Oprire la comandă în regim la limită, sub acțiunea SPAST fără sarcină, cu frânare simultană electrodinamică - electromecanică : ($V_0=3,5\text{m/s}$, $V_1=V_{\text{Limită}}=11\text{m/s}$, $I_{Rg}=0\text{A}$, $I_{Rg\ Elbreak}=20\text{A}$, $M_{\text{Break}}=450\text{Nm}$, $n_{\text{Final}}=0\text{rpm}$).
- Fig.5.2.40. Oprire la comandă în regim la limită, sub acțiunea SPAST cu debitare de energie, cu frânare succesivă electrodinamică - electromecanică : ($V_0=3,5\text{m/s}$, $V_1=V_{\text{Limită}}=11\text{m/s}$, $I_{Rg}=12.5\text{A}$, $I_{Rg\ Elbreak}=20\text{A}$, $M_{\text{Break}}=450\text{Nm}$, $n_{\text{Final}}=0\text{rpm}$).
- Fig.5.2.41. Limitare a turației și oprire în regim la limită, sub acțiunea SPAST cu sarcină, cu frânare succesivă electrodinamică și electromecanică : ($V_0=11\text{m/s}$, $I_{Rg}=12.5\text{A}/0\text{A}$, $I_{Rg\ Elbreak}=20\text{A}$, $M_{\text{Break}}=450\text{Nm}$, $n_{\text{Final}}=0\text{rpm}$).
- Fig.5.2.42. Limitare a turației în regim la limită, sub acțiunea SPAST fără sarcină, cu frânare simultană electrodinamică - electromecanică : ($V_0=3,5\text{m/s}$, $V_1=V_{\text{Limită}}=15\text{m/s}$, $I_{Rg}=0\text{A}$, $I_{Rg\ Elbreak}=20\text{A}$, $M_{\text{Break}}=450\text{Nm}$, $n_{\text{Final}}=65\text{rpm}$).
- Fig.5.2.43. Limitare a turației în regim la limită, sub acțiunea SPAST fără sarcină, cu frânare simultană electrodinamică și electromecanică : ($V_0=8,5\text{m/s}$, $V_1=V_{\text{Limită}}=15\text{m/s}$, $I_{Rg}=0\text{A}$, $I_{Rg\ Elbreak}=20\text{A}$, $M_{\text{Break}}=450\text{Nm}$, $n_{\text{Final}}=35\text{rpm}$).
- Fig.5.2.44. Limitare a turației în regim la limită, sub acțiunea SPAST fără sarcină, cu frânare electrodinamică : ($V_0=3,5\text{m/s}$, $V_1=V_{\text{Limită}}=15\text{m/s}$, $I_{Rg}=0\text{A}$, $I_{Rg\ Elbreak}=20\text{A}$, $M_{\text{Break}}=0\text{Nm}$, $n_{\text{Final}}=75\text{rpm}$).
- Fig.5.2.45. Limitare a turației în regim de avarie, sub acțiunea SPAST fără sarcină, cu defectarea electrică PMSG, fără frânare electrodinamică sau electromecanică : ($V_0=4\text{m/s}$, $V_1=V_{\text{Limită}}=15\text{m/s}$, $I_{Rg}=0\text{A}$, $I_{Rg\ Elbreak}=0\text{A}$, $M_{\text{Break}}=0\text{Nm}$, $n_{\text{Final}}=\text{în scădere}$).
- Fig.5.2.46. Limitare a turației în regim de avarie, sub acțiunea SPAST cu sarcină, fără frânare electrodinamică sau electromecanică : ($V_0=8.5\text{m/s}$, $V_1=V_{\text{Limită}}=15\text{m/s}$, $I_{Rg}=12.5\text{A}$, $I_{Rg\ Elbreak}=0\text{A}$, $M_{\text{Break}}=0\text{Nm}$, $n_{\text{Final}}=75\text{rpm}$).
- Fig.5.2.47. Limitare a turației în regim extrem, sub acțiunea SPAST cu sarcină, cu frânare succesivă electrodinamică și electromecanică : ($V_0=10\text{m/s}$, $V_1=V_{\text{extrem}}=35\text{m/s}$, $I_{Rg}=12.5\text{A}$, $I_{Rg\ Elbreak}=20\text{A}$, $M_{\text{Break}}=450\text{Nm}$, $n_{\text{Final}}=95\text{rpm}$).
- Fig.5.2.48. Regim extrem cu limitare a turației sub acțiunea SPAST cu debitare de energie, fără frânare electrodinamică și electromecanică : ($V_0=8,5\text{m/s}$, $V_1=V_{\text{extrem}}=70\text{m/s}$, $I_{Rg}=12.5\text{A}$, $I_{Rg\ Elbreak}=0\text{A}$, $M_{\text{Break}}=0\text{Nm}$, $n_{\text{Final}}=115\text{rpm}$).
- Fig.5.2.49. Regim extrem cu limitare a turației numai sub acțiunea SPAST, fără debitare de energie, fără frânare electrodinamică și electromecanică : ($V_0=8,5\text{m/s}$, $V_1=V_{\text{extrem}}=70\text{m/s}$, $I_{Rg}=12.5\text{A}$, $I_{Rg\ Elbreak}=0\text{A}$, $M_{\text{Break}}=0\text{Nm}$, $n_{\text{Final}}=115\text{rpm}$).
- Fig.5.3.1. Structura de conducere de tip MPPT – diagrama pe nivele ierarhice.
- Fig.5.3.2. Metoda MPPT-HCS cu pas fix pe caracteristica putere mecanică- viteză de rotație: (a) caz cu pas fix mare; (b) caz cu pas fix mic.
- Fig.5.3.3. Metoda MPPT-HCS cu pas divizat.
- Fig.5.3.4. Metoda MPPT-HCS cu pas adaptiv.
- Fig.5.3.5. Diagrama controlerului MPPT cu pas ajustabil.
- Fig.5.3.6. Ilustrarea principiului metodei MPPT cu pas exponențial pe caracteristica putere mecanică – curent.
- Fig.5.3.7. Diagrama algoritmului de determinare a pasului incrementului ΔI_k .
- Fig.5.3.8. Schemă Simulink pentru determinarea incrementului la pasul k .
- Fig.5.3.9. Exemplificarea metodei de urmărire a maximului de putere pe o caracteristica statică de putere tipică a unui agregat aeroelectric.

- Fig.5.3.10. Schema Simulink a subsistemului – Conducere MPPT.
- Fig.5.3.11. Schema bloc Matlab-Simulink a structurii de conducere a WECS bazată pe metoda MPPT-HCS.
- Fig.5.3.12. Rezultate ale simulării, în Cazul 1, pentru viteza medie a vântului $v=6$ m/s: (a) evoluția vitezei vântului; (b) evoluția puterii active (P); (c) evoluția puterii reactive (Q); (d) evoluția tensiunii statorice pe axa q , (v_{sq}).
- Fig.5.3.13. Rezultate ale simulării, în Cazul 2, pentru viteza medie a vântului $v=8$ m/s: (a) evoluția vitezei vântului; (b) evoluția puterii active (P); (c) evoluția puterii reactive (Q); (d) evoluția tensiunii statorice pe axa q , (v_{sq}).
- Fig.6.1.1.1. Schema bloc a convertorului a.c.-c.c.-a.c. unui WECS cu PMSG.
- Fig.6.1.1.2. Schema convertorului HDC.
- Fig.6.1.1.3. Schema echivalentă a HDC pentru comutatorul S: (a) închis (on); (b) deschis (off).
- Fig.6.1.1.4. Formele de undă în regimul de curent continuu (CCM): a) curentul prin tranzistor; b) curentul prin bobină; c) curentul de ieșire.
- Fig.6.1.1.5. Formele de undă în regimul de curent întrerupt (DCM): a) curentul prin tranzistor; b) curentul prin bobină; c) curentul de ieșire.
- Fig.6.1.1.6. Forme de unde pentru CCM. $V_{in} = 400V$, $V_{out} = 50V$, $I_{in} = 17A$: a) curentul prin tranzistor; b) curentul prin bobină; c) curentul de ieșire, într-o perioadă de comutație
- Fig.6.1.1.7. Forme de undă pentru DCM. $V_{in} = 250V$, $V_{out} = 130V$, $I_{in} = 5A$: a) curentul prin tranzistor; b) curentul prin bobină; c) curentul de ieșire, într-o perioadă de comutație
- Fig.6.1.1.8. Curentul maxim, minim și mediu prin bobine ($V_{in} = 400V$; $V_{out} = 50V...130V$; $I_{in} = 17A$).
- Fig.6.1.1.9. Valoarea efectivă a componentei alternative a curentului de intrare. $V_{in} = 400V$, $V_{out} = 50V...130V$, $I_{in} = 17A$.
- Fig.6.1.1.10. Valoarea efectivă a componentei alternative a curentului de ieșire. $V_{in} = 400V$. $V_{out} = 50V...130V$. $I_{in} = 17A$.
- Fig.6.1.1.11. Modelul PSIM pentru simularea în buclă deschisă a HDC.
- Fig.6.1.1.12. Simulare în PSIM, HDC în regim CCM., pentru $V_{in} = 400V$, $V_{out} = 50V$, $I_{in} = 17A$: a) curentul prin tranzistor b) curentul prin bobină c) curent de ieșire.
- Fig.6.1.1.13. Simulare în PSIM, HDC în regim DCM, pentru $V_{in} = 250V$, $V_{out} = 130V$, $I_{in} = 5A$: a) curentul prin tranzistor b) curentul prin bobină c) curentul de ieșire.
- Fig.6.1.1.14. Schema modelului PSIM folosită pentru simulările cu buclă de curent.
- Fig.6.1.1.15. Răspunsul sistemului la controlul cu buclă de curent la semnalul treaptă de 12.5A.
- Fig.6.1.1.16. Variația curentului prin IGBT (a), curentul prin bobină (b) și curentul de ieșire (c), pentru un curent de referință de 9A
- Fig.6.2.1. Structura sistemului SAPS.
- Fig.6.2.2. Structura sistemului de achiziție și prelucrare a semnalelor pentru un agregat aeroelectric.
- Fig.6.2.3. Sistemul de conducere a modelului experimental cu sistemul de achiziție și prelucrare a semnalelor pentru un agregat aeroelectric cu PMSG.
- Fig.6.3.1. Schema generală "*hardware in the loop*" pentru emulatorul WT-UPT.
- Fig.6.3.2. Schema fizică a emulatorului turbinei eoliene.
- Fig.6.3.3. Structura emulatorului cu sistem de achiziție (control realizat de un sistem cu dSpace sau modul cu DSP).
- Fig.6.3.4. Schema de simulare în Matlab-Simulink a emulatorului.
- Fig.6.3.5. Schema de comandă a emulatorului WT implementată în Matlab-Simulink pentru sistemul dSPACE: (a) întregul sistem de control; (b) modulul aerodinamic al turbinei eoliene; (c) modulul mecanic.

- Fig.6.3.6. Rezultate prin simulare: (a) viteza vântului; (b) viteza de rotație unghiulară; (c) cuplul la arborele PMSG; (d) Cuplul turbinei eoliene.
- Fig.6.3.7. Rezultate experimentale: (a) viteza vântului; (b) viteza de rotație unghiulară; (c) cuplul la arborele PMSG; (d) Cuplul turbinei eoliene.
- Fig.6.3.8. Emulatorul experimental pentru turbina eoliană (WT1-UPT, WT2-UPT), cu sistem de control bazat pe dSPACE, a unui WECS cu generator PMSG.

1. INTRODUCERE

1.1. Oportunitatea și obiectivele lucrării.

În lucrarea de față se abordează un domeniu de mare actualitate al energiei resurselor eoliene - cel al sistemelor de conversie a energiei eoliene echipate cu generatoare de inducție și sincrone..

Oportunitatea acestor cercetări este dată de utilizarea pe o scară din ce în ce mai largă, a resurselor energetice regenerabile, în special a celor eoliene, în vederea producerii de energie electrică nepoluantă. Expansiunea energiei eoliene a fost posibilă datorită scăderii continue a prețurilor de cost ale sistemelor de conversie a energiei eoliene, corelată cu politici coerente de promovare a acestor energii ale unor organizații internaționale de profil și ale statelor interesate. În plus, rezultatele cercetărilor efectuate în acest domeniu au condus la creșterea fiabilității componentelor, la îmbunătățirea performanțelor dinamice ale sistemelor de conversie a energiei eoliene.

În cadrul tezei sunt studiate problematici importante ale sistemelor de conversie cum ar fi:

- modelarea și validarea prin simulare a modelelor identificate ale componentelor sistemului de conversie;
- studiul unor structuri de conducere a sistemelor de conversie a energiei eoliene.

Principalele obiective propuse în lucrarea de față sunt:

- O analiza critică a structurilor, configurațiilor, tehnologiilor specifice liniilor de conversie a energiei eoliene în energie electrică, precum și integrarea acestora în sistemele energetice de putere.
- Identificarea de modele matematice ale principalelor elemente componente ale sistemului de conversie în vederea analizei structurilor de conducere propuse.
- Analiza unor metode indirecte de determinare a valorilor unor mărimi specifice sistemului de conversie, în vederea dezvoltării unor metode de conducere, cu urmărirea maximului de putere extrasă din energia vântului.
- Dezvoltarea unor structuri de conducere pentru comanda excitației unui generator de inducție cu două înfășurări statorice separate de sarcină și excitație, în vederea reglării tensiunii la bornele acestuia.
- Analiza funcționării sistemului de conversie în regimuri de funcționare la depășirea limitelor nominale și în caz de avarie.
- Implementarea unor metode de conducere cu urmărirea punctului de putere maximă a agregatelor aeroelectrice.

1.2. Prezentarea conținutului lucrării

Conținutul lucrării este dezvoltat pe parcursul a 7 capitole, 279 pagini, cu o listă de 161 titluri bibliografice și 2 anexe.

În primul capitol sunt prezentate obiectivele principale ale lucrării și modul de structurare al acesteia, funcție de obiectivele tezei și problematica abordată.

În urma analizei domeniului energetic eoliene, în capitolul doi s-a realizat o clasificare a principalelor tipuri constructive ale agregatelor aeroelectrice după mai multe criterii: poziția axului turbinei, tip de generator, tip de convertor de putere, etc. În cadrul acestui capitol, s-a realizat o amplă analiză critică a domeniului, conturându-se stadiul actual în domeniul utilizării energiilor regenerabile, atât pe plan național, cât și pe plan internațional.

Capitolul trei tratează problematica modelării matematice a turbinelor eoliene, principalele componente ale agregatelor aeroelectrice și a diferitelor profile de variație a vitezei vântului necesare pentru simulare și utilizabile în implementarea și testarea unor strategii de conducere. Astfel, au fost dezvoltate modele pentru două tipuri de turbine eoliene de 5kW, proiectate și realizate la UPT: turbina eoliană cu palete fixe WT1-UPT și turbina eoliană cu palete rotative, cu sistem automat de protecție la supraturaj centrifugal WT2-UPT. Se dezvoltă și se implementează prin metode de regresie determinarea expresiilor unor mărimi specifice turbinelor. Aceste mărimi sunt necesare în vederea implementării unei strategii propuse de conducere. Rezultatele obținute sunt validate prin simulare: în regim normal de funcționare, în regim de frânare la depășirea limitelor nominale sau în caz de avarie a unor componente.

În cadrul capitolului patru, cercetările au fost orientate preponderent pe studiul mașinii electrice de inducție cu înfășurări statorice separate - de sarcină și de excitație în regim de generator (DSWIG). Se tratează problematica: modelării matematice a DSWIG în sistemul de referință d-q; a simulării regimurilor statice și dinamice. Se prezintă rezultate experimentale, problema armonicilor și soluții pentru rejecția acestora privind DSWIG pentru sisteme de conversie a energiei eoliene. Se stabilește un algoritm de proiectare pentru obținerea unui generator DSWIG, prin rebobinarea statorului, dintr-o mașină de inducție din producția de serie. În acest capitol se abordează strategii de conducere a WECS bazate pe DSWIG.

În capitolul cinci, cercetarea a fost orientată spre generatorul sincron cu magneti permanenți (PMSG). Se dezvoltă și se implementează metode de determinare a mărimilor specifice PMSG. Se prezintă: modelarea PMSG în sistemul de referință rotativ d-q, stabilirea unei metode originale de extindere a caracteristicilor PMSG de la un număr limitat de experimente, la întreg domeniul nominal de funcționare. Aceste mărimi sunt necesare în vederea implementării unor strategii de conducere prin utilizarea unor mărimi din circuitul intermediar de c.c. de la intrarea convertorului c.c.-c.c. hibrid - HDC, prin eliminarea traductoarelor de turație și a anemometrelor. Se prezintă conducerea sistemului WECS cu PMSG în regim de conducere nominal cu extragerea puterii maxime disponibile din energia vântului și în regim de frânare, în cazul utilizării celor două tipuri de turbine eoliene WT1-UPT și WT2-UPT. S-au studiat și dezvoltat metode de conducere bazate pe urmărirea obținerii unui maxim de putere (MPPT). Testarea strategiei de conducere, cu urmărirea punctului de maxim, s-a realizat pentru diverse regimuri de funcționare (la diverse variații ale vitezei vântului), obținându-se performanțe bune ale acesteia.

Capitolul șase tratează problematica funcționării unor componente ale WECS, pentru care s-au dezvoltat și sintetizat modele utilizabile în implementarea și testarea unor strategii de conducere. Se prezintă realizarea convertorului c.c.-c.c.

hibrid HDC, a sistemul de achiziție multifuncțional și a unui emulator al sistemului de conversie, stand de laborator realizat la UPT, util pentru studiul și testarea echipamentelor reale și a algoritmilor de conducere pentru sisteme WECS, fără o turbină eoliană reală .

În capitolul final al lucrării sunt prezentate concluziile, contribuțiile personale și posibile direcții de cercetare ulterioare în opinia autorului. Teza se întinde pe 279 pagini și conține 211 figuri, 52 tabele și 161 titluri bibliografice. O mare parte din contribuții au fost validate prin publicarea a 21 de lucrări științifice, la care autorul tezei este prim-autor/coautor, acestea fiind în marea majoritate: lucrări publicate în volumele unor conferințe indexate ISI Proceedings; lucrări publicate în volumul unei conferințe indexate Inspec și IEEExplore; lucrări publicate în volumele unor conferințe internaționale neindexate; lucrări publicate la alte conferințe naționale cu participare internațională; lucrări la conferințe/manifestări științifice naționale.

2. .ENERGIA EOLIANĂ - ISTORIE, STAREA ACTUALĂ, PERSPECTIVE, ACTUALITATEA TEZEI

Obiectivele tezei se încadrează în preocupările generale, pe plan mondial, european și național, de reducere / renunțare, în perspectivă, a utilizării, în energetică

- a combustibililor fosili responsabili de încălzirea globală și schimbările climatice ce amenință întreaga planetă, cât și, pe de altă parte, de epuizarea acestor combustibili (zeci de ani la gazele naturale și sute de ani la cărbune),

- a energiilor nucleare, responsabile de posibile catastrofe de iradiere a unor mari suprafețe ale pământului și a apei oceanelor, cât și soluționarea nesatisfăcătoare a depozitării deșeurilor radioactive, ce rezultă în cadrul tehnologiilor nucleare.

Pentru soluționarea problemelor energeticii specialiștii și-au îndreptat atenția, în special, asupra unor resurse energetice neconvenționale, cunoscute și ca "energii regenerabile", ce provin de la surse din natură, care se refac pe cale naturală: vânt, lumină solară, ploaie, valuri, curenții maritimi, căldura și mările mărilor și oceanelor.

2.1. Istorie și actualitate

Prima sursă de energie regenerabilă, folosită de către om, în afară de energia proprie, a fost biomasa (lemn, etc.), în scopul întreținerii focului (începând cu 700...200 mii de ani în urmă). A urmat vântul, folosit pentru propulsie (plute, bărci, corăbii, etc.), sursă utilizată, se estimează, acum circa 7 mii de ani, energia animală, energia apei, cărbunele, petrolul, gazul natural, energia solară.

REN21 ("Renewable Energy Policy Network for the 21st Century") în raportul său pentru anul 2014 [Ren21 2014] menționează că energiile regenerabile, atât cele tradiționale, cât și cele moderne au contribuit în anii 2012 și 2013 cu 19% respectiv cu 22% la consumul general de energie al lumii.

La nivel mondial, cel puțin 30 de națiuni din întreaga lume, au deja energie din surse regenerabile ce contribuie cu mai mult de 30% la alimentarea cu energia necesară.

Energia vântului crește anual cu o rată de 30%, cu o capacitate instalată, pe plan mondial, de 282 482 MW la sfârșitul lui 2012. și este folosită pe scară largă în Europa, Asia și Statele Unite ale Americii.

La sfârșitul anului 2012, capacitatea pe plan mondial a energiei fotovoltaice (PV) a fost de 100 000 MW, în special în Germania și Italia.

Centralele solare termale (SEGS) operează în SUA și Spania, cea mai mare dintre acestea funcționând în deșertul Mojave (354 MW).

Cea mai mare centrală geotermală este The Geysers din California, cu o capacitate nominală de 750 MW.

Brazilia are unul din cele mai mari programe de utilizare a energiilor regenerabile, cuprinzând producția de etanol din trestie de zahăr, etanolul asigurând 18% din consumul pentru mijloace de transport.

Etanolul este, de asemenea, disponibil pe scară largă [WIK-2014].

Mark Z. Jacobson, profesor la Universitatea Stanford (SUA) [JAC-2014], susține că este posibilă, până în 2030, producerea întregii energii necesare, cu sursele de vânt, solare și hidro. Jacobson afirmă că "în primul rând barierele sociale și politice și nu cele tehnologice sunt barierele pentru implementarea energiilor regenerabile".

Sunt în atenție, în afara energiilor deja menționate și alte surse extrem de promițătoare: energia geotermală a rocilor fierbinți și energia oceanică [IEA-2014]. Randamentul acestor tehnologii nu au fost demonstrate convingător, dar ele au un potențial comparabil cu cel al surselor larg acceptate.

2.1.1. Evoluția în timp a cercetărilor IPT / UPT în domeniul agregatelor aeroelectrice

În cele ce urmează se folosește atât denumirea, propusă la UPT, de "agregate aeroelectrice" - AAE, (prin analogie cu denumirea consacrată în hidroenergetică de "agregate hidroelectrice"), pentru agregatele electrogeneratoare ce folosesc ca sursă primară energia vântului pentru care, în prezent, se folosesc denumiri diverse: turbine de vânt, agregate eoliene, cât și WECS (Wind Energy Conversion System) (în limba engleză: se mai utilizează windgenerators, windpower generators, windmills, etc.). Începând cu anul 1982, în cadrul "Planului Național de Cercetare Științifică al RSR" Institutul Politehnic din Timișoara (Catedra de Mașini Hidraulice, Catedra de Electronică, Automatică și Măsură, Atelierele de Practică și Producție) împreună cu Institutul de Proiectări Hidrotim SA Timișoara, UCM Bocșa, Electromontaj Timișoara, s-a angajat în cercetarea, proiectarea și realizarea unor grupuri electrogene aeroelectrice/eoliene, prototipuri și la scară industrială, cu elemente de originalitate privind turbina de vânt, generatorul, sistemele de reglare, fundația și montajul.

Începând cu anul 1982, Universitatea „Politehnica” din Timișoara desfășoară cercetări sistematice pentru promovarea în România a sursei de energie eoliană [Bej 2007]. Domeniile abordate vizează, pe de o parte, problematica evaluării potențialului aeroenergetic în regiunea Banat și, pe de altă parte, problematica valorificării și a tehnologiilor de valorificare a acestui potențial.

Studiile aeroenergetice desfășurate de Centrul de Cercetare pentru Aeroenergetică din cadrul Universității „Politehnica” Timișoara, au identificat, în zona montană a Banatului, peste nouă amplasamente cu potențial eolian, dintre care amplasamentul Semenice, prin avantajele pe care le oferă, a fost calificat ca favorabil pentru realizarea unei centrale (ferme) aeroelectrice.

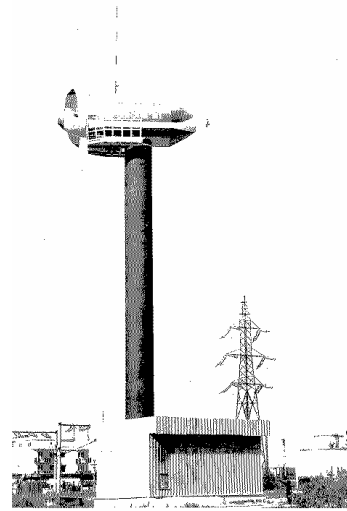
În ceea ce privește valorificarea energiei eoliene, există preocupări pentru două domenii distincte:

- domeniul agregatelor de medie/mare putere destinate centralelor (fermelor) aeroelectrice pe amplasamente performante ca potențial aeroenergetic;
- domeniul agregatelor de putere mică, destinate unor aplicații locale pentru amplasamente cu potențial, aeroenergetic mai redus

Cercetările au demarat cu construcția și cercetarea a două agregate prototip de 30 kW AEROTIM L1 la IPT (Fig.2.1.1a) și AEROTIM M2/30 la Institutul de Cercetări și Proiectări pentru Echipamente Hidromecanice Reșița (ICPEHR), Filiala Timișoara (Fig.2.1.1b) [Bud 1985].



(a)



(b)

Fig. 2.1.1. AAE de 30kW[Bud 2009]:

(a) AEROTIM L1 la IPT; (b) AEROTIM M2/30 la ICPEHR.

Prototipurile de AAE de la IPT și ICPEHR, filiala Timișoara, au urmărit validarea concepției IPT de echipare a AAE industriale de 300 kW care urmau a fi realizate la Uzina Mecanică Bocșa și montate pe platforma montană Semenic [Ant 1987]. ICPEHR și Uzinele Mecanice Bocșa au mai proiectat și realizat pentru Platforma Semenic încă două modele experimentale, în vederea adoptării soluției optime (Fig.2.1.2a,b).



(a)



(b)

Fig. 2.1.2. Semenic, Munții Banatului [Bud 2009]: (a) ferma eoliană; (b) AAE cu DFIG de 300kW.

Este locul de a menționa faptul că pentru agregatele Semenic și prototipurile lor de la IPT și ICPHR a fost propus ca generator mașina de inducție cu rotor bobinat cu ambele înfășurări, statorică și rotorică, cuplate la rețea / consumatori (denumită greșit în literatura de specialitate "cu dublă alimentare", denumirea corectă fiind

"generator cu dublă conexiune la rețea / consumator"). Soluția menționată este originală sau cel puțin, propusă și studiată independent (a se vedea lucrările colectivului de la IPT [Bud 1957, Bud 1959-1, Bud 1959-2]).

La IPT în colaborare cu ICEMENERG București au fost făcute studii pentru echipamentul electric al AAE prototip SAG01-100 de 100kW .

Din literatura de specialitate [Sal 2010] indică că la nivelul anului 2008, soluția propusă de IPT (1959-1982), a devenit soluția adoptată de 68% dintre beneficiarii de AAE.

2.2. Reglementările UE

Având în vedere imperativul actual al diminuării și, în final, al eliminării surselor de energie poluante și în curs de epuizare, în prezent dezvoltarea noilor capacități energetice este strict reglementată pe plan internațional. În țările UE reglementarea problemei considerate este prevăzută în "Directiva 2009/28/CE a Parlamentului European și a Consiliului privind promovarea utilizării energiei din surse regenerabile" [DIR-2009]. Directiva stabilește un cadru comun pentru promovarea energiei din surse regenerabile. Aceasta stabilește obiective naționale obligatorii privind ponderea globală a energiei din surse regenerabile în cadrul consumului final brut de energie și ponderea energiei din surse regenerabile utilizată în transporturi.

Tipul de resurse și potențialul energetic al surselor regenerabile de energie din România sunt prezentate sintetic în Tabelul 2.2.1.

Tabel 2.2.1. Potențialul energetic al surselor regenerabile de energie din România [PNA-2010]

Sursa de energie regenerabila	Potențialul energetic anual	Echivalent economic energie (mii tep)	Aplicatie
Energie solară:			
- termică	60x10 ⁶ GJ	1.433,0	Energie termica
- fotovoltaică	1.200 GWh	103,2	Energie electrica
Energie eoliană	23.000 GWh	1.978,0	Energie electrica
Energie hidro, din care:			
sub 10 MW	6.000 GWh	516,0	Energie electrica
Biomasă	318x10 ⁶ GJ	7.597,0	Energie termica
Energie geotermală	7x10 ⁶ GJ	167,0	Energie termica

Potențialul utilizabil al acestor surse este mult mai mic, datorită limitărilor tehnologice, eficienței economice și restricțiilor de mediu.

Obiectivele generale ale Strategiei de valorificare a surselor regenerabile de energie au constat în:

- integrarea surselor regenerabile de energie în structura sistemului energetic național;
- diminuarea barierelor tehnico-funcționale și psiho-sociale în procesul de valorificare a surselor regenerabile de energie, simultan cu identificarea elementelor de cost și de eficiența economică;
- promovarea investițiilor private și crearea condițiilor pentru facilitarea accesului capitalului străin pe piața surselor regenerabile de energie;
- asigurarea independenței consumului de energie al economiei naționale;
- asigurarea, după caz, a alimentării cu energie a comunităților izolate prin valorificarea potențialului surselor regenerabile locale;

- crearea condițiilor de participare a României la piața europeană de "CertIFICATE VERZI" pentru energie din surse regenerabile.

A fost analizat distinct fiecare sursă de energie recuperabilă (SRE) în parte (energie solară, energie eoliană, hidroenergie, biomasă și energie geotermală) și stabilite obiective specifice.

Conform strategiei, principalele opțiuni pe termen mediu și lung trebuie orientate în următoarele direcții principale [PNA-2010]:

- transferul de tehnologii neconvenționale de la firme cu tradiție și experiența în domeniu, cu norme de aplicare, atestare și certificare conform standardelor internaționale în vigoare;
- elaborarea și implementarea cadrului legislativ, instituțional și organizatoric adecvat;
- atragerea sectorului privat și public la finanțarea, managementul și exploatarea în condiții de eficiență a tehnologiilor energetice moderne;
- identificarea de surse de finanțare pentru susținerea și dezvoltarea aplicațiilor de valorificare a surselor regenerabile de energie;
- stimularea constituirii de societăți tip joint-venture, specializate în valorificarea surselor regenerabile de energie;
- elaborarea de programe de cercetare-dezvoltare orientate în direcția accelerării procesului de integrare a surselor regenerabile de energie în sistemul energetic național.

Tabel 2.2.2. Prognoza producției de energie electrică, TWh [PNA-2010]

	2005	2008	2009	2010	2011	2012	2015	2020
Total producție de energie electrică	59,41	65,5	67,7	70,6	72,2	74,5	89,5	100
Consum intern brut de energie electrică	56,48	62,5	64,2	66,1	67,7	69,5	74,5	85
Productia de E-SRE	20,21	18	19,5	21,7	22,3	23	26	32,5
Productia de energie electrica in centrala nucleara	5,54	10,8	10,8	10,8	10,8	10,8	21,6	21,6
Productia de energie electrica in termocentrale	33,66	36,7	37,4	38,1	39,1	40,7	41,9	45,9
Pondere E-SRE in total consum intern %)	35,8	28,8	30,4	32,8	32,9	33,1	34,9	38,2

Strategia a stabilit obiective concrete pe termen mediu și lung [PNA-2010], astfel ponderea E-SRE în producția de energie electrică de circa 33% pentru anul 2010, 35% pentru anul 2015 și 38% pentru anul 2020.

Tabel 2.2.3. Obiectivul național global pentru ponderea energiei din surse regenerabile în consumul final brut de energie în 2005 și 2020 [PNA-2010]

A. Ponderea energiei din surse regenerabile în consumul final brut de energie, 2005 (S2005) (%)	17,8
B. Obiectivul privind ponderea energiei din surse regenerabile în consumul final brut de energie, 2020 (S2020) (%)	24
C. Consumul total ajustat de energie preconizat pentru 2020 (din tabelul 1, ultima căsută) (ktep)	30278
D. Cantitatea preconizată de energie din surse regenerabile corespunzătoare obiectivului pentru 2020 (calculată ca B × C) (ktep)	7267

Reglementările UE au fost particularizate pentru România de factorii de decizie la nivel național, fiind cuprinse, detaliat, în "Planul Național de Acțiune în Domeniul Energiilor din Surse Regenerabile (PNAER) " [PNA-2010], elaborat de către Institutul Național de Cercetare - Dezvoltare pentru Energetică (ICEMENERG-București). Din documentul la care s-a făcut referire, se prezintă pentru încadrarea tezei în contextul practicii naționale Tabelele 2.2.3, edificatoare în privința importanței temei abordate în teza de doctorat, după cum urmează:

2.3. Agregate aeroelectrice din România

Agregate aeroelectrice de mare putere din România

Capacitatea instalată de energie eoliană din țara noastră a crescut anul 2012 cu 94% față de anul precedent, ceea ce situează România pe locul 5 în Europa în ceea ce privește capacitatea instalată în 2012, se arată în raportul "Energia eoliană și alte surse regenerabile de energie în România - 2013", realizat de TPA Horwath România și Schoenherr și Asociații SCA [TPA-2013]

În anul 2012 (au fost instalați 923 MW) capacitatea cumulată de energie eoliană a României a atins 1905 MW, depășind estimările Agenția Națională de Reglementare a Energiei (ANRE) precum și Planul Național de Acțiune pentru Energia regenerabilă -PNAER [PNA-2010].

România a fost lider între piețele emergente ale Europei în 2012 în ceea ce privește puterea eoliană nou instalată situându-se, așa cum sa arătat , pe locul 5 în Europa, după Germania (2415 MW), Marea Britanie (1897 MW), Italia (1973 MW) și Spania (1122 MW) [PNA-2010].

Analizând stadiul de dezvoltare a parcurilor eoliene în curs de finalizare, pentru 2013 s-a prognozat instalarea a aproximativ 617 MW, estimându-se că România va reuși să asigure din energia eoliană 8% din totalul consumului brut de energie al țării.

Din perspectiva legislației Uniunii Europene privind industria energiei regenerabile, [DIR-2009], prevede un obiectiv obligatoriu de 20% pondere a energiei din surse regenerabile (SRE) din consumul brut la nivel comunitar, care trebuie îndeplinită până în anul 2020. România are ca obiectiv național 24% a SRE din consumul final brut de energie până în anul 2020 [TPA-2013]

Agregate aeroelectrice de mică putere

(i) Considerații generale

La conferința internațională privind energiile regenerabile și calitatea puterii (ICREPQ'11 - International Conference on Renewable Energies and Power Quality) în "Small Wind Energy Spain (invited paper) ", [Man 2011], se prezintă o analiză generală a situației actuale și marile provocări în domeniul sistemelor de mică putere. AWEA (American Wind Energy Association) definește turbine mici acele turbine care au o capacitate de generare de până la 100kW și un diametru al rotorului de până la 18m.

Un studiu al AWEA arată o creștere foarte mare a interesului comercial pentru turbinele mici. Situație demonstrată în numărul mare de variante de turbine de vânt mici (400) produse de 191 de firme din întreaga lume [ALL-2014].

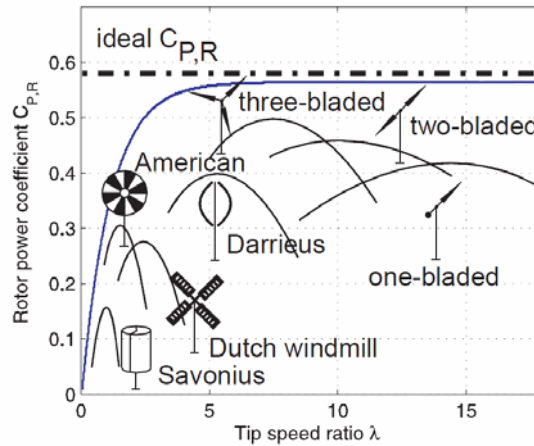


Fig.2.3.1. Coeficientul de putere al turbinelor în funcție de tip speed ratio al diferitelor tipuri de turbine.

O turbină mică cuprinde, pe lângă fundație, turn și rotorul cu palete, mașina electrică de generare, convertoare de putere electronice și alte sisteme auxiliare.

În Fig.2.3.1 [Man 2011] se prezintă o comparație a performanțelor diferitelor tipuri constructive de turbine utilizate, prin coeficientului de putere în funcție de rapiditatea turbinei (tip speed ratio) .

Există numeroase soluții tehnice pentru realizarea sistemului de conversie a energiei eoliene, dar indiferent de abordare a soluționării, structura va conține o mașină electrică cu un câmp electric rotativ și un convertor electronic de putere. Aceste soluții pot fi clasificate după tipul de mașină electrică utilizată ca generator electric și/sau după tipul de convertor de putere.

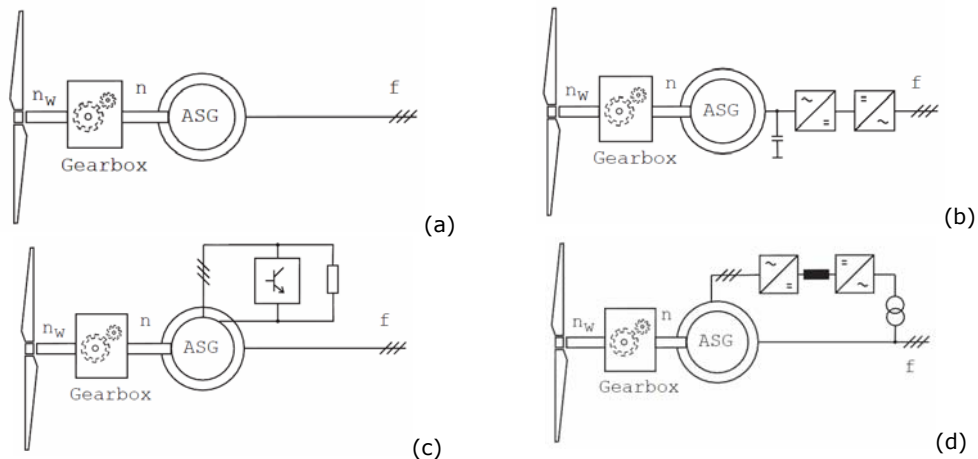


Fig.2.3.2. Structuri de bază pentru agregate aeroelectrice de mică putere cu mașină electrică de inducție: (a) AAE conectat direct la rețea; (b) AAE conectat la rețea prin convertor back-to-back; (c) AAE cu un control dinamic al alunecării; (d) AAE cu generator de inducție cu dublă alimentare (DFIG).

În cazul mașinii de inducție cu rotor bobinat sau în scurtcircuit în colivie se poate utiliza una din următoarele structuri de bază a unui sistem de conversie prezentate în Fig.2.3.2 [Man 2011].

Dacă se utilizează mașina electrică sincronă cu rotor bobinat sau cu magneți permanenți, sistemul de conversie poate avea una din următoarele structuri de bază din Fig.2.3.3 [Man 2011].

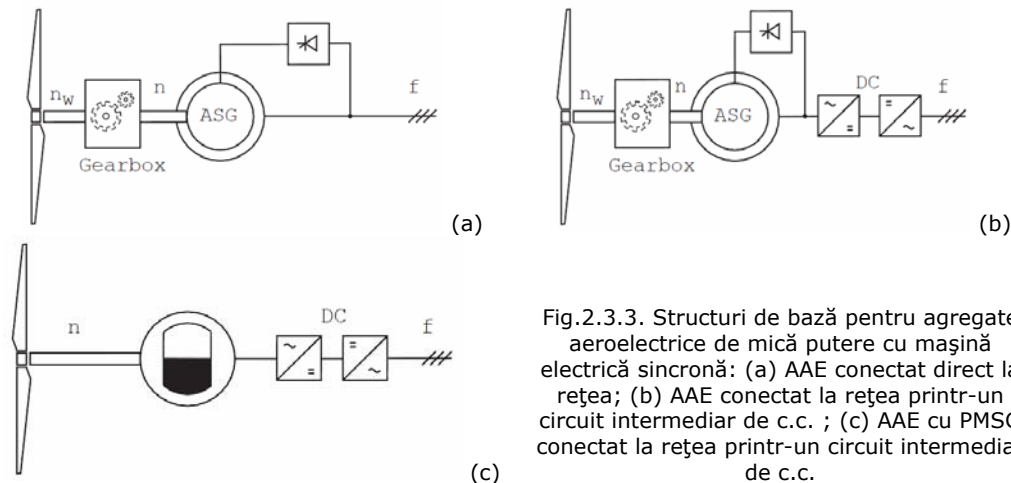


Fig.2.3.3. Structuri de bază pentru agregate aeroelectrice de mică putere cu mașină electrică sincronă: (a) AAE conectat direct la rețea; (b) AAE conectat la rețea printr-un circuit intermediar de c.c.; (c) AAE cu PMSG conectat la rețea printr-un circuit intermediar de c.c.

Soluțiile actuale conțin generatoare electrice asincrone și sincrone cu un cuplaj direct la rețea, sau prin intermediul unor convertoare de putere nominală sau parțială.

Convertorul de putere funcționează ca o interfață între mașina electrică și rețea. Se asigură prin intermediul lui urmărirea extragerii de putere maxim posibilă din cea disponibilă, transferul energiei prin integrarea în sistemul de distribuție a rețelei în care este conectat, urmărind tensiunea și frecvența rețelei. Suplimentar, convertorul de putere permite controlul puterii reactive și capabilitatea de a depăși situațiile de perturbații / avarie de scurtă durată ale rețelei.

Se poate concluziona că piața de desfacere a agregatelor aeroelectrice de putere mică a cunoscut o creștere semnificativă în ultima decadă și se așteaptă ca acestea să joace un rol important în generarea distribuită a energiei electrice în viitor. Există o concurență mare între producătorii din întreaga lume deoarece din ce în ce mai mulți beneficiar solicită această tehnologie. Dezvoltarea acestor tehnologii de generare necesită un mediu de dezvoltare stabil ordonat și un suport guvernamental adecvat. Mașina electrică sincronă cu magneți permanenți (PMSG) este mașina electrică larg utilizată împreună cu convertoarele de putere nominală.

(ii) Cercetări la UPT

Primele cercetări la UPT în domeniul AAE de mică putere au început în anul 2002 în cadrul unui contract de cercetare a unui AAE de mică putere (3.5 kW) cu ax vertical pentru compania canadiană Cleanfield Alternative Energy Inc. (CVE-AIR). Componentele agregatului urmau să fie fabricate și testate de către unitățile de cercetare și fabricație colaboratoare: CVE-AIR (Toronto, Canada), McMaster University Hamilton (Canada), Academia Română Filiala Timișoara, Fabrica Electromotor Timișoara, Clagi SRL Biled Romania. Pentru agregatul EV3.5 s-a

obținut International Patent WO2007/012195 A1. AAE V3.5 a fost asamblat și montat în locații din Canada (Fig.2.3.4a,b,c).

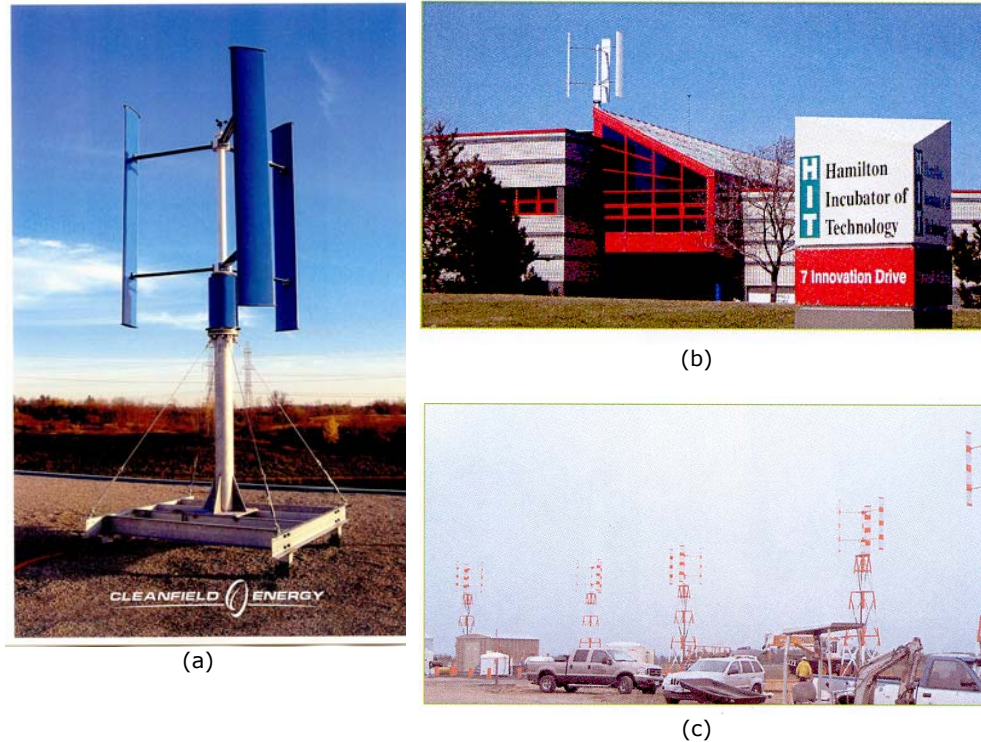


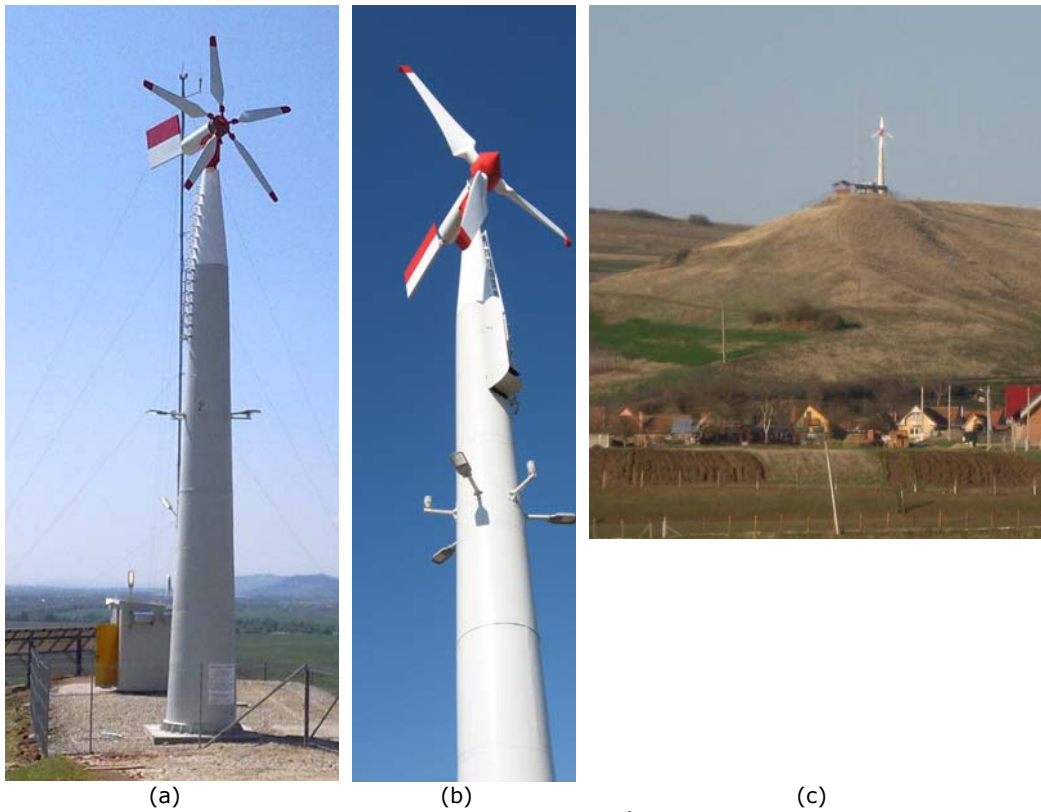
Fig. 2.3.4. AAE cu ax vertical Cleanfield Energy V3.5 (a) [CLF-2012] instalate la: (b) Hamilton, Canada; (c) Kenora Airport, Canada.

Cele mai recente rezultate ale cercetărilor de la UPT, în colaborare cu unități de fabricație și montaj, privind îmbunătățirea structurilor și a randamentului AAE de mică putere și a sistemelor hibride vânt - solare au fost obținute în cadrul a 3 proiecte de cercetare (inclusiv cu finanțare europeană) la care a contribuit și autorul prezentei teze de doctorat, proiecte coordonate de conducătorul științific al acestei teze (în calitate de director de proiect):

- EEA European Economic Area Grant of Iceland, Lichtenstein, Norway: Project Nr. RD-0018 "Improvement of Structures and Efficiency of Small Horizontal Axis Wind Generators with Non-Regulated Blades", 2009-2011 [EEA-2009],
- Proiect Nr.127/ICER-TM, Sectorial Operational Programme Increase of Economic RD&I: Operation 2.2.1, National PROGRAMME "CAPACITIES", MODULE I: Large investment projects, 2009-2011 [PRO-2009].
- Proiect: "Sisteme Hibride de Conversie a Energiei Regenerabile de Mică Putere Integrate într-o Rețea (MICROREN)", Proiect Tip 2, Contract: 36, Autoritate contractantă:UEFISCDI, 2012-2015 [PRO-2012].



(a) vedere de ansamblu; (b) grupul motor de inducție - generatorul PMSG. [EEA-2009]



(a) și (b) Fig.2.3.6. Agregatele aeroelectrice cu turbinele de vânt WT1-UPT (a) și WT2-UPT (b) cuplate direct cu generatorul PMSG având amplasamentul situat în comuna Ciugud, jud. Alba (c) [EEA-2009].

În figurile Fig.2.3.5a,b este redată instalația experimentală de laborator realizată la UPT în vederea cercetării a agregatelor WT-UPT cu modelare analogică,

cu motor electric a turbinei eoliene și cu elementele reale ale lanțului de conversie a.c.-c.c.-a.c. ale agregatelor.

Contribuțiile autorului prezentei teze de doctorat, în cercetarea menționată, sunt prezentate în 21 de lucrări publicate la manifestări științifice din țară și străinătate, cât și în prezenta teză de doctorat.

În Fig.2.3.6, sunt prezentate câteva vederi ale agregatelor WT-UPT instalate pe amplasamentul comunei Ciugud, jud.Alba, România.

O precizare ce se impune în legătură cu cele prezentate mai sus este aceea că toate componentele - turbinele de vânt, generatorul electric PMSG, sistemele electronice de măsurare, conversie (a.c.-c.c.-a.c.) și conducere (PLC, DSP, DSPACE) au fost concepute, realizate, studiate și experimentate la UPT pe modelul experimental de laborator la care s-a făcut referire.

Având în vedere oportunitatea extinderii utilizării agregatelor aeroelectrice de mică putere, semnalată de cercetătorii din întreaga lume, în prezent pe plan mondial se desfășoară, în continuare, cercetări de îmbunătățire a tuturor componentelor acestor agregate:

- sistemele de susținere a AAE mari și mici, pe amplasamente (sisteme plutitoare pe mări și oceane, în cazul agregatelor de putere mare, sisteme multirotor, sisteme de susținere pe acoperișul clădirilor, respectiv de amplasare a AAE pe stâlpii pentru iluminatul șoselelor, sisteme cu levitație magnetică a turbinelor de vânt, etc., în cazul agregatelor de mică putere),

- noi tipuri de rotoare ale turbinelor de vânt, - noi tipuri de generatoare electrice, respective de îmbunătățiri constructive și de configurare a înfășurărilor acestora,
- noi tipuri de convertoare electronice de putere în linia de conversie turbină de vânt-rețea/consumatori,
- noi tipuri de sisteme de acumulare a energiei excedentare, în cazul AAE autonome,
- etc.

Considerațiile de mai sus motivează și cercetările din prezenta teză, rezultate ale acestor cercetări constituind părți ale tezei și totodată obiectul unei propuneri de invenții depusă la Oficiul de Stat pentru Invenții și Mărci (OSIM) [Bud 2010]:

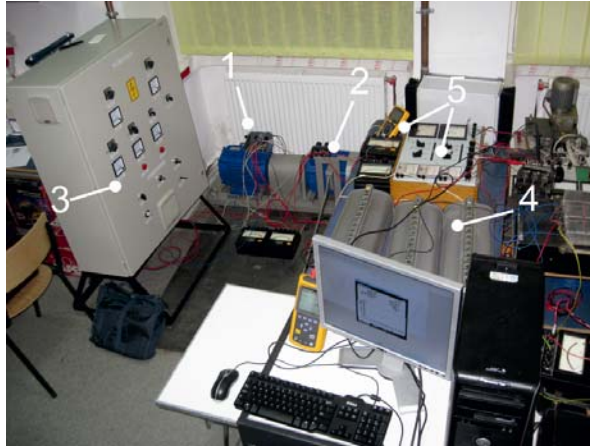


Fig.2.3.7. Stand experimental pentru agregate aeroelectrice cu generator DSWIG [PRO-2012], unde: (1) motor de inducție pentru antrenare ; (2) generator DSWIG; (3) convertor electronic de putere cu tensiune și frecvență variabilă pentru alimentarea motorului de inducție; (4) sarcina rezistivă ; (5) aparate de măsură.

Invenția se referă la structuri de configurare a înfășurărilor statorice ale generatoarelor de inducție și sincrone.

Structurile preconizate, conform invenției, se caracterizează prin: a) decalajul, pe circumferința statorului, cu 90 grade electrice, a celor două sisteme de înfășurări statorice; b) configurările de înfășurări statorice de sarcină pot fi aceleași cu cele ale generatoarelor duale cunoscute sau pot fi diferite de acestea - înfășurări trifazate și ieșire monofazată sau două înfășurări monofazate ortogonale într-o conexiune cu ieșire monofazată; c) posibilitatea aplicării soluțiilor preconizate și la generatoarele sincrone.

Pe lângă avantajele sistemelor duale cunoscute, se obțin și alte avantaje importante: reacție pozitivă a curenților de sarcină asupra fluxului magnetic rotitor al generatorului, diminuarea cuplajului magnetic dintre cele două sisteme de înfășurări statorice și, corespunzător, simplificarea modelului matematic al generatorului, cu toate consecințele ce decurg din aceste avantaje asupra caracteristicilor operaționale ale generatorului și sistemelor de conducere ale agregatelor realizate cu astfel de generatoare.

Una din preocupările actuale de la UPT este și elaborarea unor structuri de conversie cu generatoare de inducție cu două sisteme de înfășurări statorice. În Fig.2.3.7 se prezintă aspecte ale standului de modelare experimentală a AAE cu generator de inducție cu două înfășurări statorice (DSWIG).

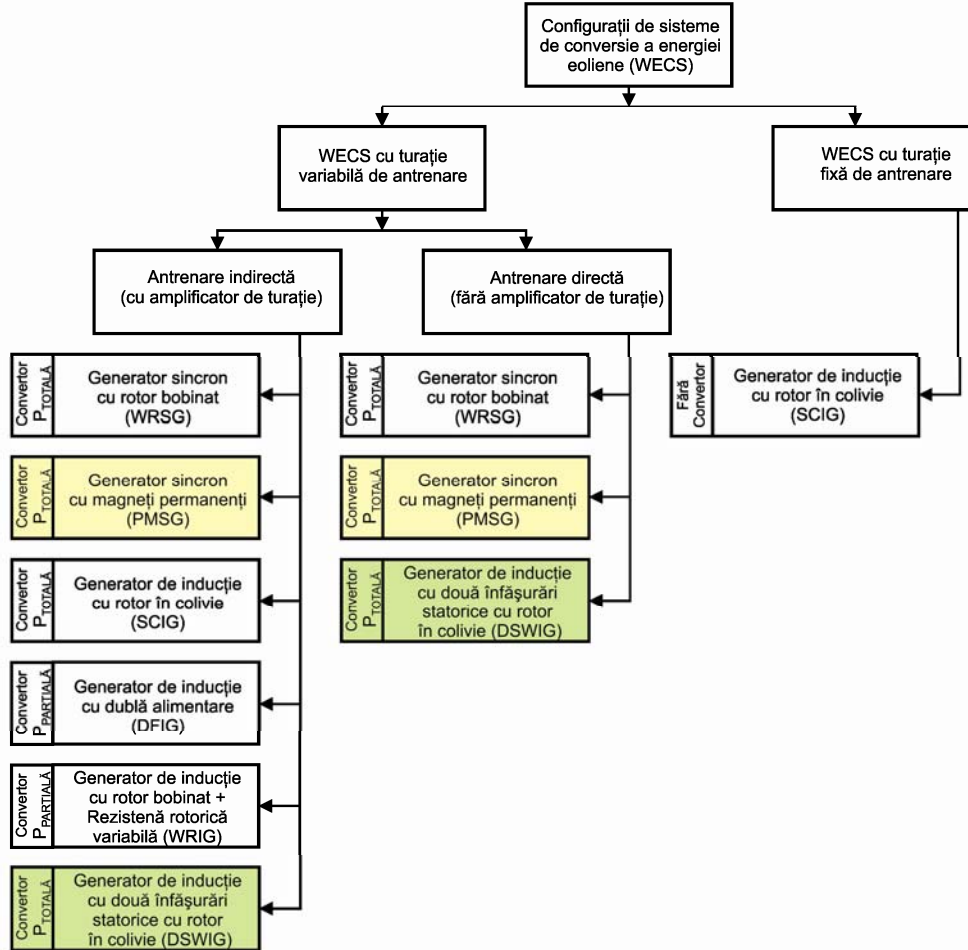


Fig.2.4.1 Clasificarea configurațiilor de sisteme de conversie a energiei eoliene.

2.4. Analiza critică comparativă a tipurilor de structuri

Într-un efort de a reduce continuu costurile, de a crește fiabilitatea și de a îmbunătăți eficiența sistemelor de conversie a energiei eoliene (WECS), o varietate de configurații WECS au fost dezvoltate. O clasificare a celor mai comune configurații este prezentată în Fig.2.4.1, unde turbinele eoliene pot fi clasificate, în general, în turbinele cu viteză de rotație fixă și variabilă.

Turbinele de viteză fixă folosesc un generator de inducție cu rotor în scurtcircuit (SCIG) conectat direct la rețea și, prin urmare, nu au nevoie de nici un convertor de putere în timpul funcționării normale.

Turbinele eoliene cu viteză variabilă pot fi împărțite în turbine cu cuplaj direct sau indirect.

În turbinele cu cuplaj direct, cu viteză de rotație redusă, se utilizează generatoare sincrone (SGS), cu un număr mare de poli. Viteza de rotație a generatoarelor sincrone este proiectată pentru a se potrivi cu viteza de rotație a

turbinei astfel încât, cutia de viteze care este necesară, în mod normal în alte configurații, este eliminată. Ambele, generatoare sincrone cu rotor bobinat (WRSG) și generatoare sincrone cu magneți permanenți (PMSG) corespund pentru turbine cu cuplaj direct, caz pentru care este necesar un sistem convertor de putere de capacitate mare. Sistemul convertor servește ca o interfață între generator și rețeaua electrică.

Tabel 2.4.1. Configurații de WECS de putere mare frecvent utilizate.

Tip de WECS	Cu turație fixă	Cu turație variabilă				
		WRIG + rezistență rotorică	DFIG	SCIG	WRIG	PMSG
Generator	SCIG	WRIG + rezistență rotorică	DFIG	SCIG	WRIG	PMSG
Topologia convertorului de putere	Fără convertor	Redresor cu diode + convertor c.c.-c.c.	VSC cu două nivele	VSC cu 2 sau 3 nivele, CSC comandat PWM	VSC cu 2 sau 3 nivele, Redresor cu diode + convertor c.c.-c.c. boost CSC comandat PWM	VSC cu 2 sau 3 nivele, Redresor cu diode + convertor c.c.-c.c. boost CSC comandat PWM
Capacitatea de putere a convertorului	Nu este cazul	Mică	Redusă	Totală	Totală	Totală
Domeniul de variație a turației	< 1% din turația de sincronism	<10% din turația de sincronism	± 30% din turația de sincronism	Tot domeniul	Tot domeniul	Tot domeniul
Soft starter	Da	Da	Nu	Nu	Nu	Nu
Cutie de viteze	Da	Da	Da	Da	Opțional	Opțional
Tipul de control aerodinamic al puterii	- stall - active stall - pitch	- pitch	- pitch	- pitch	- pitch	- pitch
Compensarea puterii reactive externe	Necesară	Necesară	Nu	Nu	Nu	Nu
Controlul puterii active și MPTT	Nu este aplicabil	În domeniu limitat	Da	Da	Da	Da

Turbinele acționate indirect, necesită o cutie de viteze (amplificator de turație - AT) pentru a se corela viteza de rotație redusă a turbinei eoliene cu viteza de rotație nominală mare a generatorului. Generatoarele WRSG, PMSG, și SCIG echipate cu convertoare de putere de capacitate totală, au fost folosite în sistemele practice de conversie a energiei eoliene. În plus, generatoarele de inducție cu dublă alimentare (DFIG) cu convertoare de capacitate diminuată și generatoare de inducție cu rotor bobinat (WRIG) cu convertor cu rezistență rotorică variabilă controlată s-au găsit, de asemenea, în aplicații practice [Man 2011, Wu 2011].

În Tabelul 2.4.1 se prezintă principalele configurații WECS de mare putere considerate.

Acest capitol oferă o privire de ansamblu asupra unor variate configurații WECS:

- WECS cu generator SCIG cu viteză de rotație fixă fără convertoare de putere,
- WECS cu generator WRIG cu viteză de rotație variabilă cu convertoare de capacitate redusă
- WECS cu generator DFIG cu viteză de rotație variabilă cu convertoare de capacitate redusă
- WECS cu generator SCIG cu viteză de rotație variabilă cu convertoare de putere de capacitate totală
- WECS cu generator PMSG cu convertoare de putere de capacitate totală
- WECS cu generator DSWIG cu convertoare de putere de capacitate totală.

Cele mai multe dintre aceste configurații au găsit aplicații practice, iar unele au fost propuse ca având caracteristici promițătoare pentru dezvoltări ulterioare. Principalele caracteristici și dezavantajele fiecărei configurații vor fi discutate în continuare.

În Fig.2.4.2 se prezintă structura tehnologică a sistemelor WECS corelată cu tipul de generator, structura rotorului și a statorului, respectiv a tipului de convertor de putere electronic de conectare a generatorului la rețea / consumatori. Sunt marcate cele două tipuri de structuri tehnologice care sunt studiate în cadrul tezei:

- structura cu mașina sincronă convențională cu magneți permanenți (PMSG);
- structura cu mașina de inducție cu două înfășurări statorice cu rotor în colivie (DSWIG).

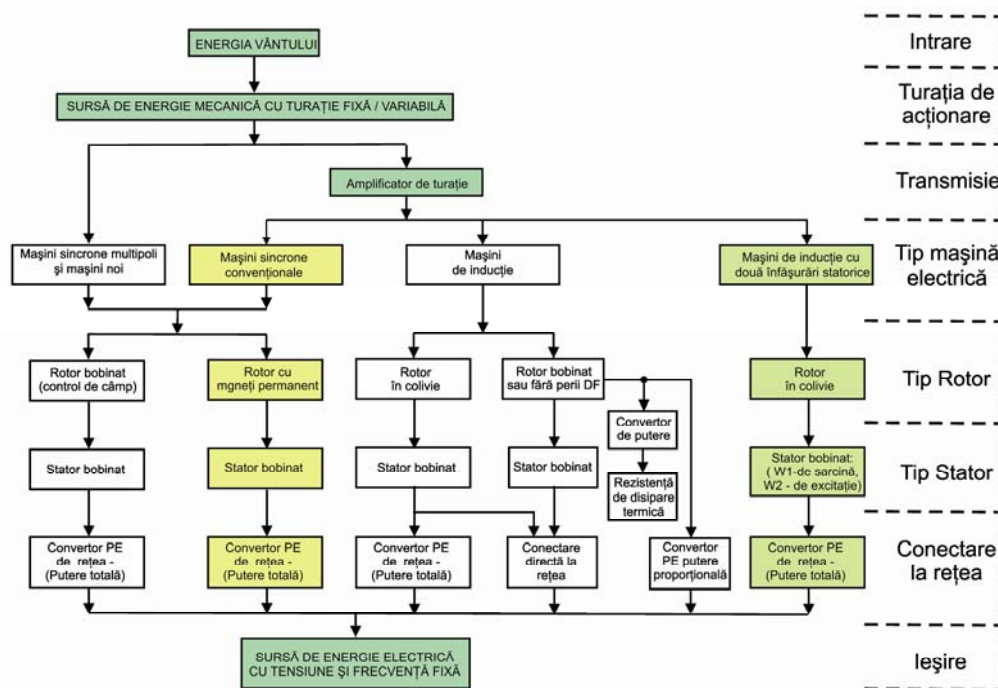


Fig.2.4.2. Structura (tehnologică) a sistemelor WECS corelată cu tipul de generator

2.4.1. WECS cu viteză de rotație constantă

Sistemele WECS cu viteză de rotație constantă, care utilizează exclusiv generatoare de inducție cu rotor în colivie (SCIG), pot funcționa cu o turație constantă sau două turații constante.

(1) WECS cu o singură viteză de rotație,

WECS cu o singură viteză de rotație, în care generatorul funcționează la o singură viteză de rotație constantă, are structura tipică din Fig.2.4.3.

La pornirea turbinei, softstarterul asigură pornirea lentă prin alimentarea de la rețea a generatorului în regim de motor, până când tensiunea aplicată generatorului este crescută treptat de la zero la nivelul de tensiune a rețelei. Odată ce procesul de pornire este depășit, soft starterul este șuntat de un comutator, WECS debitând în rețea printr-un transformator.

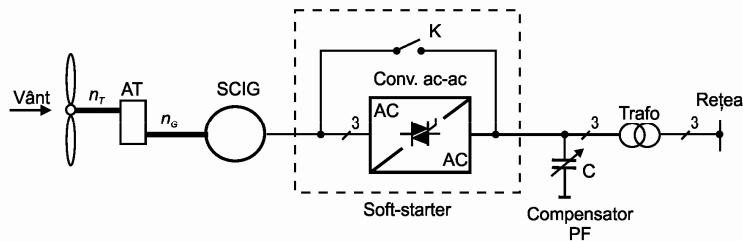
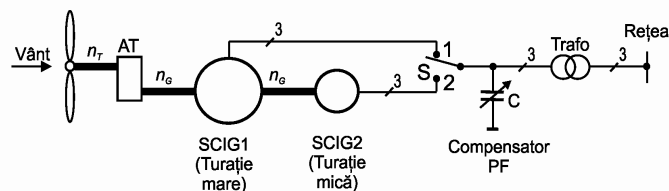


Fig.2.4.3. Configurația unui sistem WECS cu viteză de rotație fixă.

Pentru a compensa puterea reactivă inductivă consumată de generatorul de inducție, este utilizat, în mod normal, un compensator al factorului de putere (PF) pe bază de condensatoare. Sistemul, deși are un preț mic, are randamentul de recuperare maxim a energiei vântului numai la o singură turație, corespunzătoare unei singure viteze a vântului.

(2) WECS cu două viteze de rotație

WECS cu două viteze de rotație, în care generatorul poate funcționa cu două viteze de rotație constante prin modificarea configurației de poli din înfășurările statorice sau prin utilizarea a două generatoare de putere diferită funcționând optim la două turații constante diferite, antrenate de același ax (Fig.2.4.4.a) [Amm 1986] sau de axe diferite (Fig.2.4.4.b) ale amplificatorului de turație, comutatorul S selectează generatorul care va debita în rețea conform domeniului turației de antrenare.



(a)

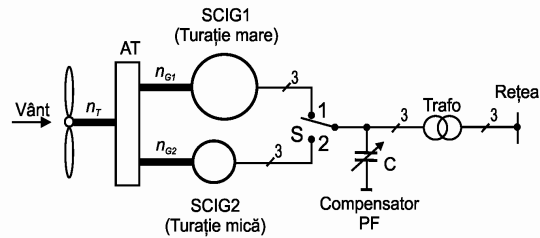


Fig.2.4.4. WECS cu două viteze de rotație cu două generatoare:
(a) cu un ax; (b) cu două axe.

Sistemul WECS poate converti la putere maximă corespunzător a două viteze diferite ale vântului, ceea ce duce la îmbunătățirea randamentului energetic. Dezavantajul sistemului constă în necesitatea a două generatoare, care mărește costul și greutatea sistemului, pe lângă complexitatea adăugată în componentele mecanice.

2.4.2. WECS cu viteză de rotație variabilă

Creșterea eficienței captării de energie de la vânt, în condițiile în care viteza vântului își modifică aleator valoarea, se poate face prin realizarea sistemelor WECS cu turație de antrenare variabilă a generatorului, astfel ca să existe posibilitatea adaptării turației turbinei la valoarea vitezei de rotație corespunzătoare puterii maxime a caracteristicii de putere a turbinei la o valoare dată a vitezei vântului.

În funcție de tipul de generator utilizat, aceste WECS pot fi clasificate astfel:

2.4.2.1. WECS cu un generator de inducție cu rotor bobinat (WRIG) cu rezistență rotorică externă

WECS cu un generator de inducție cu rotor bobinat (WRIG) cu rezistență rotorică externă, controlată de un convertor extern, având configurația din Fig.2.4.5. Valoarea echivalentă a rezistenței variabile externe R_{ext} , depinde de factorul de umplere al convertorului. Generatorul poate funcționa în diferite puncte de funcționare cu valori diferite ale R_{ext} . Aceasta introduce un interval de variație a turației moderată, de obicei, mai puțin de 10% din turația nominală [Bue 2008, Bur 2009].

Principalul avantaj al acestei configurații, comparativ cu WECS cu viteză de rotație constantă este costul redus și simplitatea ei. Printre cele mai importante dezavantaje se numără domeniul limitat al vitezei de rotație, incapacitatea de a controla pe partea de rețea a puterii reactive și randamentul redus din cauza pierderilor rezistive.

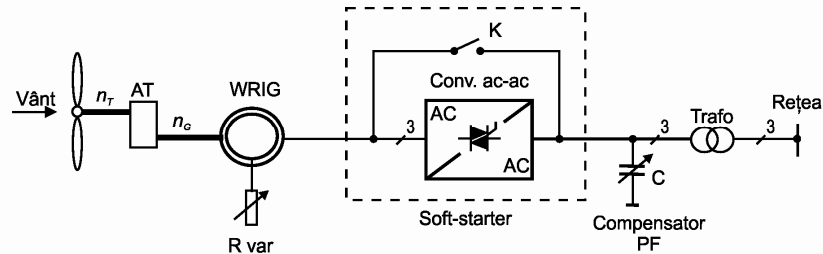


Fig.2.4.5. Sistem WECS cu generator WRIG cu convertor de control al rezistenței rotorice externe.

2.4.2.2. WECS cu generator de inducție cu dublă alimentare DFIG cu convertor cu capacitate limitată de putere în circuitul rotoric,

WECS cu generator de inducție cu dublă alimentare DFIG cu convertor cu capacitate limitată de putere în circuitul rotoric, având configurația din Fig.2.4.6, este una dintre principalele configurații WECS în industria de conversie a energiei eoliene de astăzi. Satorul este conectat la rețea direct, în timp ce rotorul este conectat la rețea prin intermediul convertoarelor de putere de capacitate redusă [Mul 2002], fluxul de putere în circuitul rotorului este bidirecțional, poate curge de la rețea spre rotor sau invers. Deoarece atât satorul, cât și rotorul pot furniza energie rețelei, generatorul este cunoscut ca un generator cu dublă alimentare (DFIG).

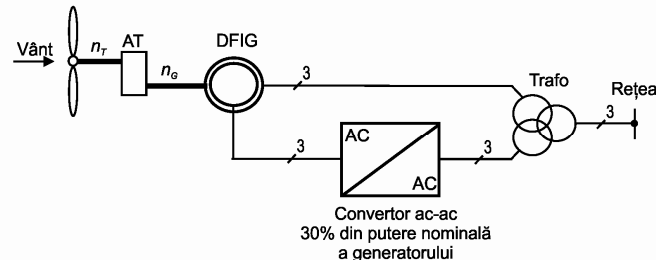


Fig.2.4.6. Configurația unui sistem WECS cu generator DFIG.

Convertorul utilizat este de tip sursă de tensiune (VSC) cu două nivele cu IGBT, într-o configurație back-to-back, are o putere de 30% din puterea nominală a generatorului DFIG, funcționând în patru cadrane. Convertorul de pe partea rotorică controlează cuplul sau puterea activă/reactivă a generatorului, în timp ce convertorul de pe partea rețelei controlează tensiunea din circuitul intermediar c.c. și puterea reactivă de pe partea a.c. Deoarece sistemul are capacitatea de a controla puterea reactivă, nu este necesară compensarea externă a puterii reactive.

Domeniul de viteze de rotație a sistemului WECS cu DFIG este de aproximativ $\pm 30\%$, ceea ce este cu 30% peste și cu 30% sub turația de sincronism [Mul 2002]. Domeniul total de variație de 60% poate satisface, în mod normal, toate condițiile de vânt și, prin urmare, este suficient pentru funcționarea cu viteză de rotație variabilă a WECS.

Utilizarea convertoarelor de putere de capacitate redusă determină reducerea costurilor, greutateii și a dimensiunii fizice. Comparativ cu sistemele WECS

cu viteză de rotație fixă, randamentul conversiei energiei eoliene a sistemelor WECS cu DFIG este mult îmbunătățită.

2.4.2.3. WECS cu generator de inducție cu rotor în scurtcircuit în colivie SCIG cu convertor de putere de capacitate totală

WECS cu generator de inducție cu rotor în scurtcircuit în colivie SCIG cu convertor de putere de capacitate totală, are configurația tipică din Fig.2.4.7. În cazul în care convertorul a.c.-a.c. este format dintr-o sursă de tensiune („voltage source rectifier” - VSR) și un inverter sursă de tensiune („voltage source inverter” - VSI), cu IGBT. Cele două convertoare sunt identice ca topologie și sunt conectate printr-un circuit intermediar de curent continuu cu filtru capacitiv. Pentru sistemele WECS de putere mare, puterea nominală a convertorului a.c.-a.c. poate fi mărită prin conectare paralel de module cu IGBT, presupunând luarea unor măsuri speciale pentru a se asigura un curent de circulație minim între modulele conectate paralel, sau prin conectarea paralel a mai multor canale convertoare a.c.-a.c. [Ehl 2007]. Când sistemul furnizează rețelei o cantitate mică de energie, la viteze scăzute ale vântului, pot rămâne în funcțiune unul sau mai multe canale de convertoare, ceea ce duce la o eficiență mai mare a sistemului.

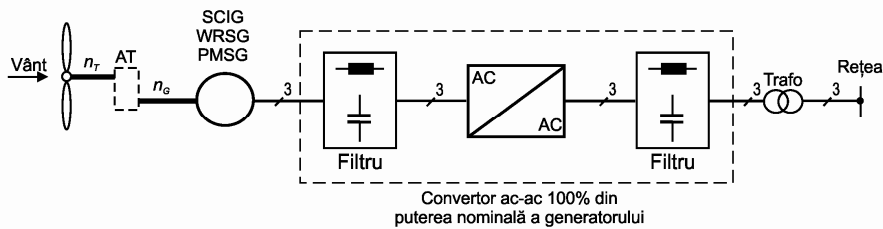


Fig.2.4.7. Configurație de sistem WECS cu generator SCIG cu convertor VSC cu două nivele.

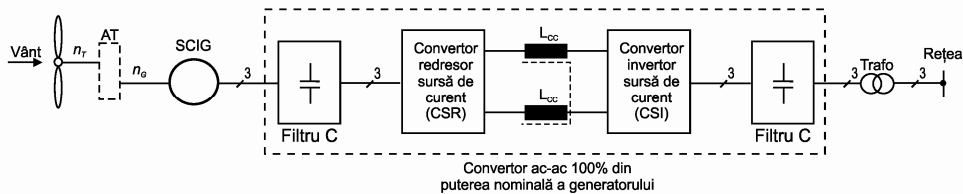


Fig.2.4.8. Configurație WECS cu SCIG cu convertor back-to-back sursă de curent de capacitate de putere totală.

În configurația tipică de convertor sursă de curent pentru sisteme WECS cu viteză de rotație variabilă [Jin 2007], se prezintă în Fig.2.4.8. Sunt folosite două convertoare identice, unul, de partea generatorului, cu funcționare ca redresor sursă de curent („current source rectifier” - CSR) comandat PWM, și celălalt, de partea rețelei, cu funcționare ca inverter sursă de curent („current source inverter” - CSI) comandat PWM. Aceste convertoare necesită un condensator trifazat conectat la bornele a.c. respective pentru a ajuta comutarea dispozitivelor comutatoare și a atenua armonicile de comutație. Redresorul și inverterul sunt conectate printr-un circuit intermediar de curent continuu cu inductanța L_{CC} , care netezește curentul continuu și, de asemenea, decuplează circuitul generatorului de circuitul rețelei. Principalele caracteristici ale convertorului sursă de curent sunt: structura simplă, cu un număr mic de elemente de comutare; comutație cu dv/dt redus; o protecție la

scurt-circuit mai sigură în comparație cu convertorul VSC (sursă de tensiune). Deși răspunsul dinamic al CSC nu poate fi la fel de rapid ca răspunsul dinamic al VSC, aceasta este o configurație de convertor promițătoare pentru a fi utilizată în sistemele WECS de medie tensiune. Configurațiile cu convertoare sursă de curent sunt imposibile de aplicat în sisteme WECS cu generator SCIG de medie tensiune [Wu 2008, Kou 2010].

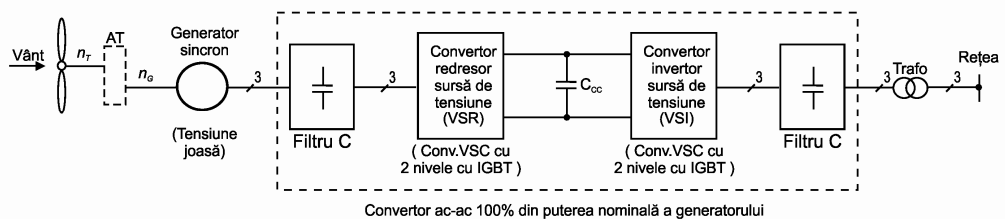
2.4.2.4. WECS cu generatoare sincrone WRSG și PMSG cu viteză de rotație variabilă

Sisteme WECS cu generatoare sincrone (SG) pot avea mult mai multe configurații decât sistemele WECS cu generator de inducție (IG).

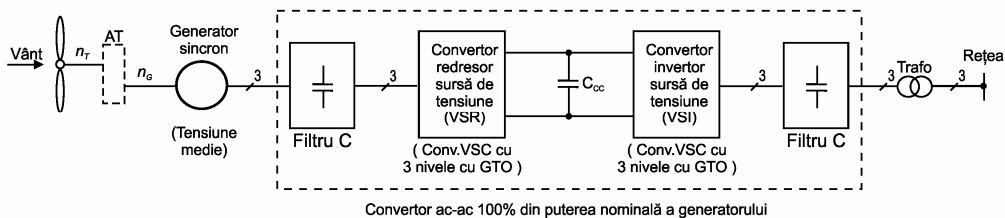
Acest lucru se datorează în principal faptului că: (i) fluxul rotoric este asigurat la WRSG (generator sincron cu rotor bobinat) prin înfășurarea de excitație sau la PMSG (generator sincron cu magneți permanenți) prin magneți permanenți, prin urmare, redresorul cu diode redresoare poate fi folosit ca și convertor pe partea generatorului; (ii) generatorul sincron poate fi realizat mai ușor cu un număr mare de poli și multifazat, cu un cost mai bun comparativ cu generatorul de inducție.

Nu toate sistemele WECS cu SG au nevoie de o cutie de viteză (amplificator de turație). Atunci când este utilizat un generator cu viteză de rotație redusă, cu un număr mare de poli, cutia de viteze poate fi eliminată. Sistemul WECS, fără un angrenaj mecanic intermediar, este atractiv datorită reducerii costurilor, greutateii și întreținerii.

În Fig.2.4.9 se prezintă configurații de WECS cu generator SG. Convertorul a.c.-a.c. de conectare a SG la rețea are o structură dependentă de domeniul de tensiune. Pentru tensiune joasă, convertorul este de tip sursă de tensiune VSC cu două nivele cu IGBT și condensator în circuitul intermediar (Fig.2.4.9.a), respectiv cu un convertor c.c.-c.c. boost din circuitul intermediar c.c. (Fig.2.4.9.d). Pentru tensiunea medie, convertorul utilizat poate fi VSC cu trei nivele cu GTO cu condensator în circuitul intermediar de c.c. (Fig.2.4.9.b) sau unul CSC cu două nivele cu GTO cu inductanțe în circuitul intermediar de c.c. (Fig.2.4.9.c).



(a)



(b)

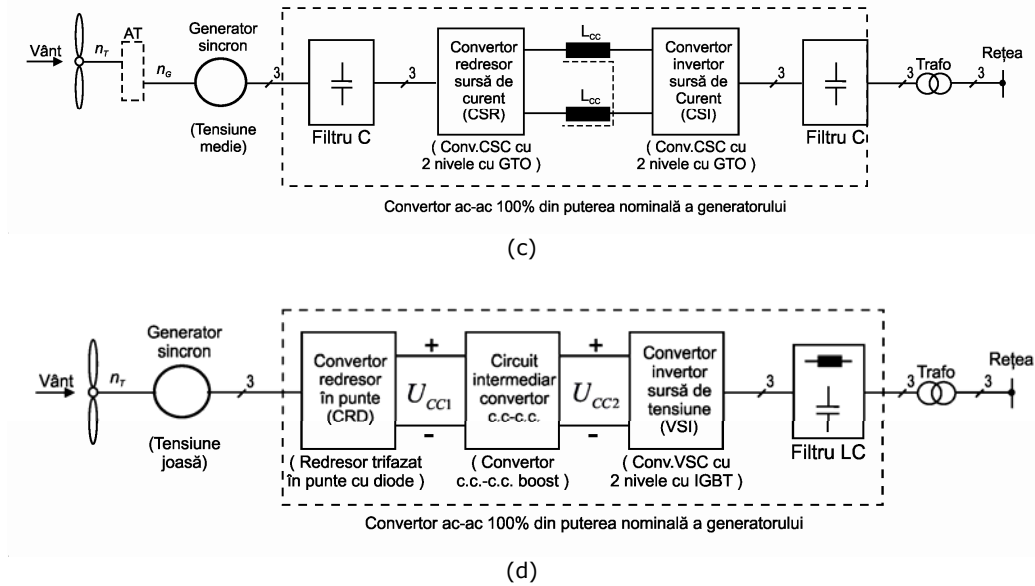


Fig.2.4.9. Configurație de WECS cu generator SG cu (a) convertor VSC cu două nivele pentru tensiune joasă; (b) convertor VSC cu trei nivele NPC pentru tensiune medie; (c) convertor CSC pentru tensiune medie; (d) convertor a.c.-a.c. cu circuitul intermediar de c.c. format dintr-un convertor c.c.-c.c. boost

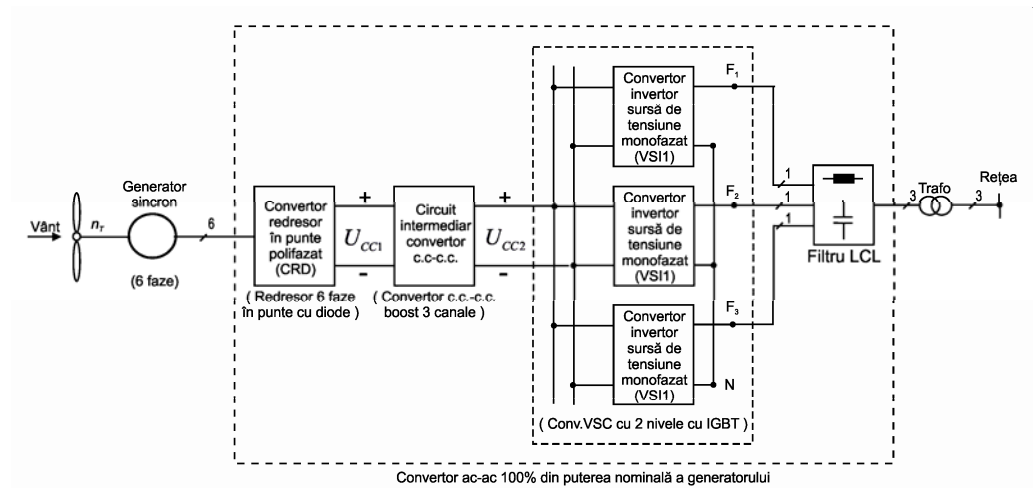


Fig.2.4.10. Configurație WECS cu generator SG cu 6 faze cu un convertor c.c.-c.c. boost cu trei canale și un invertor format din trei invertoare monofazate.

Pentru a reduce prețul de cost al sistemelor WECS, redresorul sursă de tensiune VSC cu două nivele din Fig.2.4.9.a poate fi înlocuit cu un redresor cu diode și un convertor c.c.-c.c. boost (ridicător) așa cum se arată în Fig.2.4.9.d. Această configurație de convertor nu poate fi folosită pentru sistemele WECS cu generator SCIG deoarece redresorul cu diode nu poate furniza curentul de magnetizare

necesar pentru generatorul de inducție. Redresorul cu diode convertește tensiunea a.c. variabilă a generatorului într-o tensiune de curent continuu, care este amplificată prin convertorul c.c.-c.c. boost la o tensiune de curent continuu mai mare decât cea de la intrare. Este important să se asigure furnizarea de putere maximă capturată la rețea, în tot domeniul de viteze a vântului, fiind necesară amplificarea tensiunilor mici ale generatorului la viteze reduse ale vântului la un nivel suficient de ridicat pentru buna funcționare a invertoarelor. Invertorul cu două nivele controlează tensiunea circuitului intermediar de curent continuu și, respectiv, puterea reactivă pe partea de rețea.

Puterea nominală a sistemului WECS poate fi în intervalul de la câțiva kilowați la câteva sute de kilowați și poate fi mărit în continuare la nivelul megawaților prin utilizarea unui convertor cu două canale sau mai multe canale convertoare c.c.-c.c. boost.

Comparativ cu redresorul sursă de tensiune comandat PWM, redresorul cu diode și convertorul c.c.-c.c. boost sunt mai simple și mai rentabile. Cu toate acestea, un dezavantaj semnificativ constă în faptul că curentul statoric este puternic distorsionat datorită utilizării redresorului cu diode, armonicele curentului măbind pierderile în generator și determină pulsații ale cuplului.

Această configurație a fost adoptată pentru realizarea sistemelor WECS WT1-UPT și WT2-UPT proiectate și realizate de Universitatea Politehnica Timișoara în cadrul grantului din spațiul economic european [EEA-2009, PRO-2009, PRO-2012.].

O îmbunătățire a prețului de cost comparativ cu soluția unui convertor VSC back-to-back cu capacitate de putere totală, este redată în Fig.2.4.10, o configurație WECS alternativă folosind un generator SG cu șase faze, cu un convertor c.c.-c.c. boost multi-canal, caz în care ieșirea generatorului este redresată prin două punți redresoare trifazate cu diode. Pentru a crește puterea nominală sunt utilizate: un convertor c.c.-c.c. boost cu trei canale intercalate și trei invertoare monofazate surse de tensiune VSI pe fiecare fază [Xio 2005].

Prin controlul, pentru convertorului c.c.-c.c. boost a factorului de umplere, pentru invertor a indicelui de modulare și a unghiului de defazare, se pot controla:

- puterea de activă (sau cuplul generator) de pe partea generatorului,
- curentul din circuitul intermediar de c.c.,
- puterea reactivă pe partea de rețea.

2.4.2.5. Configurații WECS cu generatoare sincrone SG cu multiple înfășurări cu convertoare distribuite

Pe lângă dispozitive sau convertoare conectate paralel, așa cum s-a discutat anterior, este posibil să se mărească puterea nominală a sistemelor WECS utilizând convertoare distribuite pentru un generator cu mai multe înfășurări sau pentru mai multe generatoare. În mod corespunzător, transformatorul de pe partea rețelei poate fi de asemenea proiectat cu mai multe înfășurări. Această configurație are o serie de avantaje, cum ar fi: (i) *Convertoare de putere joasă pentru WECS de ordinul megawaților*, puterea totală generată poate fi livrată rețelei printr-o serie de convertoare sursă de tensiune standard cu două nivele din producția de serie, cu un preț de cost redus și cu o fiabilitate îmbunătățită. (ii) *Nu există curent de circulație sau o reducere a puterii furnizate*, convertoarele distribuite fiind izolate unele față de altele neexistând curenți care circulă între convertoare, ceea ce determină, de asemenea, să nu se reducă puterea furnizată de convertoare. (iii) *Pulsații ale cuplului și distorsiuni armonice reduse*, curenții armonici de ordin inferior, produși de convertoarele de pe partea generatorului pot fi anulate, prin defazajul dintre

tensiunile statorului din cele două înfășurări statorice, respectiv, pe partea rețelei, se pot folosi transformatoare defazoare care pot anula curenții armonici de ordin inferior produși de convertoarele de pe parte rețelei.

Abordarea generatorului multi-înfășurări este ilustrată în Fig.2.4.11, în cazul utilizării unui generator cu șase faze, grupate în n seturi trifazate defazate între ele cu $360^\circ/n$. Alimentarea rețelei se face prin intermediul unui convertor cu n canale distribuite (VSC1 ... VSCn). Fiecare canal al convertorului este compus dintr-un convertor sursă de tensiune cu două nivele și un filtru. Deoarece cele n seturi de înfășurări ale statorului sunt izolate, nu există nici un curent care circulă între canalele convertorului. Prin urmare, ieșirile celor n canale ale convertorului pot fi conectate la aceeași înfășurare a transformatorului. Ca alternativă, poate fi utilizat un transformator de defazare spre rețea.

Printr-o proiectare adecvată a schemei de comandă a comutației a celor n invertore, performanța armonică pe partea rețelei a sistemului poate fi îmbunătățită și prin transformatorul defazor. Deși generatorul cu mai multe înfășurări are o proiectare specială, deci cu costuri mai mari, această configurație a găsit aplicare practică datorită celorlalte avantaje prezentate anterior [Bir 2007].

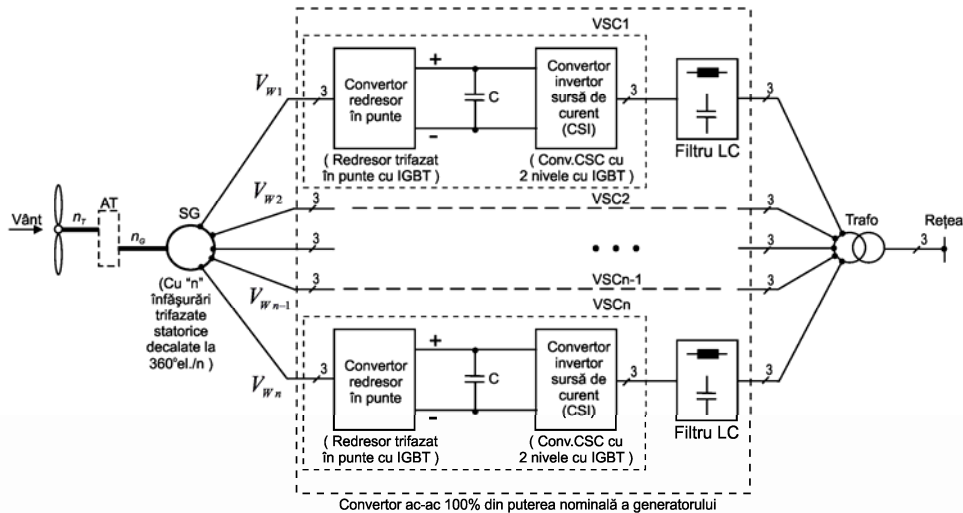


Fig.2.4.11. Configurație WECS de ordin multi-megawaților cu generator sincron cu n înfășurări statorice.

1.4.2.6. Configurație WECS cu generator PMSG multiplu

O configurație recentă cu patru generatoare sincrone și etaje convertoare de energie distribuite, disponibilă pe piața comercială, este prezentată în Fig.2.4.12 [Mik 2006]. Sistemul folosește o cutie de viteze distribuită cu mai mulți arbori de mare viteză, care acționează patru generatoare de tip PMSG independente. Fiecare generator este conectat la rețea prin intermediul unui canal convertor de capacitate de putere parțială din cea nominală totală, compus dintr-o punte redresoare cu diode și convertor sursă de tensiune cu două nivele. Având în vedere că puterea este împărțită între cele patru convertoare distribuite, sistemul WECS poate ajunge la domeniul de putere de ordin multi-megawaților fără a utiliza dispozitive de comutare sau convertoare conectate paralel. Acest sistem WECS este disponibil pe piața comercială.

Principalul avantaj al acestei configurații este densitatea de putere mare realizată prin cutia de viteze distribuită și sistemul generator multiplu. Acest lucru duce la o nacelă ușoară și mică pentru un sistem WECS de ordinul multi-megawaților și reduce astfel costurile de transport și instalare. Această configurație poate asigura redundanță pentru cazul unei funcționări în caz de avarie. În cazul în care un singur canal convertor are un defect, acesta poate fi scos din funcțiune, puterea poate fi ușor distribuită celorlalte canale. Dacă viteza vântului este mare, de asemenea, prin comanda unghiului de atac al paletelor se poate reduce puterea capturată cu scopul de a compensa canalul convertor defect.

Principalul dezavantaj al sistemului este că necesită o cutie de viteze complexă.

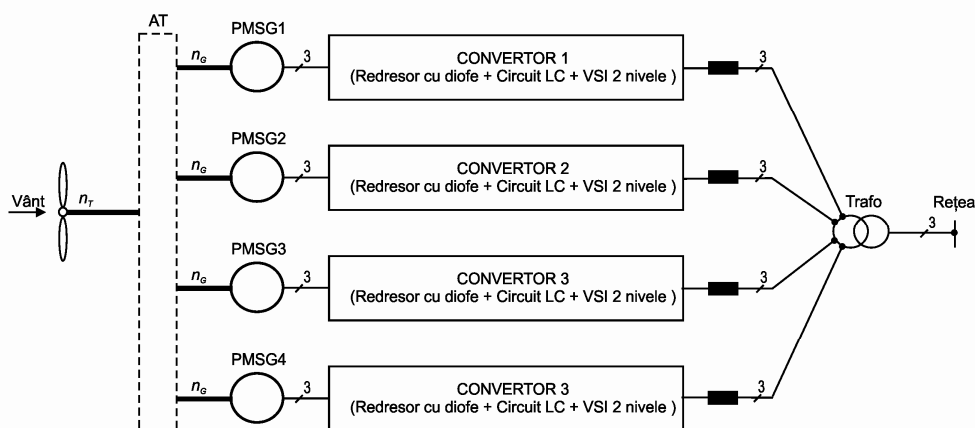


Fig.2.4.12. Configurație WECS cu patru generatoare PMSG interfațate prin redresoare cu diode și convertoare VSC cu două nivele.

2.4.2.7. Filtrele armonice

Componentele armonice ale curenților și tensiunilor prin înfășurările generatorului și de partea rețelei, produse de convertorul electronic de putere poate afecta atât funcționarea generatorului cât și, prin perturbațiile injectate, rețeaua la care este conectat sistemul de conversie a energiei eoliene. Utilizarea filtrelor armonice este obligatorie pentru îmbunătățirea regimului de funcționare.

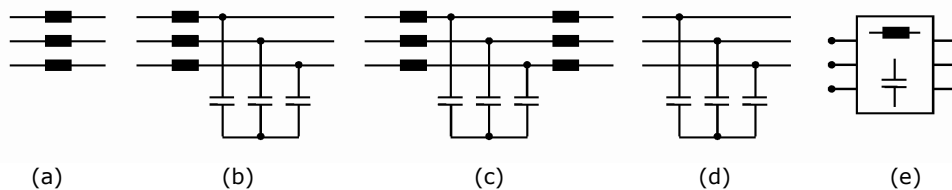


Fig.2.4.13. Filtre armonice pentru sisteme WECS:

(a) Filtru L; (b) Filtru LC; (c) Filtru LCL; (d) Filtru C; (e) Bloc filtru.

Filtrele armonice rezolvă problemele cauzate de armonicile de comutație în sistemele practice de conversie a energiei eoliene, generate de convertoarele de putere. Filtrele din Fig.2.4.13.a,b,c, sunt folosite în convertoarele sursă de tensiune („voltage source converters” - VSC), filtrul prezentat în Fig.2.4.13.d este un

condensator trifazat pentru convertoarele sursă de curent („current source converters” - CSC).

Filtrul C pe lângă funcția de filtru, asigură condensatorul cerut de CSC pentru a ajuta la procesul de comutare a comutatoarelor electronice semiconductoare de putere [Wu 2006]. Filtrul L este utilizat în convertoarele de pe partea generatorului pentru a reduce distorsiunea armonică a curentului și a tensiunii generatorului, ceea ce duce la o reducere a pierderilor armonice în miezul magnetic al generatorului și în înfășurările acestuia.

Filtrele LC și LCL pot fi de asemenea utilizate în convertoare pe partea rețelei pentru a obține rezultate mai bune în satisfacerea cerințelor privind armonicele prevăzute de diferite coduri de rețea. Prin utilizarea acestor filtre se pot reduce în mod eficient problemele ridicate de dv/dt cauzate de comutația rapidă a comutatoarelor semiconductoare. Un dezavantaj este că aceste filtre (LC și LCL) pot determina oscilații rezonante LC. Parametrii de filtrare și modurile rezonante trebuie să fie proiectate pentru a evita posibilele oscilații LC.

Tabel 2.4.2. Configurațiile de sisteme WECS, de mică putere, considerate în teză.

Caz WECS	Tip turbină eoliană	Turația de antrenare a generatorului	Tip generator	Domeniul de variație a turației de antrenare	Amplificator de turație	Tipul de control aerodinamic al puterii	Compensarea puterii reactive externe	Controlul puterii active și MPTT
Realizare WECS cu WT1-UPT [EEA-2009]	WT1-UPT	Cu turație variabilă	PMSG	Tot domeniul	Fără	- stall	Nu	Da
Realizare WECS cu WT2-UPT [EEA-2009]	WT2-UPT	Cu turație variabilă	PMSG	Tot domeniul	Fără	- active stall	Nu	Da
Stand emulator experimental WECS WT1-UPT [EEA-2009]	Emulator 1 WT1-UPT	Model cu turație variabilă	PMSG	Tot domeniul	Da	- stall	Nu	Da
Stand emulator experimental WECS WT1-UPT [EEA-2009]	Emulator 1 WT2-UPT	Model cu turație variabilă	PMSG	Tot domeniul	Da	- active stall	Nu	Da
Stand emulator experimental WECS WT1-UPT [PRO-2012]	Emulator 2 WT1-UPT	Cu turație variabilă	DSWIG	Tot domeniul	Fără	- stall	Da	Da

În paragrafele următoare din acest capitol se vor considera următoarele variante de configurații WECS studiate în teză, sintetizate în Tabelul 2.4.2:

- WECS cu generator PMSG cu convertoare de putere de capacitate totală echipate cu două tipuri de turbine, WT1-UPT cu palete fixe și WT2-UPT cu sistem de protecție automat la supraturație, în variantele realizate în cadrul grantului din spațiul economic european [EEA-2009, PRO-2009] și pe standul experimental de la Universitatea Politehnica Timișoara cu emulator al sistemelor WECS cu generator și convertoare la scară reală.

- WECS cu generator de inducție cu două înfășurări statorice (DSWIG) cu convertoare de putere de capacitate totală [PRO-2012], studiat pe standul experimental de la UPT cu emulator de turbină WT1-UPT și generator DSWIG și convertoare la scară reală.

2.5. Concluzii

În contextul actual, caracterizat prin creșterea alarmantă a poluării cauzate de producerea de energie din arderea combustibililor fosili, devine importantă reducerea dependenței de acești combustibili. Energia eoliană s-a dovedit deja a fi o soluție foarte bună pentru problema globală. Energia eoliană și alte surse de energie regenerabile pot deveni un element important al sistemului energetic românesc. Acest lucru reclamă mai mult sprijin pentru sectorul energiei eoliene, și în special dezvoltarea unui sistem de reglementare transparent, o condiție necesară din punct de vedere al investitorilor. Astfel este necesar să se asigure stabilitatea pe termen lung a cadrului juridic și de reglementare și în rezolvarea problemei legate de conectarea la rețea.

Printr-o combinație de diferite tipuri de generatoare și transformatoare, au fost dezvoltate o varietate de configurații WECS. S-au prezentat cele mai comune configurații practice de sisteme WECS și configurații în curs de dezvoltare. S-au discutat diverse aspecte tehnice legate de aceste configurații în funcție de tipurile de generatoare, topologii de convertoare de putere, de control al puterii active, eficiența de conversie a energiei și de compensare a puterii reactive pe partea de rețea. Au fost analizate pentru fiecare dintre configurații caracteristicile, avantaje și dezavantaje.

3. VÂNTUL ȘI TURBINE EOLIENE. CARACTERISTICI

3.1. Necesitatea unor sisteme eoliene de mică putere

Turbinele eoliene convertește energia cinetică a vântului în energie mecanică la arbore și, în final în energie electrică prin generatoare electrice.

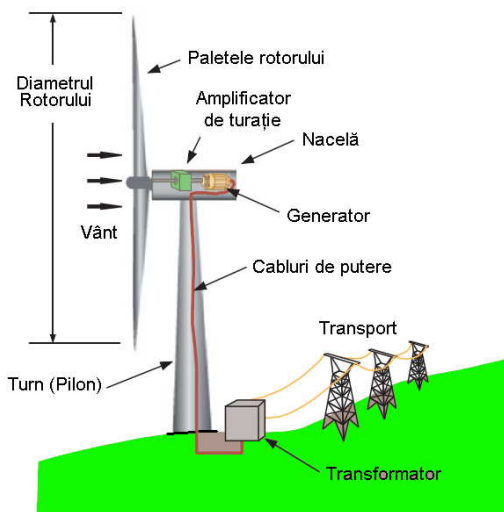


Fig.3.1.1. WECS cu turbina eoliană cu ax orizontal.

Fig.3.1.1 prezintă un sistem WECS reprezentativ. Turnul (pilonul) asigură un pedestal pentru nacelă, care adăpostește generatorul și alte echipamente din spatele rotorului cu palete. Dacă viteza vântului este mică la nivelul solului, un turn cu înălțime mare servește pentru plasarea rotorului cu palete la un nivel cu viteză mare a vântului. Sistemul de control al rotației nacelui o rotește cu paletele în direcția vântului. Energia electrică de ieșire a mai multor WECS dintr-o fermă eoliană, este colectată într-o substație, interconectarea lor făcându-se printr-o rețea de tensiune medie, înainte de a fi transferată la rețeaua electrică.

În Fig.3.1.2 se prezintă structura nacelui unei turbine eoliene cu ax orizontal. Nacela conține amplificatorul de turație, generatorul electric, convertoarele electronice de putere și sistemul de conducere, monitorizare și protecție. Prin intermediul mecanismului de antrenare a paletelor, fixat de butucul rotorului turbinei, se poate modifica unghiul de atac al paletelor. Turnul (pilonul) de susținere asigură înălțimea necesară axului turbinei pentru a permite: rotirea în condiții de siguranță a paletelor; asigurarea funcționării turbinei eoliene la o înălțime, la care energia vântului este mai mare.

Inițial, sistemele WECS erau echipate cu generatoare de inducție, capabile să furnizeze direct rețelei energia electrică a.c. Aceasta impunea ca turația turbinei să fie constantă, corespunzătoare frecvenței rețelei.

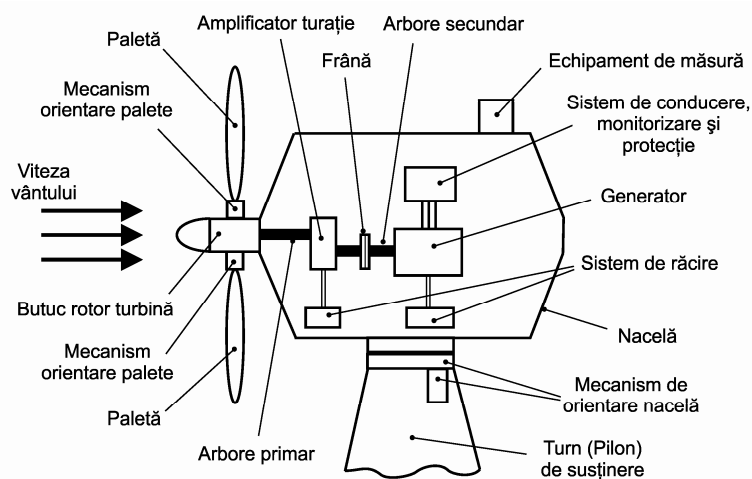


Fig.3.1.2. Elemente ale naceli unui sistem de conversie a energiei eoliene.

În prezent, turbinele eoliene pot fi utilizate la turații variabile, fiind însă echipate, atât cu generatoare de inducție, cât și sincrone. Printr-un convertor electronic de putere corespunzător, energia electrică de frecvență variabilă generată este convertită în c.c. și apoi reconvertită în energie electrică a.c. cu parametri impuși de rețea (frecvență, formă, amplitudine, fază, etc.)



Fig.3.1.3. Ferme eoliene: (a) terestră ("onshore"), (b) marină ("offshore").

În Fig.3.1.3a este prezentată o fermă eoliană terestră ("onshore"), care beneficiază de o construcție simplă, o funcționare și costuri de exploatare mai reduse, respectiv o conectare mai simplă la sistemele de transport terestre existente.

La fermele eoliene marine ("offshore") viteza vântului, de regulă mai mare și mai constantă, dar pot întâmpina condiții de mediu mult mai ostile (de exemplu, salinitatea apei și furtunile puternice) (Fig.3.1.3b).

Albert Betz a determinat în 1919 că limita maximă teoretică pentru extragerea energiei este de 16/27 (59.3%) din puterea disponibilă a vântului [Bet 1966].

Puterea totală asociată energiei cinetice a vântului este [Bet 1966]:

$$P_W = \frac{1}{2} \dot{m} v^2 = \frac{1}{2} (\rho A v) v^2 = \frac{1}{2} \rho A v^3 \quad (3.1.1)$$

unde: \dot{m} este viteza masică a aerului; A este aria măturată de paletele turbinei; ρ este densitatea aerului; v viteza de deplasare a aerului.

Realizarea eficienței Betz nu este posibilă nici în cazul unei proiectări optime a turbinei eoliene. Caracteristicile dependenței puterilor: P_W - puterea totală, calculată cu relația (3.1.1), $P_{W\text{ Betz}}$ - puterea limită maxim teoretic obținabilă a lui Betz, $P_{W\text{ arb}}$ - puterea actuală, presupusă a fi 70% din puterea limită a lui Betz, în funcție de viteza vântului, v , în domeniul 0 ... 15 m/s, pentru o turbină eoliană cu un diametru al paletelor $D = 5.5\text{m}$, densitatea nominală a aerului $\rho = 1.2\text{ kg/m}^3$, aria parcursă de palete $A = \pi(D/2)^2$, sunt reprezentate în Fig.3.1.4.

Acest exemplu ilustrează importanța amplasării turbinei eoliene (fermei eoliene) în locații cu o viteză medie mare a vitezei vântului.

3.1.1. Caracteristici funcționale ale turbinei eoliene din WECS

Tipuri de turbine eoliene

Turbinele eoliene au două configurații de bază, turbine eoliene cu ax orizontal și turbine eoliene cu ax vertical, rotorul turbinei eoliene putând fi propulsat fie de forțele aerodinamice portante sau de tracțiune. Turbinele cu ax orizontal sau vertical, bazate pe forța de tracțiune, funcționează cu turații mici, dar cu un cuplu mare. Pe de altă parte, turbinele cu ax orizontal sau vertical bazate pe forța portantă, funcționează cu turații mari și cu un cuplu rezultat mic, pot fi utilizate pentru generare de energie electrică [Par 1981].

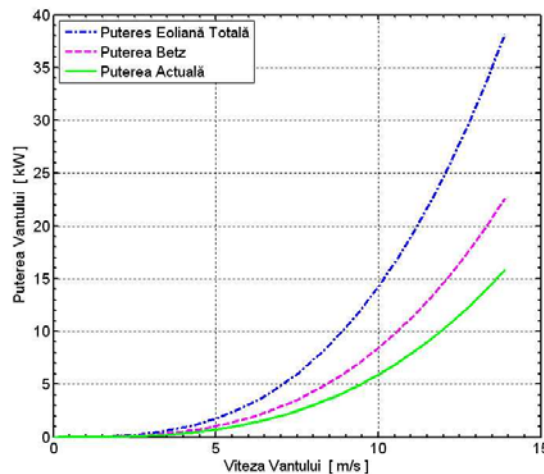


Fig.3.1.4. Puterea totală a vântului, puterea maxim teoretică a lui Betz și puterea actuală pentru 70% din eficiența Betz pentru o turbină eoliană cu diametrul de 5.5m.

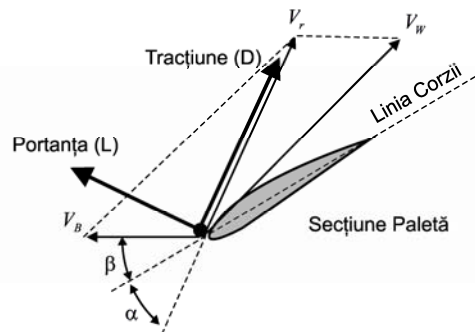


Fig.3.1.5. Forța de portanță și de tracțiune al unei turbine eoliene.

Fig.3.1.5 prezintă o secțiune transversală a paletei rotorului și forțele care acționează asupra ei într-o reprezentare aerodinamică plană. Forța portanță (L) este produsă perpendicular pe direcția vitezei relative a vântului (V_r), în timp ce forța de tracțiune (D) este aliniată cu aceasta. Viteza relativă a vântului este vectorul rezultat sumă a vectorului vitezei mișcării paletei (V_p) și vectorul vitezei vântului (V_w). Forța portanță împinge paletele de-a lungul căii de rotație, cauzând o împingere, care produce un cuplu la axul rotorului turbinei. Forța portanță crește pe măsura creșterii unghiului de atac (α) în domeniul normal de funcționare, de exemplu înainte ca paleta să atingă regimul de funcționare turbulentă. În regimul turbulent de funcționare forța portanță rămâne practic constantă, independentă de unghiul de atac. Pentru o estimare precisă a cuplului generat, este important să se considere scurgerile la vârful paletelor, care produc turbulențe în sistem și reduc unghiul de atac văzut local, în consecință determinând o scădere a puterii extrase de la vânt. Când se alege un profil este important să se considere caracteristica de pierdere a vitezei și sensibilitatea la agitația vântului. Este important de menționat că este neeconomic să se construiască turbine robuste care să funcționeze în tot domeniul de vitezele a vântului.

Prin urmare, este necesară utilizarea unei metode de limitare a forței aerodinamice a rotorului turbinei eoliene. Principalele metode de limitare sunt: reglare a reducerii turației pasivă sau activă ("passive and active stall regulation"), reglarea unghiului de atac ("pitch regulation ") și reglarea frânării ("furling regulation "). Reglarea limitării pasive a turației și reglarea unghiului de atac sunt cele mai folosite metode pentru sisteme WECS medii și mari, în timp ce metoda de reglare a frânării și opririi este utilizată pentru sistemele WECS mici [Mar 2003].

Caracteristica de putere a unei turbine eoliene

Caracteristicile de putere ale turbinei eoliene sunt definite prin curbele de putere, care fac legătura dintre puterea mecanică a turbinei și viteza vântului. Curba de putere a unei turbine eoliene este un certificat al performanțelor garantate de către producător. Asociația Internațională a Energiei ("International Energy Association " - IEA) a dezvoltat recomandări pentru definirea curbei de putere. Recomandările au fost continuu îmbunătățite și adoptate de Comisia Internațională de Electrotehnică ("International Electrotechnical Commission " - IEC) [IEC-2006]. Standardul IEC61400-12, este în general acceptat ca o bază pentru definirea și măsurarea curbei de putere.

O curbă tipică de putere este caracterizată de trei viteze ale vântului: viteza vântului de start (intrare în funcțiune), viteza vântului nominală și viteza vântului de

oprire, așa cum sunt reprezentate în Fig.3.1.6, unde P_M este puterea mecanică generată de turbina eoliană și v_w este viteza vântului.

Viteza vântului de start, așa cum sugerează denumirea, este viteza vântului la care sistemul de conversie a energiei eoliene (WECS) intră în funcțiune și furnizează energie. Paletele trebuie să fie capabile să captureze suficientă energie pentru a compensa pierderile de putere ale turbinei.

Viteza vântului nominală este viteza la care WECS produce putere nominală, care este de asemenea și puterea nominală de ieșire a generatorului.

Viteza vântului de oprire este viteza cea mai mare la care este permis să funcționeze WECS înainte de oprire. Pentru viteze ale vântului mai mari decât viteza de oprire, WECS trebuie să se oprească, pentru a preveni defecțiunile cauzate de viteza excesivă a vântului.

Așa cum poate fi văzut din Fig.3.1.6, WECS începe să captureze energie de la viteza de start a vântului. Puterea capturată de paletel turbinei este o funcție cubică a vitezei vântului, conform ecuației (3.1.1), până când viteza vântului atinge valoarea nominală. Pentru a furniza energia capturată rețelei pentru diferite viteze ale vântului, WECS trebuie să fie controlat corespunzător funcționării la turație variabilă. Odată cu creșterea vitezei vântului peste viteza nominală, se cere un control al puterii aerodinamice al paletelor, care să mențină puterea la valoarea nominală.

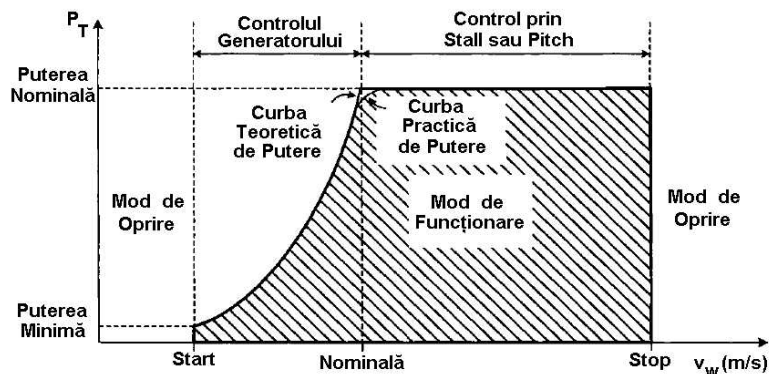


Fig.3.1.6. Curba calitativă a puterii mecanice a turbinei eoliene în funcție de viteza vântului.

Această cerință este realizată prin trei tehnici principale: limitarea pasivă a turației, limitarea activă a turației și controlul unghiului de atac [Mar 2003].

Când viteza vântului este superioară vitezei de oprire turbina eoliană trebuie să fie oprită, încetând furnizarea energiei electrice. Se menționează că la curba teoretică din Fig.3.1.6 tranziția este abruptă de la funcționarea după caracteristica optimă cubică la funcționarea la putere constantă de la viteze mari. Turbinele practice au această tranziție lină pentru a se evita solicitări suplimentare asupra turbinei [Mar 2003, Hau 2005, Ack 2005].

Controlul aerodinamic al puterii

Aerodinamica turbinelor eoliene este similară aripilor aeronavelor. Paletele se învârt sub acțiunea vântului, deoarece aerul, care curge de-a lungul suprafeței paletel, are o viteză mai mare pe partea expusă vântului față de cea opusă. Aceasta creează o forță aerodinamică portantă, care determină rotirea paletelor. Unghiul de atac al paletelor are un rol critic în determinarea mărimii forței portante și a cuplului generat de turbina eoliană. Acesta este, de asemenea, un mijloc eficient de a

controla cantitatea de energie captată. Există trei metode aerodinamice pentru a controla capturarea energiei pentru turbinele eoliene de dimensiuni mari: controlul limitării pasive a turației ("*passive stall*"), controlul limitării active a turației ("*active stall*") și controlul unghiului de atac ("*pitch control*").

(i) Controlul pasiv al limitării turației turbinei eoliene.

În cazul turbinelor eoliene cu control pasiv al limitării turației, paletetele sunt fixate de butucul rotorului într-o poziție cu un unghi de atac optimal (nominal sau de instalare). Când viteza vântului este mai mică sau până la viteza nominală, paletetele turbinei cu unghiul de atac nominal poate să captureze puterea maximă posibilă. Pe măsură ce viteza vântului depășește valoarea nominală, (vânturi puternice) se pot cauza turbulențe la suprafața paletetei, pe fața opusă vântului. În consecință, odată cu creșterea vitezei vântului, forța aerodinamică portantă se va micșora și eventual va dispărea, ceea ce va determina reducerea vitezei de rotație a turbinei. În acest context, termenul de autoreglare ("*stall*") este folosit pentru situația în care la viteze foarte mari ale vântului (peste cea nominală) turația se autolimitază la o valoare constantă, chiar pentru creșteri în continuare ale vitezei vântului, datorită fenomenului de desprindere a "stratului limită". Acest fenomen, periculos în cazul aeronavelor, reprezintă un mijloc eficient de limitare a energiei capturate pentru a se preveni defectarea turbinelor. Principiul de funcționare al controlului pasiv al limitării turației este ilustrat în Fig.3.1.7, unde forța portantă produsă de o viteză a vântului superioară celei nominale, $F_{w,Stall}$, este mai mică decât forța nominală $F_{w,N}$ [Hau 2005].

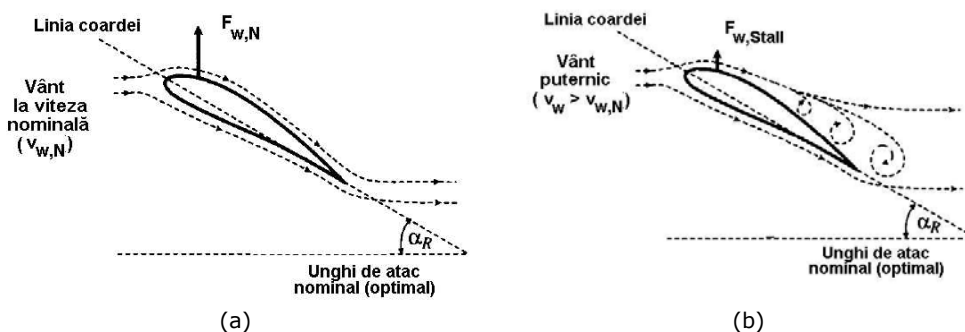


Fig.3.1.7. Limitarea pasivă a turației: (a) la viteza nominală a vântului; (b) cu viteză superioară celei nominale

Profilul paletetei este astfel proiectat aerodinamic încât să asigure că limitarea turației are loc numai când viteza vântului depășește valoarea nominală. Pentru a se asigura că limitarea turației paletetei acționează mai bine gradual, comparativ cu o acțiune bruscă, paletetele sunt răsucite de-a lungul axei longitudinale cu câteva grade.

Controlul pasiv al limitării turației paletetei turbinei eoliene nu necesită un mecanism de rotire complicat, dar este necesară o proiectare complexă aerodinamică a paletetei. Dezavantajul metodei constă în faptul că nu este capabilă să păstreze puterea captată P_T la o valoare maximă constantă, ca în Fig.3.1.8.a. Este posibil să se depășească puterea nominală la anumite viteze ale vântului, aceasta fiind o caracteristică dezavantajoasă.

(ii) Limitarea activă a turației turbinei ("Active-Stall Control").

În cazul limitării active a turației turbinei, fenomenul de limitare poate fi activat nu numai printr-o viteză mare a vântului, dar și prin creșterea unghiului de atac al paletelor. Astfel, turbinele cu limitare activă a turației au paletelor ajustabile printr-un mecanism de control al unghiului de atac. Când viteza vântului depășește valoarea nominală, paletelor sunt comandate să se rotească din vânt, ceea ce conduce la reducerea puterii capturate. Puterea capturată poate fi menținută la o valoare nominală prin ajustarea unghiului de atac al paletelor [Hau 2005]. Prin termenul de reglare activă ("active stall") se înțelege reglarea optimală a turației prin modificarea poziției paletelor și de la o anumită viteză nominală mare a vântului, turația se autopăstrează constantă pentru creșteri în continuare ale vitezei vântului, datorită fenomenului de desprindere a "stratului limită".

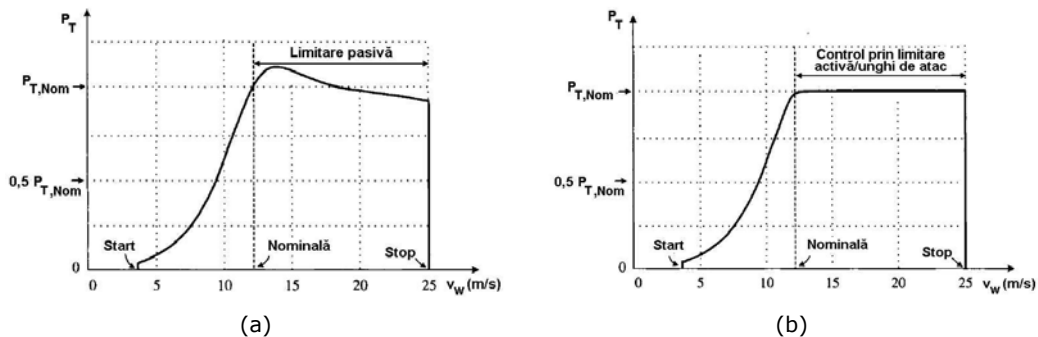


Fig.3.1.8. Caracteristica tipică a puterii mecanice a turbinei în funcție de viteza vântului pentru controlul cu limitare a turației și controlul unghiului de atac: (a) Turbina eoliană cu control pasiv al limitării turației; (b) Turbină eoliană cu control activ al turației și controlul unghiului de atac.

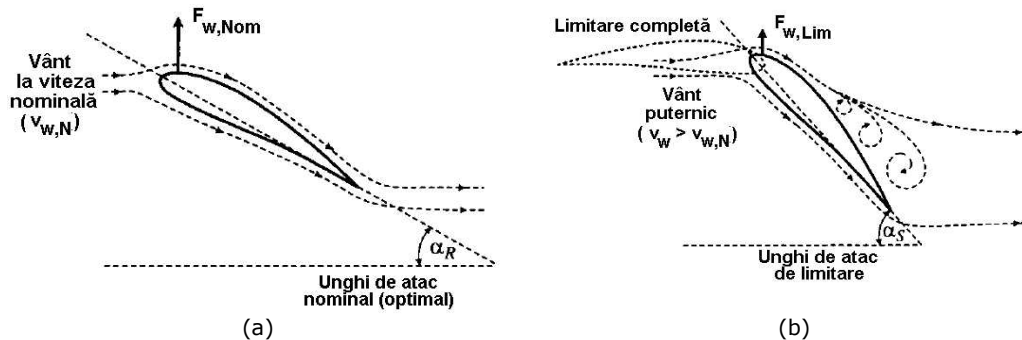


Fig.3.1.9. Principiul controlului activ al limitării turației turbinei eoliene: (a) la viteza nominală a vântului; (b) la viteze a vântului superioare celei nominale

Un exemplu calitativ al principiului limitării active este prezentat în Fig.3.1.9.b Când paleta este rotită complet din vânt, așa cum este paleta prezentată cu linie întreruptă, paleta nemaiafvând nici o interacțiune cu vântul și determină oprirea rotorului turbinei. Acest mod de funcționare poate fi utilizat la oprirea turbinei și protejarea ei, când viteza vântului depășește valoarea de oprire.

Cu un control activ al limitării turației, este posibil să se mențină puterea nominală până la viteza nominală a vântului, cum poate fi văzut în Fig.3.9.b. Controlul activ al limitării turației este aplicabil la turbinele mari comerciale de ordinul megawaților.

(iii) Controlul unghiului de atac al paletelor ("Pitch Control").

Similar cu controlul activ al limitării turației, controlul unghiului de atac al turbinelor eoliene are ajustabil unghiul de atac al paletelor în butucul rotorului.

Prin reglarea poziției paletelor se înțelege situația în care poziția paletelor este fixă până la atingerea regimului nominal și doar la depășirea acestuia se intervine la reglarea poziției paletelor.

Când viteza vântului depășește valoarea nominală, controlerul unghiului de atac va reduce unghiul de atac, prin rotirea graduală a paletelor ("pitching") în afara vântului. Diferența de presiune din fața și din spatele paletelor se micșorează, ceea ce conduce la scăderea forței portante a paletelor.

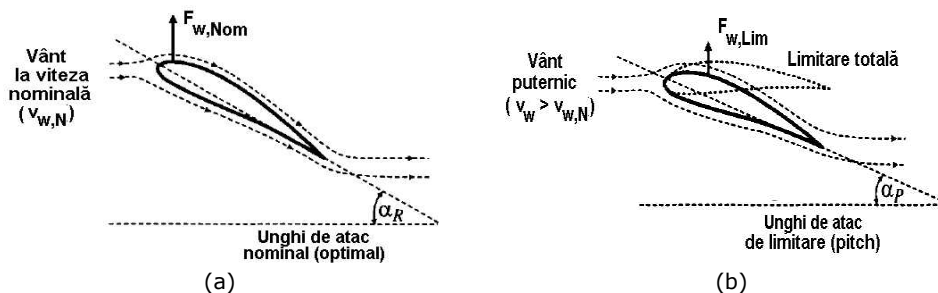


Fig.3.1.10. Principiul aerodinamic al controlului unghiului de atac: (a) La viteza nominală a vântului; (b) La viteze superioare celei nominale a vântului.

Principiul de funcționare al controlului unghiului de atac este prezentat în Fig.3.1.10. Când viteza vântului este inferioară sau egală cu viteza nominală, unghiul de atac al paletelor este menținut la valoarea nominală (optimală) α_R . La depășirea vitezei nominale a vântului, unghiul de atac al paletelor este micșorat, determinând micșorarea forței portante, $F_{w,Lim}$. Când paleta este complet rotită, unghiul de atac este aliniat cu vântul, cum este prezentat de paleta punctată din Fig.3.1.10.b și forța portantă este nulă. Turbina se va opri și va fi blocată, pentru protecție, de frâna mecanică. Performanța controlului unghiului de atac este dată în Fig.3.1.8.b, unde puterea mecanică a turbinei, funcționând până la viteza nominală a vântului, poate fi ușor controlată.

Deși tehnologia controlului unghiului de atac, cât și tehnologia controlului activ al limitării turației, se bazează pe rotirea paletelor, tehnologia controlului unghiului de atac rotește paletele în sensul scoaterii din vânt, rezultând reducerea forței portante, în timp ce tehnologia limitării active a turației rotește paletele în vânt, cauzând turbulențe care reduc forța portantă. Tehnologia limitării pasive a turației a fost utilizată în sistemele de conversie mai vechi cu turație fixă. Aceasta a fost dezvoltată prin tehnologia limitării active a turației. Tehnologia controlului unghiului de atac răspunde mai rapid decât controlul limitării active a turației și asigură o controlabilitate mai bună. Astăzi este adoptată pe scară largă în sistemele de conversie a energiei eoliene mari.

Configurații cu turație variabilă (avantaje, dezavantaje)

Configurațiile cu turație variabilă asigură posibilitatea de control al turației rotorului turbinei eoliene. Aceasta permite sistemului de conversie a energiei eoliene (WECS) să funcționeze constant în apropierea valorii optime a rapidității turbinei, valoare care corespunde punctului de putere maximă la o viteză dată a vântului.

Se pot pune în evidență următoarele avantaje ale sistemelor WECS cu turație variabilă comparativ cu sistemele cu turație constantă [Bur 2001, Car 2011, Kar 2013]:

- Producția anuală de energie crește datorită faptului că turația turbinei eoliene poate fi ajustată în funcție de viteza vântului pentru a maximiza puterea de ieșire. Dependent de aerodinamica turbinei și de regimul de vânt, sistemele WECS asigură până la 10% din energia anuală.

- Stresul mecanic este mai mic datorită adaptării la puterea de antrenare. Turbulența și forfecarea vântului pot fi atenuate de energia înmagazinată în inerția mecanică a turbinei, creând o adaptabilitate, care reduce pulsațiile cuplului.

- Variația puterii de ieșire este decuplată de condițiile instantanee prezente în viteza vântului și în sistemul mecanic. Când apare o rafală de vânt la turbină, sistemul electric poate continua să furnizeze putere constantă rețelei în timp ce inerția sistemului mecanic absoarbe surplusul de energie prin creșterea turației rotorului.

- Calitatea puterii poate fi crescută prin reducerea pulsațiilor energiei. Reducerea pulsațiilor energiei se manifestă prin scăderea abaterii tensiunii de la valoarea nominală în punctul comun de cuplare (PCC), ceea ce permite creșterea penetrării energiei eoliene în rețea.

- Complexitatea controlului unghiului de atac poate fi redusă. Aceasta se datorează faptului că se poate adopta o constantă de timp mai mare a reglajului unghiului de atac al paletelor, la turație variabilă.

- Reducerea zgomotului acustic. Zgomotul acustic poate fi un factor important când locația fermelor eoliene este în apropierea unei arii populate.

Contrar principalului dezavantaj al configurațiilor cu turație variabile, constând în costurile suplimentare și complexitatea convertoarelor necesare pentru a interf

ța generatorul electric cu rețeaua, utilizarea acestora a crescut datorită avantajelor menționate.

3.2. Vântul. Caracteristici. Modelare

Viteza, direcția și intensitatea vântului constituie o problemă de importanță deosebită în sistemele de conversie a energiei eoliene. Distribuția vitezelor vântului pentru intervale de timp mai lungi permit alegerea locațiilor de amplasare a unui astfel de sistem de conversie [IEC-2006, Bej 2003].

Pentru funcționarea în timp real, sistemul de conversie se confruntă cu variații imprevizibile ale vitezei vântului, ceea ce face ca sistemul de conducere să asigure, în condiții de bună funcționare a instalației, extragerea de putere maximă din puterea disponibilă la un moment dat la arborele turbinei eoliene [Mil 2008, Mil 2010].

În continuare se vor considera mai multe tipuri de profile de variație a vitezei vântului, de la profile simple necesare pentru acordarea și definitivarea sistemului de conducere și protecție, până la profile complicate cu distribuții cvasi-

aleatoare sau care reproduc profile reale înregistrate în locațiile de amplasare a sistemului de conversie a energiei eoliene.

Profilele de vânt vor fi utilizate în cadrul simulatorului de turbină eoliană experimental, de laborator, pentru crearea condițiilor cât mai apropiate de cele reale [Koc 2011a, Koc 2011b, Bor 2011].

3.2.1. Caracteristici ale profilelor vitezei vântului

La toate variantele de variație a vitezei vântului se vor preciza:

- ecuația vitezei vântului ca funcție de timp;
- parametrii (valoare inițială, valoare finală, durata, panta de variație, amplitudine, etc.);
- diagrama de variație în timp;
- modelul în Matlab – Simulink.

Viteză constantă (v_{01})

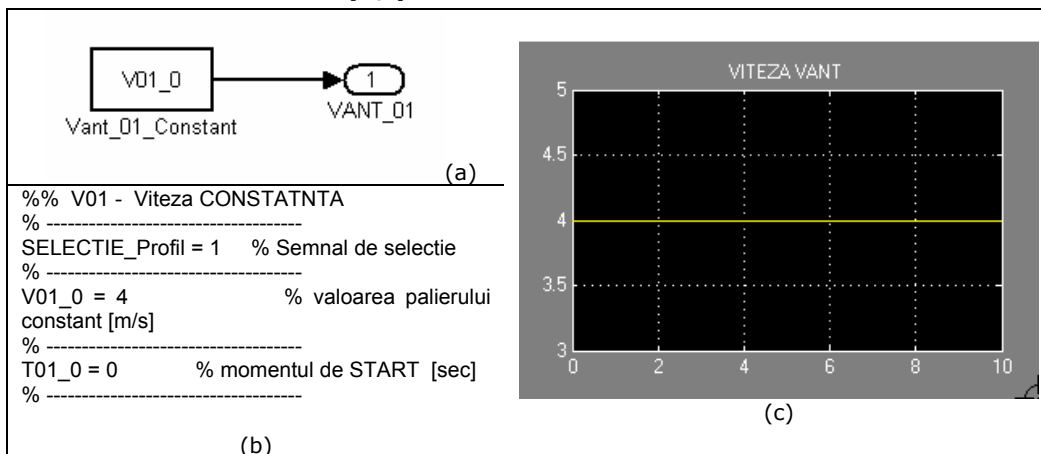


Fig.3.2.1. Viteză constantă v_{01} : (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.

- ecuația vitezei vântului ca funcție de timp:

$$v_{01}(t) = V_0, t \geq t_0 \quad (3.2.1)$$

- parametrii: V_0 (valoarea palierului constant), t_0 (momentul de start al simulării).

Modelul modulului de simulare (a), secvența de program corespunzătoare selecției / setării (b) și graficul vitezei vântului (c) sunt reprezentate în Fig.3.2.1.

Viteză variabilă în treaptă (v_{02})

- ecuația vitezei vântului ca funcție de timp;

$$v_{02}(t) = \begin{cases} V_0, & t_0 \leq t < t_1 \\ V_1, & t \geq t_1 \end{cases} \quad (3.2.2)$$

- parametrii (valoare inițială V_0 , valoare finală V_1 , durata, panta de variație, amplitudine, etc.);

Modelul modulului de simulare (a), secvența de program corespunzătoare selecției / setării (b) și graficul vitezei vântului (c) sunt reprezentate în Fig.3.2.2.

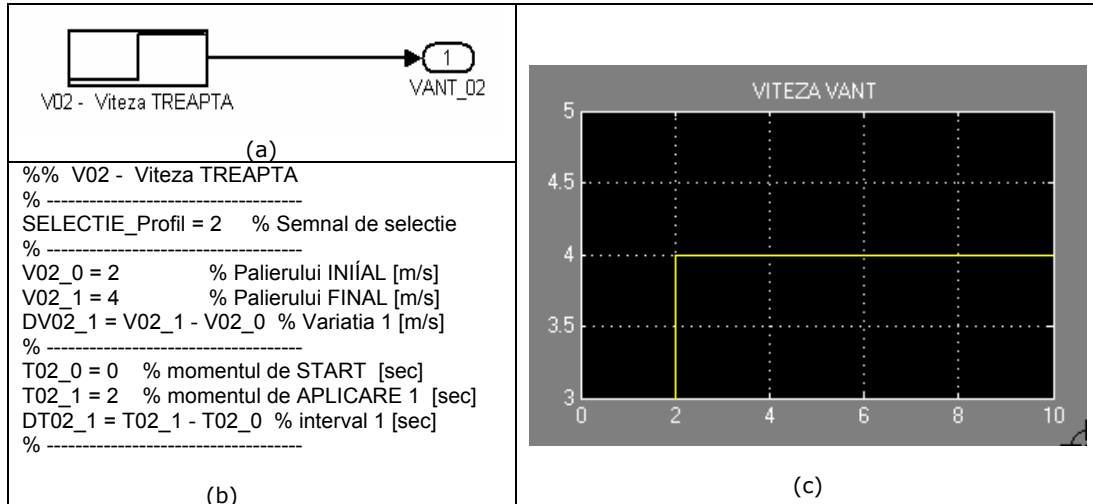


Fig.3.2.2. Viteză variabilă în treaptă v_{02} : (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.

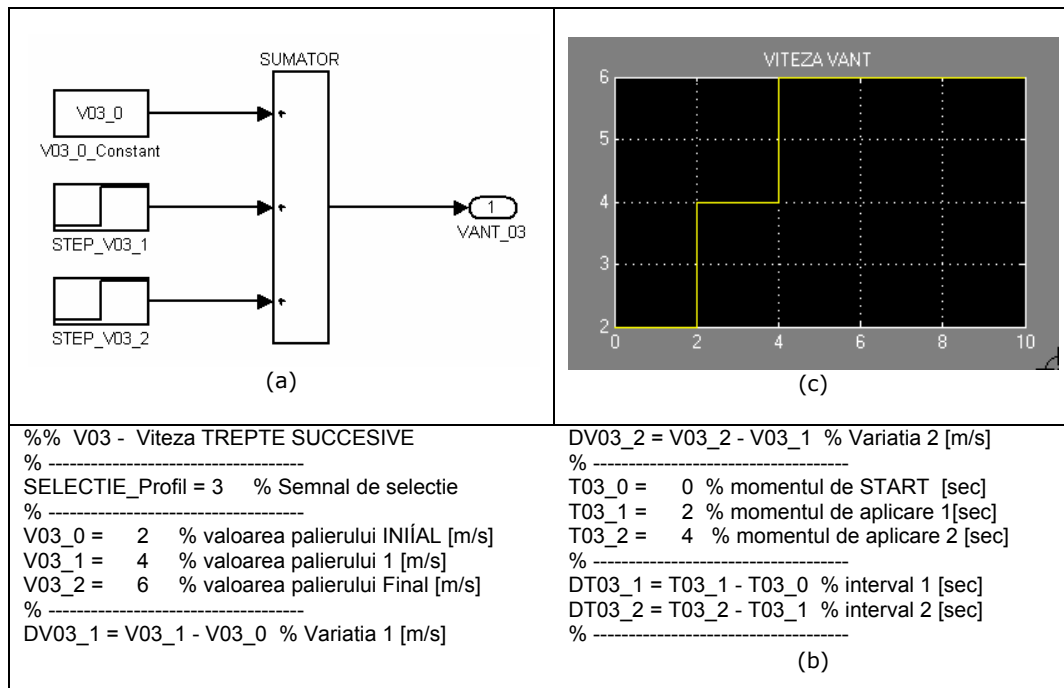


Fig.3.2.3. Viteză variabilă în trepte succesive v_{03} : (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.

Viteză variabilă în trepte succesive (v_{03})

- ecuația vitezei vântului ca funcție de timp este:

$$v_{03}(t) = \begin{cases} V_0, & t_0 \leq t < t_1; \\ V_1, & t_1 \leq t < t_2; \\ V_2, & t \geq t_2. \end{cases} \quad (3.2.3)$$

Modelul modulului de simulare (a), secvența de program corespunzătoare selecției / setării (b) și graficul vitezei vântului (c) sunt reprezentate în Fig.3.2.3.

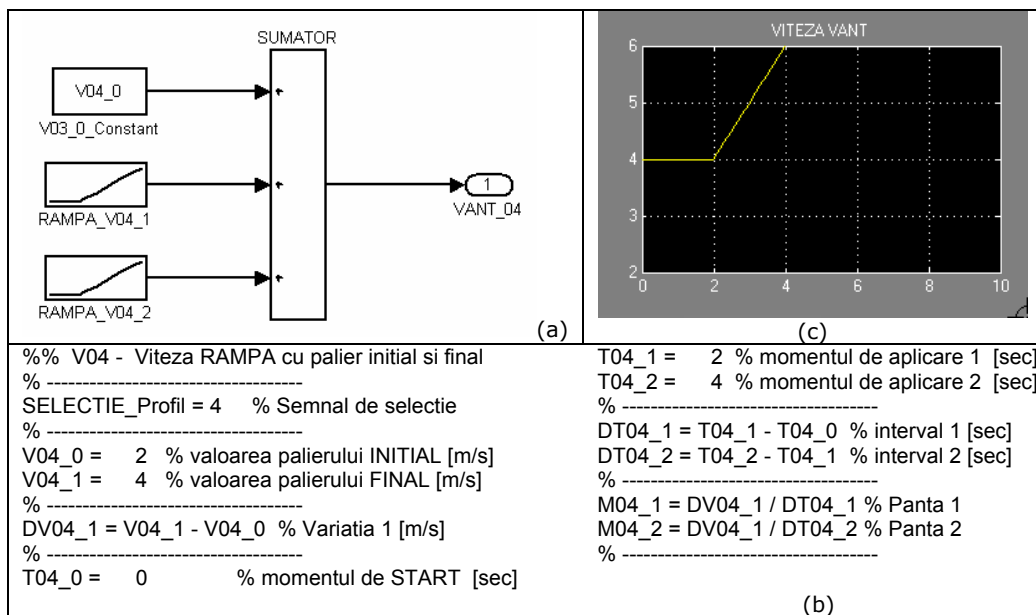


Fig.3.2.4. Viteză variabilă în rampă cu palier inițial și final v_{04} : (a) bloc simulare, (b) secvența de program, (c) variația în timp.

Viteză variabilă în rampă cu palier inițial și final (v_{04})

- ecuația vitezei vântului ca funcție de timp;

$$v_{04}(t) = \begin{cases} V_0, & t_0 \leq t < t_1; \\ \frac{V_2 - V_1}{t_2 - t_1} \cdot t, & t_1 \leq t < t_2; \\ V_2, & t \geq t_2. \end{cases} \quad (3.2.4)$$

parametrii (valoare inițială, valoare finală, durata, panta de variație, amplitudine, etc.). Modelul modulului de simulare (a), secvența de program corespunzătoare selecției / setării (b) și graficul vitezei vântului (c) sunt reprezentate în Fig.3.2.4.

Viteză variabilă trapezoidală (v_{05})

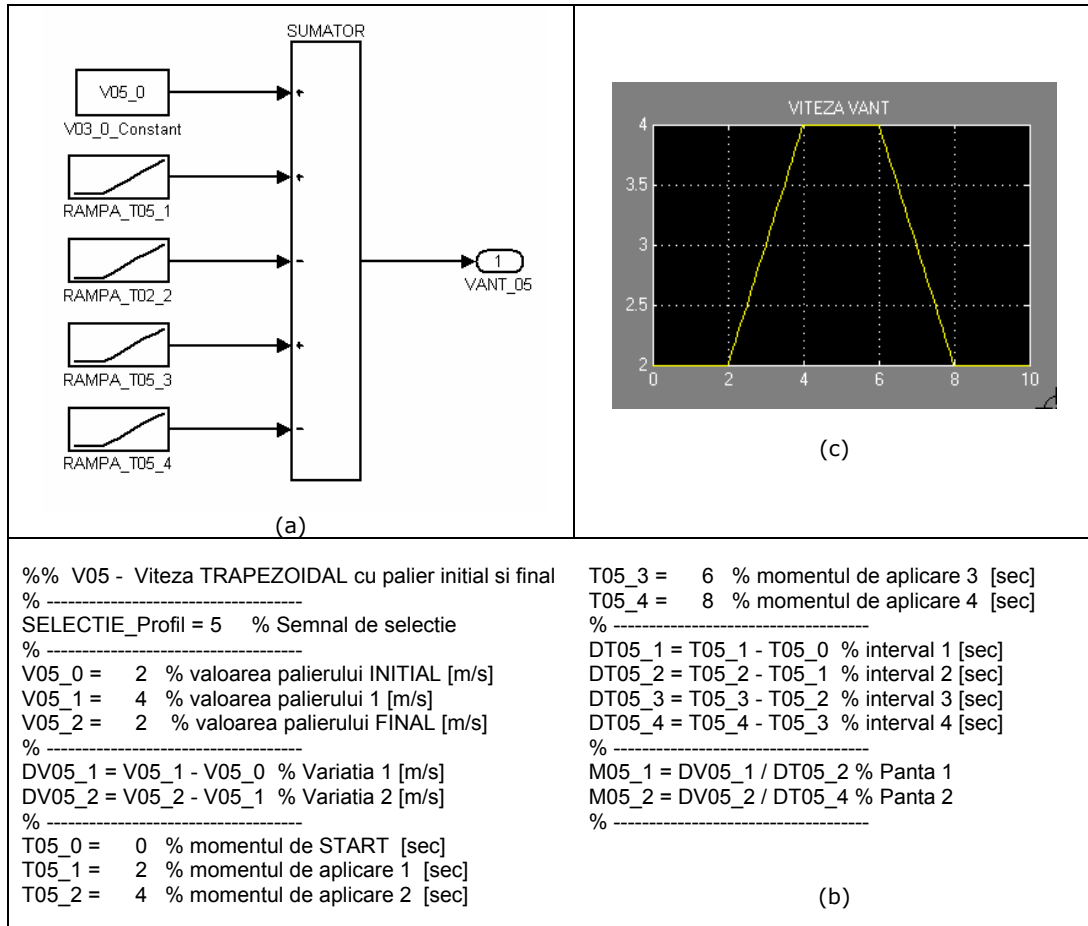


Fig.3.2.5. Viteză variabilă trapezoidală v_{05} : (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.

- ecuația vitezei vântului ca funcție de timp;

$$v_{05}(t) = \begin{cases} V_0, & t_0 \leq t < t_1; \\ \frac{V_1 - V_0}{t_2 - t_1} \cdot t, & t_1 \leq t < t_2; \\ V_1, & t_2 \leq t < t_3; \\ \frac{V_2 - V_1}{t_4 - t_3} \cdot t, & t_3 \leq t < t_4; \\ V_2, & t \geq t_5. \end{cases} \quad (3.2.5)$$

- parametrii (valoare inițială, valoare finală, valoare palier, durata palier, panta de variație, etc.);
- Modelul modulului de simulare (a), secvența de program corespunzătoare selecției / setării (b) și graficul vitezei vântului (c) sunt reprezentate în Fig.3.2.5.

Viteză variabilă triunghiular, fără palier (v_{06})

- ecuația vitezei vântului ca funcție de timp;

$$v_{06}(t) = \begin{cases} V_0, & t_0 \leq t < t_1; \\ \frac{V_1 - V_0}{t_2 - t_1} \cdot t, & t_1 \leq t < t_2; \\ \frac{V_2 - V_1}{t_3 - t_2} \cdot t, & t_2 \leq t < t_3; \\ V_2, & t \geq t_3. \end{cases} \quad (3.2.6)$$

- parametrii (valoare inițială, valoare finală, amplitudine, durata, panta de variație, etc.);

Modelul modulului de simulare (a), secvența de program corespunzătoare selecției / setării (b) și graficul vitezei vântului (c) sunt reprezentate în Fig.3.2.6.

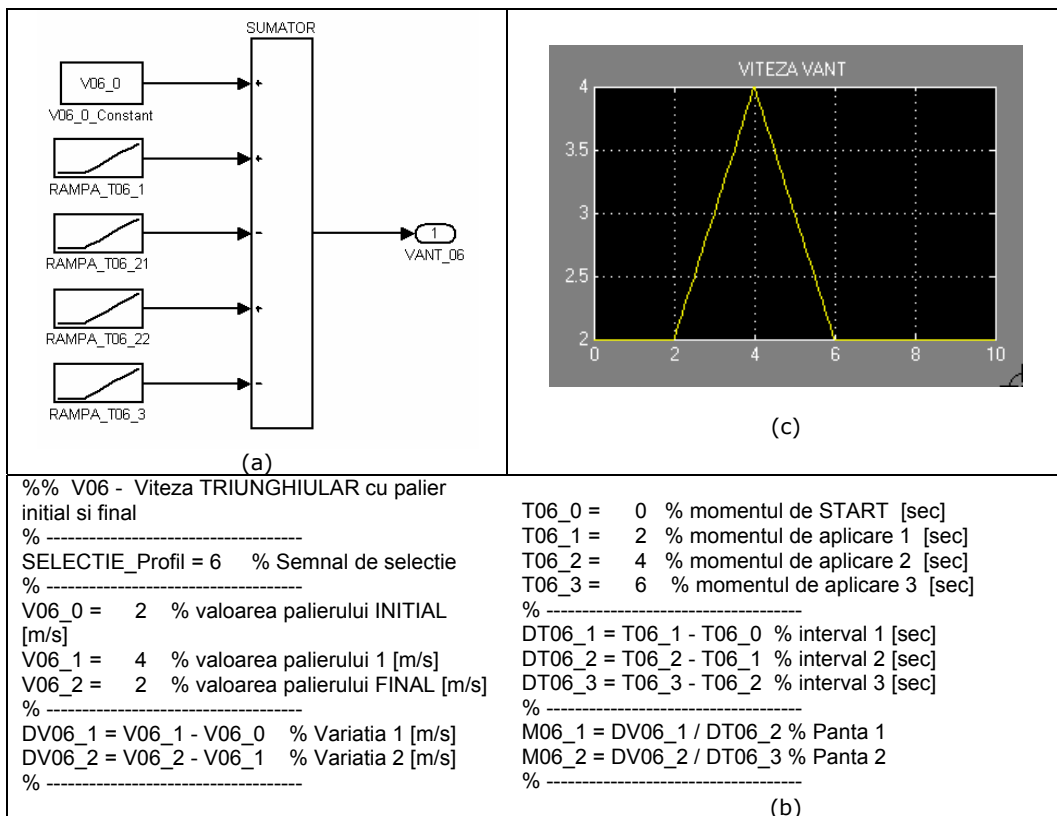


Fig.3.2.6. Viteză variabilă triunghiular v_{06} (fără palier) : (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.

Viteză variabilă impuls (v_{07})

- ecuația vitezei vântului ca funcție de timp;

$$v_{07}(t) = \begin{cases} V_0, & t_0 \leq t < t_1; \\ V_1, & t_1 \leq t < t_2; \\ V_2, & t \geq t_2. \end{cases} \quad (3.2.7)$$

- parametrii (valoare inițială, valoare finală, amplitudine, durata, etc.);

Modelul modulului de simulare (a), secvența de program corespunzătoare selecției / setării (b) și graficul vitezei vântului (c) sunt reprezentate în Fig.3.2.7.

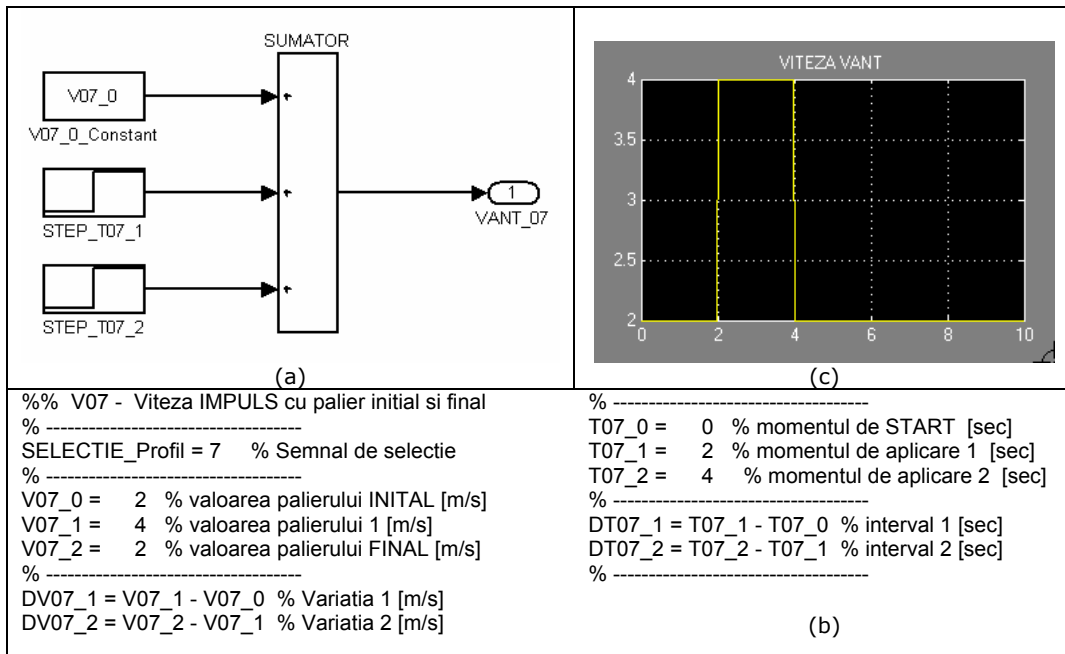


Fig.3.2.7. Viteză variabilă impuls v_{07} : (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.

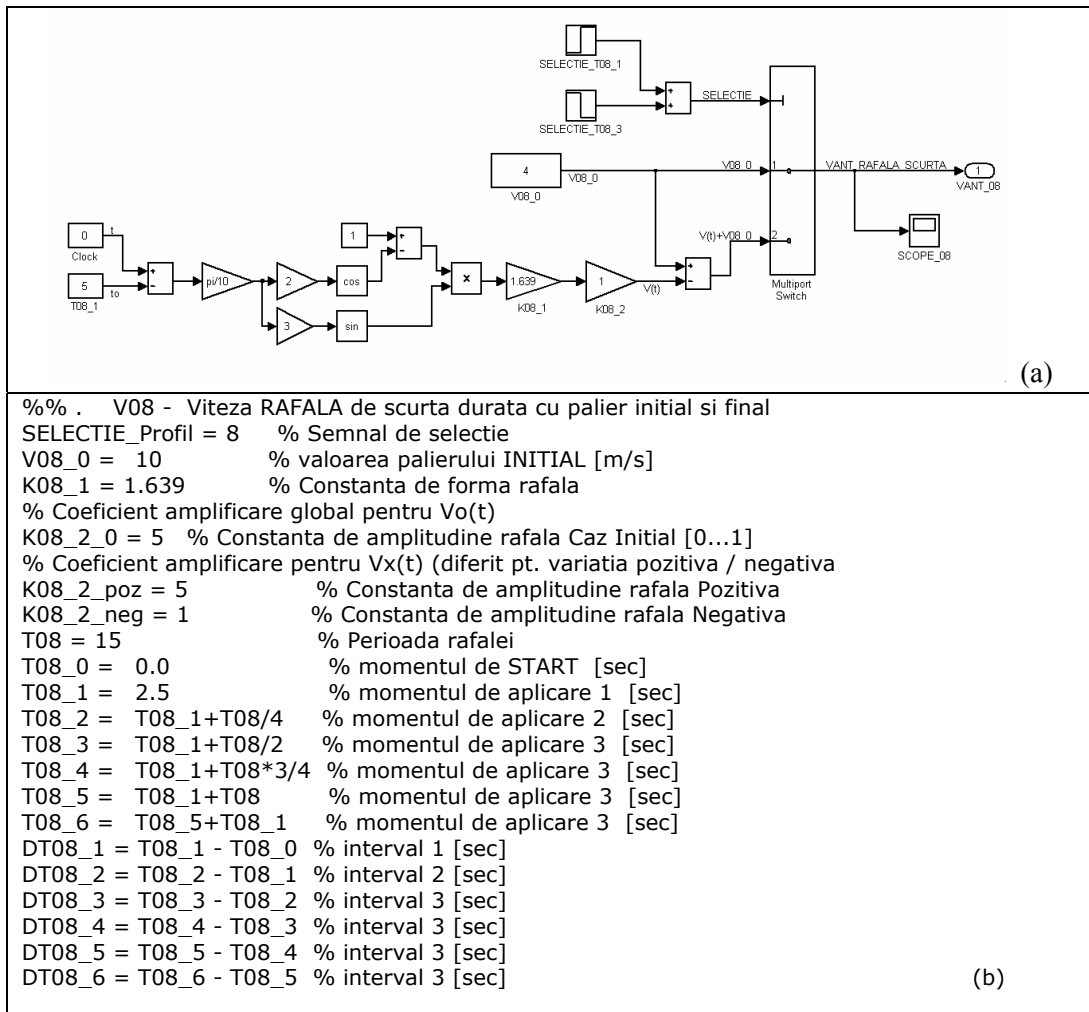
Viteză variabilă în rafală de scurtă durată (v_{08}) [IEC 2006]

- ecuația vitezei vântului ca funcție de timp;

$$V_{08}(t) = \begin{cases} V_0, & t < t_0; \\ V_0 - 1.639 \sin(3\pi t / T) (1 - \cos(2\pi t / T)), & t_0 \leq t \leq t_0 + T; \\ V_0, & t > t_0 + T. \end{cases} \quad (3.2.8)$$

- parametrii (valoare inițială, valoare finală, durata, panta de variație, amplitudine, etc.);

Modelul modului de simulare (a), secvența de program corespunzătoare selecției / setării (b), graficul vitezei vântului (c) și reprezentarea pentru diferite valori procentuale din valoarea inițială (d) sunt reprezentate în Fig.3.2.8.



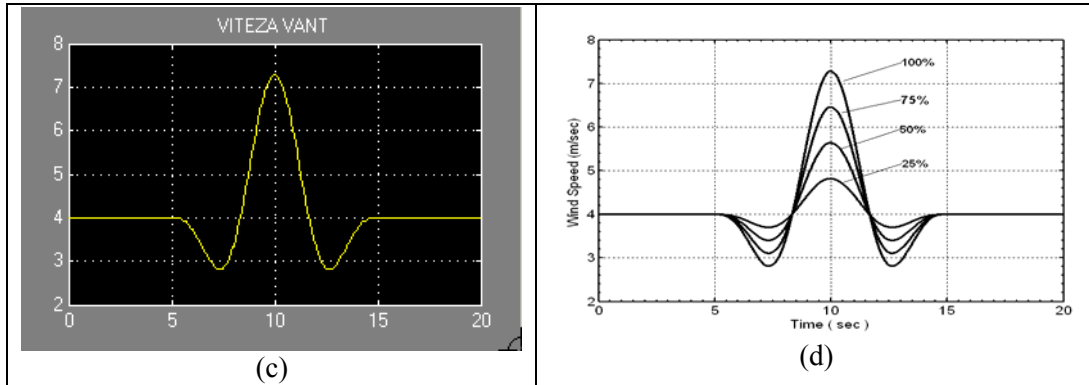
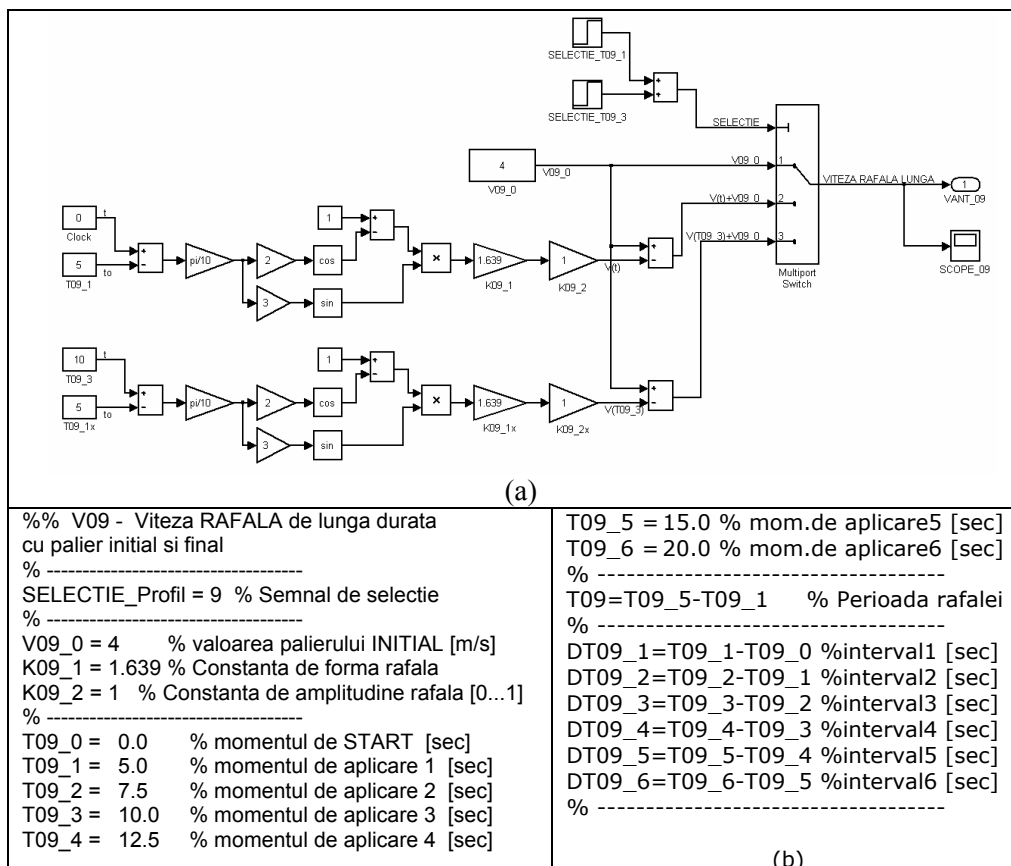


Fig.3.2.8. Viteză variabilă în rafală de scurtă durată v_{08} : (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp, (d) variația în timp cu factor de scalare procentual.

Viteză variabilă în rafală de lungă durată (v_{09})

Viteza vântului are o variație corespunzătoare unei rafale pornind de la valoarea inițială V_0 la valoarea maximă V_{max} , valoare la care se menține.



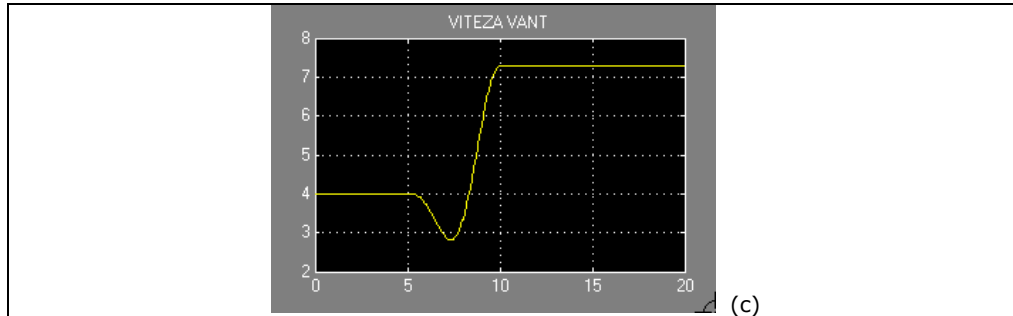


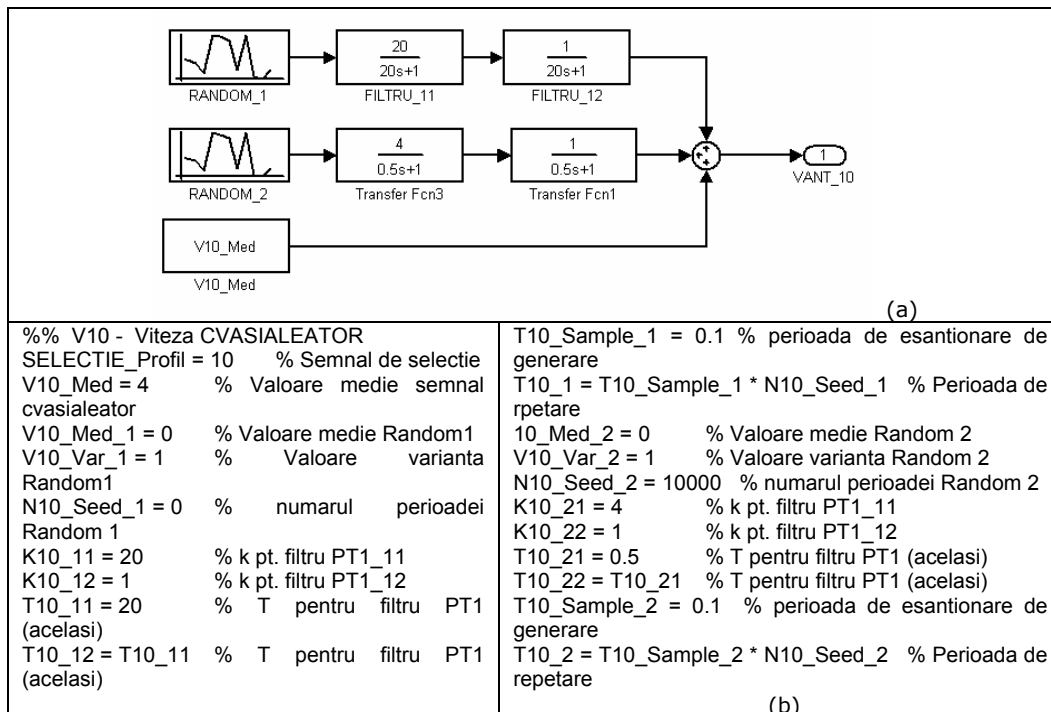
Fig.3.2.9. Viteză variabilă în rafală de lungă durată v09 (cu palier inițial și palier final): (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.

- ecuația vitezei vântului ca funcție de timp [IEC-2006]:

$$V_{08}(t) = \begin{cases} V_0, & t < t_0; \\ V_0 - 1.639 \sin(3\pi t / T) (1 - \cos(2\pi t / T)), & t_0 \leq t \leq (t_0 + T) / 2; \\ V_{max}, & t > (t_0 + T) / 2. \end{cases} \quad (3.2.9)$$

- parametrii (valoare inițială, valoare finală, durata, panta de variație, amplitudine, etc.);

Modelul modulului de simulare (a), secvența de program corespunzătoare selecției / setării (b) și graficul vitezei vântului (c) sunt reprezentate în Fig.3.2.9 [Bor 2011, Koc 2011b].



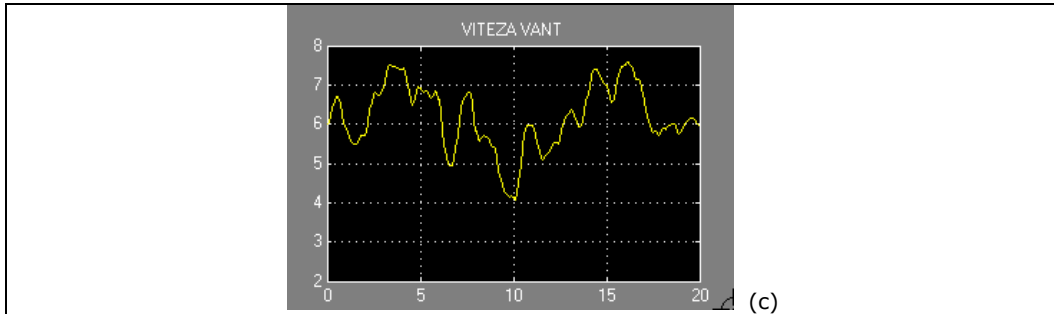


Fig.3.2.10. Viteză variabilă cvasi-aleatoare v_{10} : (a) bloc simulare, (b) secvența program, (c) variația în timp.

Viteză variabilă cvasi-aleatoare (v_{10}) [Bad 2011]

- ecuația vitezei vântului ca funcție de timp;

$$v_{10}(t) = V_0 + \text{Filter} \left[\text{Random Number} (v_{med}, v_{ampl}, \Delta t, n) \right] \quad (3.2.10)$$

unde:

V_0 - este valoarea medie a semnalului

$\text{Random Number} (v_{med}, v_{ampl}, \Delta t, n)$ - este un număr aleator generat cu

valoare medie, amplitudine, timp de eșantionare și un număr dat de eșantioane după care secvența se repetă;

Filter - este un filtru trece jos de ordinul doi, având funcția de transfer:

$$H_{F2}(s) = \frac{k_{F2}}{(1 + T_{F2} s)^2} \quad (3.2.11)$$

Modelul modulului de simulare (a), secvența de program corespunzătoare selecției / setării (b) și graficul vitezei vântului (c) sunt reprezentate în Fig.3.2.10.

Viteză variabilă conform unui fișier de înregistrare (v_{11})

Viteză variabilă este reprodusă după o baza de date cu înregistrarea vitezei vântului măsurată la locul de amplasare al unui sistem WECS. Acest tip de profil de vânt permite studiul comportării WECS în condiții de vânt apropiate de cele reale.

- ecuația vitezei vântului ca funcție de timp;

După ce a fost încărcată înregistrarea dorită din fișierul de tip *file.mat* în memoria de lucru, se citesc succesiv în timp valoarea $v(t_x)$, dacă la momentul t_x solicitat nu există valoare înregistrată aceasta este interpolată liniar automat între valorile $v(t_{k-1})$ și $v(t_k)$ din imediata apropiere din înregistrarea de date, $t_{k-1} < t_x < t_k$.

$$v_{11}(t_x) = \begin{cases} v(t_{k-1}) ; & \text{dacă } t_x = t_{k-1} ; \\ v(t_{k-1}) + \frac{v(t_k) - v(t_{k-1})}{t_k - t_{k-1}} \cdot t_x ; & \text{dacă } t_{k-1} < t_x < t_k . \end{cases} \quad (3.2.12)$$

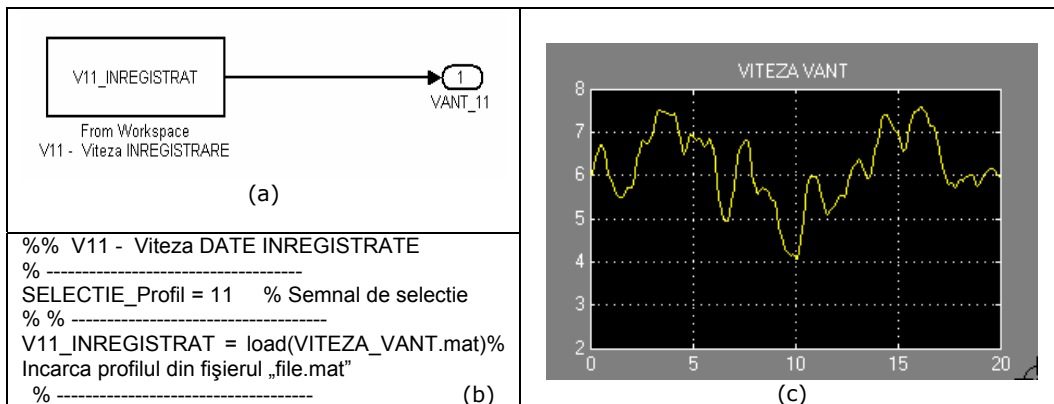


Fig.3.2.11. Viteză variabilă conform unui fişier de înregistrare v_{11} : (a) bloc simulare, (b) secvenţa program, (c) variaţia în timp.

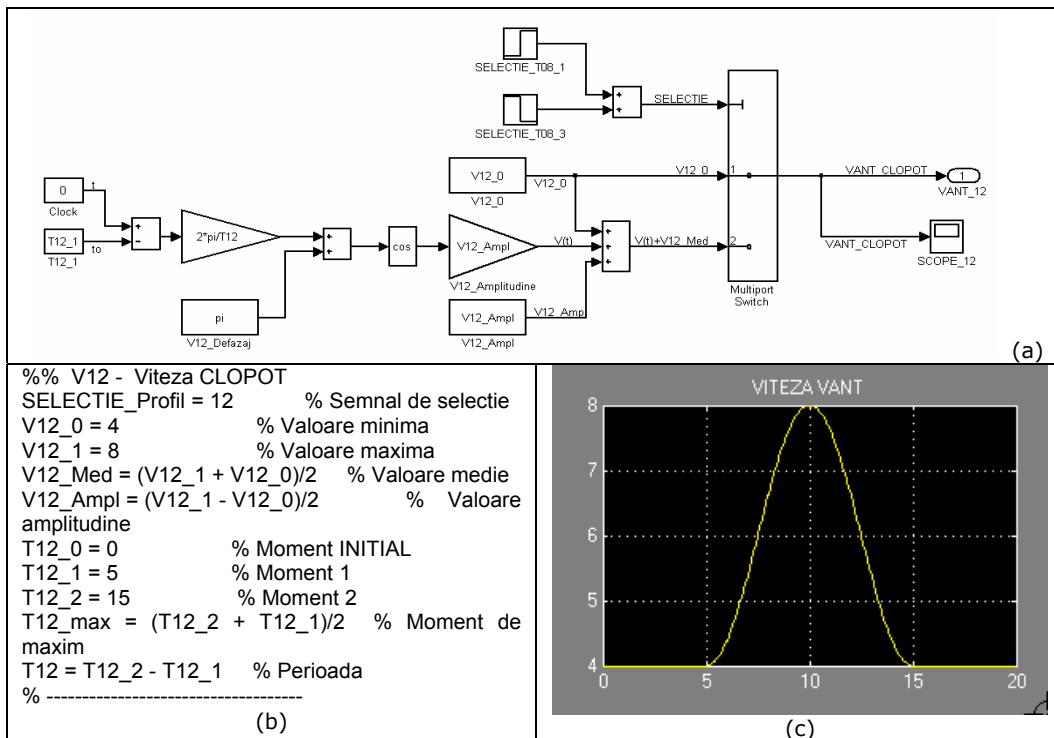


Fig.3.2.12. Viteză variabilă clopot v_{12} : (a) bloc simulare, (b) secvenţa program, (c) variaţia în timp.

Modelul modulului de simulare (a), secvenţa de program corespunzătoare selecţiei / setării (b) şi graficul vitezei vântului (c) sunt reprezentate în Fig.3.2.11.

Viteză variabilă clopot (v_{12})

- ecuația vitezei vântului ca funcție de timp [IEC 2006];

$$V_{12}(t) = \begin{cases} V_0 ; & t < t_1 ; \\ \left(V_0 + \frac{V_1 - V_0}{2} \right) + \frac{V_1 - V_0}{2} \cos(\pi + 2\pi(t - t_1) / T) ; & t_1 \leq t \leq t_1 + T ; \\ V_0 ; & t > t_1 + T . \end{cases} \quad (3.2.13)$$

- parametrii (valoare inițială, valoare finală, amplitudine, durată, etc.); Modelul modulului de simulare (a), secvența de program corespunzătoare selecției / setării (b) și graficul vitezei vântului (c) sunt reprezentate în Fig.3.2.12.

3.2.2. Blocul de generare a vitezei vântului în Simulink

Blocul de generare a vitezei vântului în MATLAB - SIMULINK permite selecția formei de variație a vitezei vântului care va fi utilizată la simularea comportării turbinei eoliene.

Mărimile de intrare ale blocului sunt:

- semnale de selecție a profilului de vânt: SELECTIE_Profil = 1, ... , 12;
- parametrii de nivel de viteză specifice profilului;
- parametrii de timp (momente, intervale, perioade, etc.);
- alți parametrii specifici profilelor speciale.

Mărimea de ieșire a blocului este variația vitezei vântului ca funcție de timp, conform profilului selectat:

- semnalul de ieșire este utilizat în continuare în procesul de testare a simulării / emulării turbinei eoliene;
- se afișează grafic forma de variație;
- se înregistrează valorile într-un fișier de tip *file.mat* pentru analize și reproduceri ulterioare;
- se memorează valorile în spațiul de memorie de lucru.

În Fig.3.2.13 este prezentată schema Simulink a Blocului de generare a profilelor de vânt. Secvențele de program pentru selecția/setarea parametrilor diferitelor modele de profile de variație a vântului, au fost prezentate în Fig.3.2.1 - Fig.3.2.12.

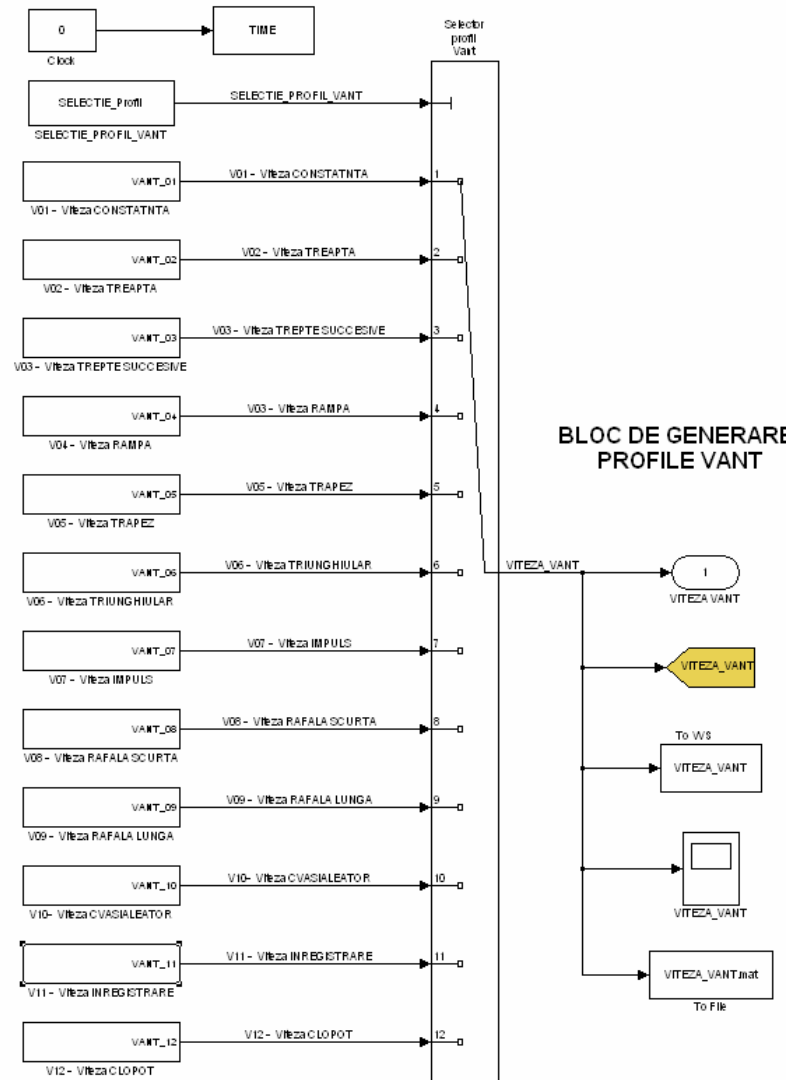


Fig.3.2.13. Blocului de generare profile de vânt în Simulink.

3.3. Turbina eoliană WT1-UPT. Caracteristici. Modelare

3.3.1. Turbina eoliană WT1-UPT cu palete fixe. Conversia Energiei Eoliene.

Energia cinetică a vântului

Energia cinetică E_c a vântului este dată prin relația [Bet 1966, Whi 1988, Bur 2001, Gor 2001, Man 2012]:

$$E_c = \frac{1}{2} m v^2 \quad (3.3.1)$$

unde:

m - masa volumului de aer în mișcare;

$$m = \rho v S \Delta t \quad (3.3.2)$$

ρ - densitatea masică de aer;

v - viteza vântului;

S - aria expusă a turbinei;

Puterea vântului P_w , care se obține prin derivarea energiei cinetice este:

$$P_w = \frac{dE_c}{dt} \Rightarrow P_w = \frac{1}{2} \rho S v^3 \quad (3.3.3)$$

Puterea mecanică la arborele turbinei

Puterea mecanică la arbore pe care turbina o extrage de la vânt, P_{arb} , este inferioară puterii vântului P_w . Aceasta se datorează faptului că viteza vântului după turbină nu este nulă (aerul trebuie să fie transportat după turbină). Astfel, se definește coeficientul de putere al turbinei C_p , ca:

$$C_p = \frac{P_{arb}}{P_w}; \quad C_p < 1 \quad (3.3.4)$$

În aceste condiții puterea mecanică recuperată la arborele turbinei P_{arb} este dată prin:

$$P_{arb} = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 v^3 C_p \quad (3.3.5)$$

unde:

R - raza circumferinței paletelor.

$$C_p = C_p(\lambda, \beta), \quad (3.3.6)$$

unde:

β - unghiul de atac al paletelor (numit și "unghi de instalare").

λ - rapiditatea turbinei, ("tip speed ratio"- TSR), parametrul de formă al turbinei (raportul vitezei periferice u_R și viteza vântului v) exprimat prin relația [Mil 2008]:

$$\lambda = \frac{u_R}{v} = \frac{\omega R}{v} = \frac{\pi R n}{30 v}; \quad (3.3.7)$$

unde:

u_R - viteza periferică a vârfului paletei turbinei eoliene:

$$u_R = \omega R = \frac{\pi}{30} n R \quad (3.3.8)$$

ω - este viteza unghiulară a rotorului.

Maximul C_{pmax} al acestei funcții fost determinat de Albert Betz în 1919 și este cunoscut ca "*limita lui Betz*", [Bet 1966, Bur 2001, Gij 2007, Man 2012, Whi 1988, Gor 2001]:

$$C_{P \max, \text{Betz}} = \frac{16}{27} = 0.593. \quad (3.3.9)$$

Rezultă expresia puterii la arborele rotorului turbinei dependentă de: ρ - densitatea de masă a aerului, v - viteza vântului, λ - rapiditatea turbinei, β - unghiul de atac al paletei.

$$P_{arb} = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 v^3 C_P(\lambda, \beta) \quad (3.3.10)$$

Dacă unghiul de atac al paletei β , este constant, expresia lui C_P depinde numai de λ , și devine:

$$C_P = C_P(\lambda), \quad (3.3.11)$$

respectiv

$$P_{arb}(\lambda, v, \rho) = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 v^3 C_P(\lambda) \quad (3.3.12)$$

Limita teoretică a lui Betz de putere maximă capturată

Determinarea limitei lui Betz se face considerând ipotezele următoare:

- (i) rotorul este unul ideal, cu un număr infinit de palete, fără elasticitate;
- (ii) aerul curge la intrare și la ieșire din rotor pe direcția axială a discului de acționare a rotorului, volumul de aer fiind constant;
- (iii) densitatea de aer este constantă, fără transfer de căldură și fără modificarea formei;
- (iv) trecerea aerului se face numai prin suprafața discului de acționare a rotorului.

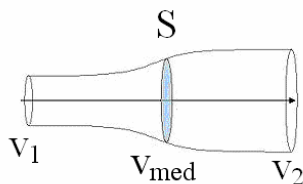


Fig. 3.3.1. Schema curgerii unui fluid printr-un disc de acționare a rotorului cu suprafața S . Cu cât viteza de curgere este mai mare, cu atât secțiunea cilindrilor este mai mică.

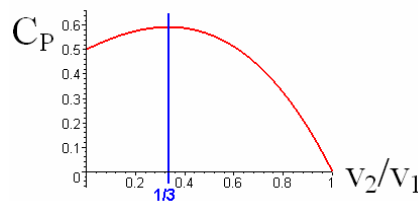


Fig. 3.3.2. Coeficientul de putere C_P al discului de acționare în funcție de raportul vitezelor v_2/v_1 .

Schema curgerii unui fluid printr-un disc de acționare a rotorului cu suprafața S este prezentată în figura Fig. 3.3.1, [Bet 1966]. Cu cât viteza de curgere este mai mare, cu atât secțiunea cilindrilor este mai mică.

Prin aplicarea conservării masei (ecuația continuității asupra volumului de fluid controlat) [Bet 1966], viteza masică a fluidului este dată de:

$$\dot{m} = \rho A_1 v_1 = \rho S v = \rho A_2 v_2 \quad (3.3.13)$$

unde: v_1 este viteza din fața rotorului, v_2 este viteza de după rotor, v este viteza din dreptul discului de acționare (a rotorul turbinei), ρ este densitatea fluidului, S este aria discului de acționare. Forța realizată de vânt poate fi scrisă

$$F = m a = m \frac{dv}{dt} = \dot{m} \Delta v = \rho S v (v_1 - v_2) \quad (3.3.14)$$

Lucrul mecanic incremental efectuat de forța F este:

$$dE = F dx \quad (3.3.15)$$

puterea vântului fiind

$$P_w = \frac{dE}{dt} = F \frac{dx}{dt} = F v \quad (3.3.16)$$

Prin substituția expresiei forței (3.3.14) în ecuația puterii (3.3.16) se obține puterea extrasă de turbina eoliană la arborele rotorului:

$$P_{arb} = \rho S v^2 (v_1 - v_2). \quad (3.3.17)$$

Puterea poate fi calculată și prin utilizarea energiei cinetice, aplicând ecuația conservării energiei pentru volumul de fluid controlat astfel:

$$P_{arb} = \frac{\Delta E}{\Delta t} = \frac{1}{2} \dot{m} (v_1^2 - v_2^2) \quad (3.3.18)$$

Substituind (3.3.13) în (3.3.18), se obține:

$$P_{arb} = \frac{1}{2} \rho S v (v_1^2 - v_2^2) \quad (3.3.19)$$

Egalând cele două expresii (3.3.17) și (3.3.19), rezultă:

$$P_{arb} = \frac{1}{2} \rho S v (v_1^2 - v_2^2) = \rho S v^2 (v_1 - v_2) \quad (3.3.20)$$

Prin simplificare, se obține:

$$\frac{1}{2} (v_1^2 - v_2^2) = \frac{1}{2} (v_1 - v_2)(v_1 + v_2) = v (v_1 - v_2) \quad (3.3.21)$$

sau

$$v = \frac{1}{2} (v_1 + v_2) = v_{med} \quad (3.3.22)$$

Prin urmare, viteza vântului la rotor poate fi considerată ca fiind media vitezei aerului dinainte și de după turbină, aceasta fiind una din consecințele legii lui Betz.

Din (3.3.18) și (3.3.13) se obține expresia derivatei energiei:

$$\begin{aligned} \dot{E} = P_{arb} &= \frac{1}{2} \dot{m} (v_1^2 - v_2^2) = \frac{1}{2} \rho S v (v_1^2 - v_2^2) = \\ &= \frac{1}{4} \rho S v (v_1 + v_2) (v_1^2 - v_2^2) = \\ &= \frac{1}{4} \rho S v_1^3 \left[1 + \left(\frac{v_2}{v_1} \right) - \left(\frac{v_2}{v_1} \right)^2 - \left(\frac{v_2}{v_1} \right)^3 \right] \end{aligned} \quad (3.3.23)$$

În Fig. 3.3.2. este prezentată variația coeficientului de putere, C_p , în funcție de raportul vitezelor, v_2/v_1 [Bet 1966].

Derivând expresia \dot{E} în raport cu (v_2/v_1) , pentru o viteză v_1 și o arie S date, se obține valoarea extremă (maxim sau minimă) pentru \dot{E} , din condiția:

$$\frac{d(\dot{E})}{d(v_2 / v_1)} = 0 \quad (3.3.24)$$

\dot{E} va obține maximul când valoarea raportului de viteze este:

$$\frac{v_2}{v_1} = \frac{1}{3} \quad (3.3.25)$$

Prin substituirea acestei valori în expresia puterii (3.3.23), rezultă:

$$P_{arb\ max} = \frac{16}{27} \frac{1}{2} \rho S v_1^3 \quad (3.3.26)$$

Puterea obținabilă de la un cilindru de fluid cu o secțiune transversală S și o viteză de intrare v_1 este:

$$P_{arb} = C_P \frac{1}{2} \rho S v_1^3 \quad (3.3.27)$$

Puterea de referință pentru calculul "eficienței Betz", prin mișcarea unui fluid printr-un cilindru de secțiune transversală S și cu viteza de intrare v_1 este:

$$P_W = \frac{1}{2} \rho S v_1^3 \quad (3.3.28)$$

Coefficientul de putere C_P se definește astfel:

$$C_P = \frac{P_{arb}}{P_W}, \quad (3.3.29)$$

având valoarea maximă $C_{P\ max\ Betz} = 16 / 27 = 0.593$.

Turbinele eoliene de putere mare moderne ating o valoare maximă [Bur 2001] pentru C_P în limitele 0.45 ... 0.50, aproape 75% ... 85% din valoarea maximă teoretic posibilă.

La viteze mari ale vântului, unde turbinele eoliene ar putea să funcționeze la puterea nominală, din motive de autoprotecție, existând riscul apariției de defecțiuni grave, paletelor turbinelor sunt rotite în jurul axei lor, pentru a micșora C_P . Puterea poate crește de 8 ori la o dublare a vitezei vântului, astfel că C_P trebuie micșorat corespunzător, până la 0.06 când viteza vântului depășește 25 m/s.

Cuplul turbinei de vânt la arborele turbinei

Cuplul turbinei de vânt la arbore M_{arb} poate fi calculat din puterea la arbore P_{arb} :

$$M_{arb} = \frac{P_{arb}}{\omega} = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 \frac{v^3}{\omega} C_P(\lambda, \beta) \quad (3.3.30)$$

Prin introducerea lui λ din expresia (3.3.7) se obține:

$$M_{arb} = \frac{1}{2} \rho \pi R^3 v^2 \frac{C_P(\lambda, \beta)}{\lambda} \quad (3.3.31)$$

Adesea se utilizează coeficientul de cuplu la arbore C_M :

$$C_M(\lambda, \beta) = \frac{C_P(\lambda, \beta)}{\lambda} \quad (3.3.32)$$

Se obține astfel pentru cuplul la arbore:

$$M_{arb} = \frac{1}{2} \rho \pi R^3 v^2 C_M(\lambda, \beta) \quad (3.3.33)$$

Pentru unghiul de atac β constant, expresia lui C_M devine:

$$C_M(\lambda) = \frac{C_P(\lambda)}{\lambda} \quad (3.3.34)$$

Cuplul la arborele turbinei M_{arb} are expresia:

$$M_{arb}(\lambda, v, \rho) = \frac{1}{2} \rho \pi R^3 v^2 C_M(\lambda) \quad (3.3.35)$$

Curbele adimensionale (C_P și C_M) pentru turbina WT1-UPT

Curba adimensională este o caracteristică a tipului de turbină eoliană, valabilă pentru o familie de turbine asemănătoare geometric și cinematic. Curbele adimensionale pentru $C_{P\ arb}$ și $C_{M\ arb}$ pot fi exprimate prin relațiile următoare:

- Coeficientul de putere $C_{P\ arb}$ la arborele turbinei :

[EEA-2009, Mil 2008, Mil 2010]

$$C_{P\ arb}(\lambda) = C_{M0} \lambda + a \lambda^\alpha - b \lambda^\beta \quad (3.3.36)$$

$$C_{P\ arb}(n, v) = C_{M0} \frac{\pi R}{30} \left(\frac{n}{v}\right) + a \left(\frac{\pi R}{30}\right)^\alpha \left(\frac{n}{v}\right)^\alpha - b \left(\frac{\pi R}{30}\right)^\beta \left(\frac{n}{v}\right)^\beta \quad (3.3.37)$$

$$C_{P\ arb}(n, v) = C_{M0} \frac{\pi R}{30} n v^{-1} + a \left(\frac{\pi R}{30}\right)^\alpha n^\alpha v^{-\alpha} - b \left(\frac{\pi R}{30}\right)^\beta n^\beta v^{-\beta} \quad (3.3.38)$$

- Coeficientul de cuplu $C_{M\ arb}$ la arborele turbinei:

$$C_{M\ arb}(\lambda) = C_{P\ arb}(\lambda) / \lambda = C_{M0} + a \lambda^{\alpha-1} - b \lambda^{\beta-1} \quad (3.3.39)$$

$$C_{M\ arb}(n, v) = C_{M0} \frac{\pi R}{30} + a \left(\frac{\pi R}{30}\right)^{\alpha-1} \left(\frac{n}{v}\right)^{\alpha-1} - b \left(\frac{\pi R}{30}\right)^{\beta-1} \left(\frac{n}{v}\right)^{\beta-1} \quad (3.3.40)$$

$$C_{M\ arb}(n, v) = C_{M0} \frac{\pi R}{30} + a \left(\frac{\pi R}{30}\right)^{\alpha-1} n^{\alpha-1} v^{1-\alpha} - b \left(\frac{\pi R}{30}\right)^{\beta-1} n^{\beta-1} v^{1-\beta} \quad (3.3.41)$$

- Relația dintre coeficienți $C_{P\ arb}$ și $C_{M\ arb}$

$$C_{P\ arb}(\lambda) = \lambda C_{M\ arb}(\lambda) \quad (3.3.42)$$

Determinarea constantelor C_{M0} , a , b , α , β , se face prin programul de proiectare al turbinei eoliene susținut prin date experimentale [EEA-2009, Mil 2008, Mil 2010].

Definițiile pentru mărimile adimensionale, cu notații uzuale, sunt:

$$C_{P\ arb} = \frac{P_{arb}}{\rho S \frac{v^3}{2}}, \quad (3.3.43)$$

$$C_{M\ arb} = \frac{M_{arb}}{\rho S R \frac{v^2}{2}}; \quad (3.3.44)$$

unde mărimile se dau în unități S.I. cu excepția turației n [rpm]:

ρ - densitatea de masă a aerului [kg/m^3], cu valori în domeniul

$$\rho = 1.0 \dots 1.4 \text{ kg/m}^3 ; \quad (3.3.45)$$

v - viteza momentană a vântului [m/s];

S - aria expusă în vânt [m^2], parcursă de paletetele turbinei

$$S = \pi R^2 ; \quad (3.3.46)$$

R - raza turbinei [m], (variante studiate $R = 2.5 \dots 3.5$ m);

$P_{arb \max}$ - puterea maximă la arbore [kW], (valoare maxim admisibilă);

$C_{P \text{arb}}$ - coeficient de putere la arborele turbinei (adimensional);

$C_{M \text{arb}}$ - coeficient de moment la arborele turbinei (adimensional);

u_R - viteza periferică la vârful paletetei [m/s];

λ - rapiditatea turbinei ("Tip-Speed Ratio").

Parametrii λ_0 , $C_{P \max}$, C_{M0} reprezintă valori nominale ale tipului constructiv al turbinei.

Condițiile de încărcare la arbore: se interzice depășirea valorii maxime admisibile.

$$P_{arb \max} = 5.5 \text{ kW}; \quad (3.3.47)$$

ω - viteza unghiulară la arborele turbinei [rad/s];

n - viteza de rotație a arborelui turbinei (turația la arborele turbinei) [rpm].

Pentru două valori ale rapidității turbinei, constantele au valorile din Tabelul 3.3.1 [EEA-2009, Mil 2010]:

Tabel 3.3.1. Valorile constantelor turbinei WT1-UPT pentru $\lambda_0 = 3$ și $\lambda_0 = 4$.

TSR_0 , λ_0	C_{M0}	$C_{P \max}$	a	b	a	β
4	0.0125	0.4650	0.0626	0.0046	2.0	3.5
3	0.0222	0.4281	0.0986	0.0113	2.0	3.5

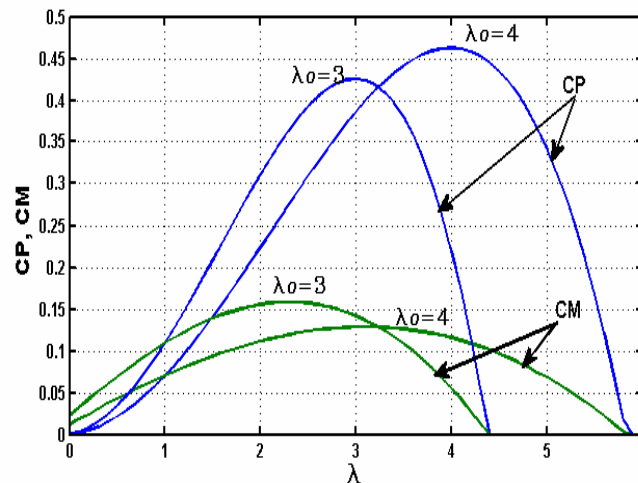


Fig.3.3.3. Curbele adimensionale $C_P(\lambda)$ și $C_M(\lambda)$ pentru $\lambda_0 = 3$ și $\lambda_0 = 4$.

Cele două curbe adimensionale $C_p(\lambda)$ și $C_M(\lambda)$ ale turbinei pentru $\lambda_0 = 3$ și $\lambda_0 = 4$, sunt redată în Fig.3.3.3. [Mil 2010, EEA-2009]

Puterea la arbore pentru modelul WT1-UPT

- Expresia puterii la arborele turbinei pentru modelul WT1-UPT

Expresia puterii la arborele turbinei P_{arb} pentru modelul WT1-UPT se poate determina din (3.3.12) în funcție de rapiditatea turbinei λ , viteza vântului v și densitatea de masă a aerului ρ :

$$P_{arb}(\lambda, v, \rho) = \frac{\rho S}{2} v^3 C_{P_{arb}}(\lambda) \quad (3.3.48)$$

Considerând expresia coeficientului de putere al turbinei WT1-UPT, $C_{P_{arb}}(\lambda)$ dat de (3.3.36) se obține

$$P_{arb}(\lambda, v, \rho) = \frac{\rho S}{2} v^3 \left[C_{M0} \lambda + a \lambda^\alpha - b \lambda^\beta \right] \quad (3.3.49)$$

Considerând expresia lui λ din (3.3.7) se obține:

$$P_{arb}(n, v, \rho) = \rho \left[\frac{C_{M0} S}{2} n v^2 + a \frac{S}{2} \left(\frac{\pi R}{30} \right)^\alpha n^\alpha v^{3-\alpha} - b \frac{S}{2} \left(\frac{\pi R}{30} \right)^\beta n^\beta v^{3-\beta} \right] \quad (3.3.50)$$

sau

$$P_{arb}(n, v, \rho) = \rho \left[c_2 n v^2 + a_2 n^\alpha v^{3-\alpha} - b_2 n^\beta v^{3-\beta} \right] \quad (3.3.51)$$

unde coeficienții a_2 , b_2 , c_2 sunt dați de :

$$a_2 = a \frac{S}{2} \left(\frac{\pi R}{30} \right)^\alpha ; \quad b_2 = b \frac{S}{2} \left(\frac{\pi R}{30} \right)^\beta ; \quad c_2 = \frac{S}{2} C_{M0}. \quad (3.3.52)$$

Dacă densitatea de masă a aerului ρ este constantă, expresia puterii la arbore P_{arb} poate fi simplificată, fiind exprimată numai în funcție de turația n și viteza vântului v :

$$P_{arb}(n, v) = c_{P_{arb}} n v^2 + a_{P_{arb}} n^\alpha v^{3-\alpha} - b_{P_{arb}} n^\beta v^{3-\beta} \quad (3.3.53)$$

unde s-a notat cu coeficienții a_{arb} , b_{arb} , c_{arb} :

$$a_{P_{arb}} = a \frac{\rho S}{2} \left(\frac{\pi R}{30} \right)^\alpha ; \quad b_{P_{arb}} = b \frac{\rho S}{2} \left(\frac{\pi R}{30} \right)^\beta ; \quad c_{P_{arb}} = \frac{\rho S}{2} C_{M0}. \quad (3.3.54)$$

- Determinarea turației $n_{P_{max}}$ pentru obținerea $P_{arb Max}$

Dacă se cunoaște expresia puterii la arborele turbinei, determinarea turației turbinei $n_{P_{max}}$, la care se obține puterea maximă, se face anulând derivata puterii în raport cu turația:

$$\frac{\partial P_{arb}(n, v, \rho)}{\partial n} = 0 \quad (3.3.55)$$

În urma calculelor se obține :

$$\begin{aligned} \frac{\partial P_{arb}(n, v, \rho)}{\partial n} &= \rho \frac{\partial}{\partial n} [c_2 n v^2 + a_2 n^\alpha v^{3-\alpha} - b_2 n^\beta v^{3-\beta}] = \\ &= \rho [c_2 v^2 + \alpha a_2 n^{\alpha-1} v^{3-\alpha} - \beta b_2 n^{\beta-1} v^{3-\beta}] \end{aligned} \quad (3.3.56)$$

și punând condiția de derivată nulă rezultă

$$\rho [c_2 v^2 + \alpha a_2 n^{\alpha-1} v^{3-\alpha} - \beta b_2 n^{\beta-1} v^{3-\beta}] = 0 \quad (3.3.57)$$

Prin urmare, trebuie rezolvată ecuația (3.3.57) în raport cu turația n , având viteza vântului ca parametru constant v și ρ , a , β constante, unde coeficienții a_2 , b_2 , c_2 au expresiile din (3.3.52). Din (3.3.57) împărțind la $v^2 / \rho \neq 0$ se obține ecuația:

$$\beta b_2 v^{1-\beta} n^{\beta-1} - \alpha a_2 v^{1-\alpha} n^{\alpha-1} = c_2 \quad (3.3.58)$$

din care, prin considerarea expresiilor coeficienților a_2 , b_2 , c_2 din (3.3.52) rezultă ecuația

$$\beta b \left(\frac{\pi R}{30}\right)^\beta v^{1-\beta} n^{\beta-1} - \alpha a \left(\frac{\pi R}{30}\right)^\alpha v^{1-\alpha} n^{\alpha-1} = C_{M0} \quad (3.3.59)$$

Pentru o valoare a vitezei vântului v constantă dată, se rezolvă ecuația:

$$b_3 \beta v^{1-\beta} n^{\beta-1} - a_3 \alpha v^{1-\alpha} n^{\alpha-1} = c_3 \quad (3.3.60)$$

unde coeficienții a_3 , b_3 , c_3 au expresiile:

$$b_3 = \beta b v^{1-\beta} \left(\frac{\pi R}{30}\right)^\beta, \quad a_3 = \alpha a v^{1-\alpha} \left(\frac{\pi R}{30}\right)^\alpha, \quad c_3 = C_{M0}. \quad (3.3.61)$$

Valorile parametrilor turbinei pentru modelul WT1-UPT, prezentați în Tabelul 3.3.1, permit calculul coeficienților.

Momentul la arbore pentru modelul WT1-UPT

- Expresia cuplului la arborele turbinei pentru modelul WT1-UPT

$$M_{arb}(\lambda, v) = M_T(\lambda, v) = C_{M_{arbT}}(\lambda) \cdot \rho S \frac{v^2}{2} \quad (3.3.62)$$

$$M_{arb}(\lambda, v) = \frac{\rho S}{2} v^2 [C_{M0} + a \lambda^{\alpha-1} - b \lambda^{\beta-1}] \quad (3.3.63)$$

$$\begin{aligned} M_{arb}(n, v, \rho) &= \\ &= \rho \left[\frac{C_{M0} S}{2} v^2 + a \frac{S}{2} \left(\frac{\pi R}{30}\right)^{\alpha-1} n^{\alpha-1} v^{3-\alpha} - b \frac{S}{2} \left(\frac{\pi R}{30}\right)^{\beta-1} n^{\beta-1} v^{3-\beta} \right] \end{aligned} \quad (3.3.64)$$

$$M_{arb}(n, v, \rho) = \rho [c_1 v^2 + a_1 n^{\alpha-1} v^{3-\alpha} - b_1 n^{\beta-1} v^{3-\beta}] \quad (3.3.65)$$

unde s-a notat:

$$a_1 = a \frac{S}{2} \left(\frac{\pi R}{30}\right)^{\alpha-1}; \quad b_1 = b \frac{S}{2} \left(\frac{\pi R}{30}\right)^{\beta-1}; \quad c_1 = \frac{C_{M0} S}{2}. \quad (3.3.66)$$

- Determinarea turației $n_{M \max}$ pentru obținerea $M_{arb \max}$

Pentru determinarea turației turbinei, $n_{M \max}$, la care se obține cuplul la arborele turbinei maxim, $M_{arb \max}$, se pune condiția anulării derivatei cuplului la arborele turbinei în raport cu turația n :

$$\frac{\partial M_{arb}(n, v, \rho)}{\partial n} = 0 \quad (3.3.67)$$

Aplicând derivata cuplului la arborele turbinei M_{arb} , (3.3.65), în raport cu turația n , și efectuând calculele

$$\begin{aligned} \frac{\partial M_{arb}(n, v, \rho)}{\partial n} &= \rho \frac{\partial}{\partial n} [c_1 v^2 + a_1 n^{\alpha-1} v^{3-\alpha} - b_1 n^{\beta-1} v^{3-\beta}] = \\ &= \rho [(\alpha-1) a_1 n^{\alpha-2} v^{3-\alpha} - (\beta-1) b_1 n^{\beta-2} v^{3-\beta}] \end{aligned} \quad (3.3.68)$$

din care, considerând anularea derivatei (3.3.66) rezultă ecuația:

$$\rho [(\alpha-1) a_1 n^{\alpha-2} v^{3-\alpha} - (\beta-1) b_1 n^{\beta-2} v^{3-\beta}] = 0 \quad (3.3.69)$$

Din ecuația (3.3.70) se determină în raport cu turația n , având viteza vântului v parametric constantă, ρ densitatea aerului, α , β constante, în care coeficienții a_1 , b_1 au expresiile stabilite anterior din (3.3.68).

După prelucrarea ecuației (3.3.69), se obține relația:

$$n^{\beta-\alpha} = \frac{(\alpha-1) a_1}{(\beta-1) b_1} v^{\beta-\alpha} \quad (3.3.70)$$

din care, rezultă soluția căutată, $n_{M \max}(v)$, având o dependență liniară în funcție de viteza vântului v :

$$n_{M \max}(v) = K_{M \max} \cdot v, \quad (3.3.71)$$

unde constanta $K_{M \max}$ este:

$$K_{M \max} = \left[\frac{(\alpha-1) a_1}{(\beta-1) b_1} \right]^{\frac{1}{\beta-\alpha}}. \quad (3.3.72)$$

Se observă că turația corespunzătoare unui cuplu maxim este proporțională cu viteza vântului v , și nu depinde de densitatea de masă ρ a aerului.

Considerând expresiile constantelor a_1 și b_1 date de (3.3.66), se obține expresia coeficientului $K_{M \max}$ din (3.3.72):

$$K_{M \max} = \frac{30}{\pi R} \left[\frac{(\alpha-1) a}{(\beta-1) b} \right]^{\frac{1}{\beta-\alpha}}, \quad (3.3.73)$$

care permite calculul dependenței turațiilor $n_{M \max}$ de viteza vântului v , prezentat sintetizat în Tabelul 3.3.2.

Tabel 3.3.2. Dependențele turației $n_{M \max}$ de viteza vântului v pentru $\lambda_0 = 3$ și $\lambda_0 = 4$.

λ_0	$K_{M \max}$	$n_{M \max}$
4	13.2808	13.2808 v
3	9.87523	9.87523 v

3.3.2. Estimarea prin regresie a mărimilor specifice turbinei eoliene

În cadrul funcției de conducere a WECS, se presupune cunoașterea caracteristicilor componentelor (turbina eoliană, generator, convertoare, etc.), care sunt modelate în formă analitică prin expresii de o mare complexitate, care conduc la un volum mare de calcule și corespunzător un interval mare de timp. Pentru implementarea algoritmilor de conducere cu acțiune în timp real, rezolvarea acestor expresii complexe nu se poate efectua practic în timpii reduși alocați. Simularea în aceste condiții necesită de asemenea un timp mare de lucru.

În vederea reducerii acestui volum de calcul, se pune problema găsirii unor relații echivalente, cu un număr mai mic de calcule și cu operații matematice mai simple, care pot fi implementate în sistemul de conducere bazate pe sisteme cu DSP-uri.

Metodele de regresie reprezintă o soluție posibilă, în acest caz constând în utilizarea unui set de valori ale dependenței căutate, set determinat experimental, prin măsurători, sau analitic, prin calculul expresiilor complexe pentru un set discret de valori, și găsirea unor funcții care să aibă o abatere standard cât mai mică posibil și un coeficient de corelație cât mai aproape de unu. Funcțiile determinate trebuie să fie funcții polinomiale sau funcții bazate pe operații matematice cât mai simple, ușor de implementat într-un sistem numeric de conducere.

Setul de valori ce stă la baza procedurii de regresie trebuie să acopere domeniul maxim de variație a mărimilor considerate, pentru a garanta abaterea standard minimă acceptată, în caz contrar pot să apară erori semnificative.

Relațiile de calcul echivalente pot fi utilizate la implementarea algoritmilor de conducere sau la simularea funcționării sistemelor de conversie a energiei eoliene în diferite regimuri de funcționare sau structuri. Simularea se poate face în Matlab-Simulink, Mathematica, PSIM, Simnon, etc.

În continuare se prezintă relațiile echivalente obținute prin metodele de regresie, pentru mărimile caracteristice ale turbinei de tip WT1-UPT, cu palete cu unghi de atac fix, pentru două valori ale rapidității λ_0 .

Tabel 3.3.3. Caracteristici estimate prin metodele de regresie.

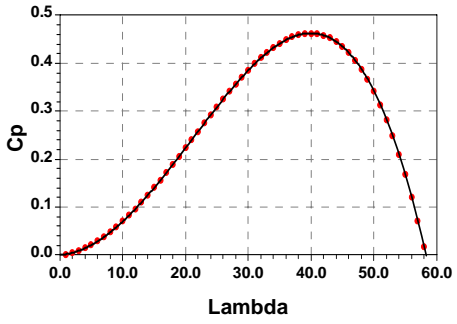
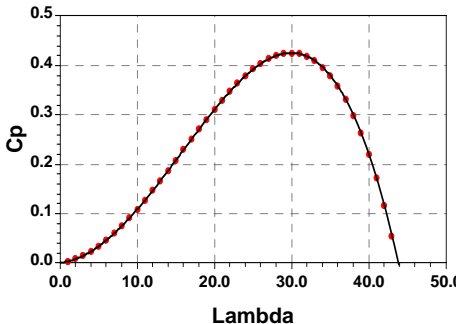
Relația pentru caracteristicile estimate	Notația	Notația estimată
Curba adimensională de putere	C_P	C_{Px}
Curba adimensională de cuplu	C_M	C_{Mx}
Puterea la arbore	P_{arb}	P_{arbx}
Cuplul la arbore	M_{arb}	M_{arbx}
Caracteristica puterii maxime	$P_{arb\ max}$	$P_{arb\ max\ x}$
Caracteristica cuplului maxim	$M_{arb\ max}$	$M_{arb\ max\ x}$
Caracteristica turației optime	n_{pmax}	$n_{pmax\ x}$

Caracteristicile turbinei WT1-UPT, având expresiile stabilite anterior, care se estimează prin metode de regresie sunt sintetizate în Tabelul 3.3.3, expresiile estimate prin regresie sunt marcate prin indicele inferior "x":

- Estimarea coeficientului de putere $C_{P\ arb}$

Coeficientul de putere al turbinei WT1-UPT are expresia din (3.3.36).

Tabel 3.3.4. Relația de estimare a coeficientului de putere C_{PX} pentru $\lambda_0 = 3$ și $\lambda_0 = 4$

C_{PX}	
$\lambda_0 = 3$	$\lambda_0 = 4$
	
$C_{PX}(\lambda) = a_{CPX} + b_{CPX}\lambda + c_{CPX}\lambda^2 + d_{CPX}\lambda^3 + e_{CPX}\lambda^4$	
$a_{CPX3} = 0.00081626273$ $b_{CPX3} = 0.00070754998$ $c_{CPX3} = 0.00071089076$ $d_{CPX3} = -7.9142616e-006$ $e_{CPX3} = -7.7130934e-008$	$a_{CPX4} = 0.00065621172$ $b_{CPX4} = 0.001600481$ $c_{CPX4} = 0.0011183956$ $d_{CPX4} = -1.6723116e-005$ $e_{CPX4} = -2.2016883e-007$
Abaterea Standard: 0.0002786 Coeficientul de corelație: 0.9999986	Abaterea Standard: 0.0002504 Coeficientul de corelație: 0.9999987

Prin metode de regresie se obține expresia polinomială de aproximare C_{PX} :

$$C_{PX}(\lambda) = a_{CPX} + b_{CPX}\lambda + c_{CPX}\lambda^2 + d_{CPX}\lambda^3 + e_{CPX}\lambda^4, \quad (3.3.74)$$

unde coeficienții: a_{CPX} , b_{CPX} , c_{CPX} , d_{CPX} , e_{CPX} , au valorile corespunzătoare celor două cazuri pentru λ , $\lambda_0 = 3$ și $\lambda_0 = 4$ din Tabelul 3.3.4. cu datele din Tabelul 3.3.6.

Procedeul de regresie polinomială aplicat, asigură o abatere standard mai mică de 0,0003.

- Estimarea coeficientului de cuplu $C_{M arb}$

Coeficientul de cuplu al turbinei WT1-UPT este dat de relația din (3.3.39) putând fi determinat aplicând relația de definire (3.3.42) cunoscând expresia estimată pentru C_{PX} , sau prin aplicarea procedurii de regresie expresiei coeficientului de cuplu C_M dat de (3.3.39).

Prin metode de regresie se obține expresia polinomială de aproximare C_{MX} :

$$C_{MX}(\lambda) = a_{CMX} + b_{CMX}\lambda + c_{CMX}\lambda^2 + d_{CMX}\lambda^3 + e_{CMX}\lambda^4 \quad (3.3.75)$$

unde coeficienții: a_{CMX} , b_{CMX} , c_{CMX} , d_{CMX} , e_{CMX} , au valorile corespunzătoare celor două cazuri pentru λ , $\lambda_0 = 3$ și $\lambda_0 = 4$ din Tabelul 3.3.5 cu datele din Tabelul 3.3.7.

Procedeul de regresie polinomială aplicat, asigură o abatere standard mai mică de 0,000008.

Tabel 3.3.5. Relația de estimare a coeficientului de cuplu pentru $\lambda_0 = 3$ și $\lambda_0 = 4$

C_{MX}	
$\lambda_0 = 3$	$\lambda_0 = 4$
$C_{MX}(\lambda) = a_{CMX} + b_{CMX} \lambda + c_{CMX} \lambda^2 + d_{CMX} \lambda^3 + e_{CMX} \lambda^4$	
$a_{CMX3} = 0.012297326$ $b_{CMX3} = 0.00642276$ $c_{CMX3} = -4.6038933e-005$ $d_{CMX3} = -1.4334302e-006$ $e_{CMX3} = 4.6615285e-009$	$a_{CMX4} = 0.021981333$ $b_{CMX4} = 0.010111005$ $c_{CMX4} = -9.7077056e-005$ $d_{CMX4} = -4.0976077e-006$ $e_{CMX4} = 1.8008677e-008$
Abaterea Standard: 0.0000590 Coeficientul de corelare: 0.9999989	Abaterea Standard: 0.0000719 Coeficientul de corelare: 0.9999988

- Estimarea puterii la arborele turbinei P_{arb}

Puterea obținută la arborele turbinei $P_{arb}(\lambda, v, \rho, \beta)$ este dată prin (3.3.55).

Considerând expresia de aproximare determinată prin regresie polinomială (3.3.74) a coeficientului de putere $C_{PX}(\lambda)$ și expresia de definiție a rapidității turbinei λ , (3.3.7), se obține din (3.3.76), expresia $P_{arbX}(n, v)$ de aproximare a puterii la arborele turbinei:

$$P_{arbX}(n, v) = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 v^3 C_{PX} \left(\frac{\pi R n}{30 v} \right) = \quad (3.3.76)$$

$$= a_{PX} v^3 + b_{PX} v^2 n + c_{PX} v n^2 + d_{PX} n^3 + e_{PX} v^{-1} n^4$$

unde coeficienții a_{PX} , b_{PX} , c_{PX} , d_{PX} , e_{PX} au expresiile:

$$a_{PX} = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 a_{CPX}; \quad b_{PX} = \frac{1}{60} \rho \pi^2 R^3 b_{CPX};$$

$$c_{PX} = \frac{1}{2 \times 30^2} \rho \pi^3 R^4 c_{CPX}; \quad d_{PX} = \frac{1}{2 \times 30^3} \rho \pi^4 R^5 d_{CPX}; \quad (3.3.77)$$

$$e_{PX} = \frac{1}{2 \times 30^4} \rho \pi^5 R^6 e_{CPX}.$$

Coeficientul de putere de aproximare C_{PX} fiind determinat pentru $\lambda_0 = 3$ și $\lambda_0 = 4$, se obțin expresiile de aproximare ale puterii la arbore P_{arbX} , respectiv, având valorile prezentate în Tabelul 3.3.8, rezultă:

$$P_{arbX3}(n, v) = a_{PX3} v^3 + b_{PX3} v^2 n + c_{PX3} v n^2 + d_{PX3} n^3 + e_{PX3} v^{-1} n^4 \quad (3.3.78)$$

$$P_{arbX4}(n, v) = a_{PX4} v^3 + b_{PX4} v^2 n + c_{PX4} v n^2 + d_{PX4} n^3 + e_{PX4} v^{-1} n^4 \quad (3.3.79)$$

Tabel 3.3.6. Valori pentru $C_p(\lambda)$

Tabel cu valorile de calcul ale $C_p(\lambda)$			
$\lambda_0 = 3$		$\lambda_0 = 4$	
λ	C_{p3}	λ	C_{p4}
0	0.000000	0	0.000000
1	0.004988	1	0.008344
2	0.014830	2	0.024199
3	0.029266	3	0.046925
4	0.047957	4	0.075689
5	0.070500	5	0.109500
6	0.096437	6	0.147234
7	0.125261	7	0.187648
8	0.156423	8	0.229390
9	0.189332	9	0.271008
10	0.223357	10	0.310955
11	0.257834	11	0.347597
12	0.292062	12	0.379215
13	0.325310	13	0.404009
14	0.356813	14	0.420104
15	0.385779	15	0.425551
16	0.411385	16	0.418330
17	0.432780	17	0.396351
18	0.449088	18	0.357460
19	0.459404	19	0.299437
20	0.462800	20	0.220000

Tabel 3.3.7. Valori pentru $C_m(\lambda)$

Tabel cu valorile de calcul ale $C_m(\lambda)$			
$\lambda_0 = 3$		$\lambda_0 = 4$	
λ	C_{m3}	λ	C_{m4}
0	0.012500	0	0.022200
1	0.024938	1	0.041718
2	0.037075	2	0.060497
3	0.048777	3	0.078209
4	0.059947	4	0.094612
5	0.070500	5	0.109500
6	0.080364	6	0.122695
7	0.089472	7	0.134034
8	0.097764	8	0.143369
9	0.105184	9	0.150560
10	0.111678	10	0.155478
11	0.117197	11	0.157999
12	0.121693	12	0.158006
13	0.125119	13	0.155388
14	0.127433	14	0.150037
15	0.128593	15	0.141850
16	0.128558	16	0.130728
17	0.127288	17	0.116574
18	0.124747	18	0.099294
19	0.120896	19	0.078799
20	0.115700	20	0.055000

Tabel 3.3.8. Expresiile de aproximare ale puterii la arbore Parb X pentru $\lambda_0 = 3$ și $\lambda_0 = 4$

$\lambda_0 = 3$	$\lambda_0 = 4$
$C_{PX}(\lambda) = a_{CPX} + b_{CPX}\lambda + c_{CPX}\lambda^2 + d_{CPX}\lambda^3 + e_{CPX}\lambda^4$	
$a_{CPX3} = 0.00081626273$ $b_{CPX3} = 0.00070754998$ $c_{CPX3} = 0.00071089076$ $d_{CPX3} = -7.9142616e-006$ $e_{CPX3} = -7.7130934e-008$	$a_{CPX4} = 0.00065621172$ $b_{CPX4} = 0.001600481$ $c_{CPX4} = 0.0011183956$ $d_{CPX4} = -1.6723116e-005$ $e_{CPX4} = -2.2016883e-007$
$P_{arbX}(n, v) = a_{PX} v^3 + b_{PX} v^2 n + c_{PX} v n^2 + d_{PX} n^3 + e_{PX} v^{-1} n^4$	
$a_{PX3} = 0.00795153489765126$ $b_{PX3} = 0.00162401210133400$ $c_{PX3} = 0.000384455557760887$ $d_{PX3} = -1.00847424553750e-06$ $e_{PX3} = -2.31576313839703e-09$	$a_{PX4} = 0.00639241533400375$ $b_{PX4} = 0.00367352213331295$ $c_{PX4} = 0.000604837519895914$ $d_{PX4} = -2.13094191770665e-06$ $e_{PX4} = -6.61030321165309e-09$

Aceste expresii simplifică calculele necesare implementării algoritmilor de conducere și timpul de calcul pentru:

- determinarea puterii la arbore P_{arb} pentru o turație n și o viteză a vântului v dată;
- determinarea vitezei vântului v cunoscând puterea la arbore P_{arb} și turația n .
- determinarea turației n cunoscând puterea la arbore P_{arb} și viteza vântului v .

- Estimarea cuplului la arborele turbinei

Procedând similar, cunoscând expresia de aproximare a coeficientului de cuplu C_{MX} al turbinei, se determină relația de aproximare a cuplului la arborele al turbinei WT1-UPT.

Cuplul dezvoltat la arborele turbinei de vânt la arbore $M_{arb}(\lambda, v)$, din (3.3.62) este:

$$M_{arb}(\lambda, v) = \frac{1}{2} \rho \pi R^3 v^2 C_M(\lambda) \quad (3.3.80)$$

și considerând expresia de aproximare determinată prin regresie polinomială (3.3.75) a coeficientului de cuplu $C_{MX}(\lambda)$ și de asemenea expresia de definire (3.3.7) a rapidității turbinei λ se obține expresia $M_{arbX}(n, v)$ de aproximare a cuplului la arborele turbinei:

$$\begin{aligned} M_{arbX}(n, v) &= \frac{1}{2} \rho \pi R^3 v^2 \frac{C_P\left(\frac{\pi R n}{30 v}\right)}{\frac{\pi R n}{30 v}} = \\ &= a_{MX} v^3 n^{-1} + b_{MX} v^2 + c_{MX} v n + d_{MX} n^2 + e_{MX} v^{-1} n^3 \end{aligned} \quad (3.3.81)$$

unde coeficienții a_{MX} , b_{MX} , c_{MX} , d_{MX} , e_{MX} au expresiile:

$$\begin{aligned} a_{MX} &= 15 \rho R^2 a_{CMX}; \quad b_{MX} = \frac{1}{2} \rho \pi R^3 b_{CMX}; \\ c_{MX} &= \frac{1}{2 \times 30} \rho \pi^2 R^4 c_{CMX}; \quad d_{MX} = \frac{1}{2 \times 30^2} \rho \pi^3 R^5 d_{CMX}; \\ e_{MX} &= \frac{1}{2 \times 30^3} \rho \pi^4 R^6 e_{CMX} \end{aligned} \quad (3.3.82)$$

Coeficientul de cuplu de aproximare C_{MX} este determinat pentru $\lambda_0 = 3$ și $\lambda_0 = 4$ rezultând expresiile de aproximare ale cuplului la arbore M_{arbX} , respectiv, având valorile prezentate în Tabelul 3.3.9, rezultă:

$$C_{MX3}(\lambda) = a_{CMX3} + b_{CMX3} \lambda + c_{CMX3} \lambda^2 + d_{CMX3} \lambda^3 + e_{CMX3} \lambda^4 \quad (3.3.83)$$

$$C_{MX4}(\lambda) = a_{CMX4} + b_{CMX4} \lambda + c_{CMX4} \lambda^2 + d_{CMX4} \lambda^3 + e_{CMX4} \lambda^4 \quad (3.3.84)$$

Tabel 3.3.9. Expresiile de aproximare ale cuplului la arbore $M_{arb\ X}$ pentru $\lambda_0 = 3$ și $\lambda_0 = 4$

$\lambda_0 = 3$	$\lambda_0 = 4$
$C_{MX}(\lambda) = a_{CMX} + b_{CMX}\lambda + c_{CMX}\lambda^2 + d_{CMX}\lambda^3 + e_{CMX}\lambda^4$	
$a_{CMX3} = 0.00081626273$ $b_{CMX3} = 0.00070754998$ $c_{CMX3} = 0.00071089076$ $d_{CMX3} = -7.9142616e-006$ $e_{CMX3} = -7.7130934e-008$	$a_{CMX4} = 0.00065621172$ $b_{CMX4} = 0.001600481$ $c_{CMX4} = 0.0011183956$ $d_{CMX4} = -1.6723116e-005$ $e_{CMX4} = -2.2016883e-007$
$M_{arbX}(n, v) = a_{MX}v^3n^{-1} + b_{MX}v^2 + c_{MX}vn + d_{MX}n^2 + e_{MX}v^{-1}n^3$	
$a_{MX3} = 1.14393953657813$ $b_{MX3} = 0.140774895637201$ $c_{MX3} = -0.000237760609830187$ $d_{MX3} = -1.74422433886702e-06$ $e_{MX3} = 1.33648864139775e-09$	$a_{MX4} = 2.04477915649219$ $b_{MX4} = 0.221614333037856$ $c_{MX4} = -0.000501338726400961$ $d_{MX4} = -4.98604472088624e-06$ $e_{MX4} = 5.16319749135951e-09$

- Estimarea turațiilor pentru cuplul maxim la arborele turbinei în funcție de viteza vântului

Din (3.3.70), rezultă că dependența dintre turația n_{Mmax} corespunzătoare cuplului la arbore maxim $M_{arb\ max}$ și v viteza vântului, este una liniară. Valorile coeficientului K_{NMmax} , pentru valorile constantelor a, β, a_1, b_1 ale turbinei WT1-UPT pentru cele două valori ale rapidității considerate, $\lambda_0=3$ și $\lambda_0=4$, sunt prezentate în Tabelul 3.3.10.

Tabel 3.3.10. Dependența turației n_{Mmax} la $M_{arb\ max}$ și viteza vântului v pentru cele două valori considerate, $\lambda_0=3$ și $\lambda_0=4$

$n_{Mmax}(v) = K_{NMmax}\lambda \cdot v$	
$\lambda_0 = 3$	$\lambda_0 = 4$
$a=2.0; \beta=3.5; a=0.098; b=0.0113$	$a=2.0; \beta=3.5; a=0.0626; b=0.0046$
$K_{NMmax3} = 9.87523$	$K_{NMmax4} = 13.2808$
$n_{Mmax3}(v) = 9.87523 \cdot v$	$n_{Mmax4}(v) = 13.2808 \cdot v$

- Estimarea turațiilor pentru putere maximă la arborele turbinei în funcție de viteza vântului

Pentru obținerea turației optime $n_{pmax,i}$ corespunzătoare puterii maxime P_{max} la o viteză $v_i, i=1, 2, \dots, k$, dată a vântului, se rezolvă ecuația transcendentă (3.3.59).

Prin procedeul de regresie, folosind setul de valori $(n_{pmax,i}, v_i), i=1, 2, \dots, k$, se obține relația dependenței turației optime în funcție de viteza vântului. Valorile pentru $v_i, n_{pmax,i}, P_{max,i}$ și ecuația aferentă ce trebuie rezolvată, pentru $\lambda_0=4$ și $\lambda_0=3$ sunt prezentate în Tabelul 3.3.11 și Tabelul 3.3.12.

Tabel 3.3.11. Dependența turației $n_{P_{max}}$ la $P_{arb\ max}$ de viteza vântului v pentru $\lambda_0=4$

Nr. crt.	λ	v [m/s]	$n_{P_{max}}$ [rpm]	P_{max} [W]	Ecuția pentru $n_{P_{max}}$
1	4	1	17.9761	5.0177	$-0.0125-0.00679707 N + 0.0000983062 N^{2.5}=0$
2	4	2	35.9521	40.1416	$-0.0125-0.00339853 N + 0.0000173783 N^{2.5}=0$
3	4	3	53.9282	135.4780	$-0.0125-0.00226569 N + 6.30635 \times 10^{-6} N^{2.5}=0$
4	4	4	71.9043	321.1330	$-0.0125-0.00169927 N + 3.07207 \times 10^{-6} N^{2.5}=0$
5	4	5	89.8803	627.2120	$-0.0125-0.00135941 N + 1.75856 \times 10^{-6} N^{2.5}=0$
6	4	6	107.8560	1083.8200	$-0.0125-0.00113284 N + 1.11482 \times 10^{-6} N^{2.5}=0$
7	4	7	125.8320	1721.0700	$-0.0125-0.00097101 N + 7.58291 \times 10^{-7} N^{2.5}=0$
8	4	8	143.8090	2569.0600	$-0.0125-0.000849633 N + 5.4307 \times 10^{-7} N^{2.5}=0$
9	4	9	161.7850	3657.9000	$-0.0125-0.00075523 N + 4.04552 \times 10^{-7} N^{2.5}=0$
10	4	10	179.7610	5017.7000	$-0.0125-0.000679707 N + 3.10872 \times 10^{-7} N^{2.5}=0$
11	4	11	197.7370	6678.5600	$-0.0125-0.000617915 N + 2.44962 \times 10^{-7} N^{2.5}=0$
12	4	12	215.7130	8670.5800	$-0.0125-0.000566422 N + 1.97073 \times 10^{-7} N^{2.5}=0$

Tabel 3.3.12. Dependența turației $n_{P_{max}}$ la $P_{arb\ max}$ de viteza vântului v pentru $\lambda_0=3$

Nr. crt.	λ	v [m/s]	$n_{P_{max}}$ [rpm]	P_{max} [W]	Ecuția pentru $n_{P_{max}}$
1	3	1	13.7553	6.35147	$-0.0222-0.0107059 N + 0.000241491 N^{2.5} = 0$
2	3	2	27.5105	50.81180	$-0.0222-0.00535296 N + 0.0000426901 N^{2.5} = 0$
3	3	3	41.2658	171.49000	$-0.0222-0.00356864 N + 0.0000154917 N^{2.5} = 0$
4	3	4	55.0211	406.49400	$-0.0222-0.00267648 N + 7.54661 \times 10^{-6} N^{2.5} = 0$
5	3	5	68.7764	793.93400	$-0.0222-0.00214118 N + 4.31993 \times 10^{-6} N^{2.5} = 0$
6	3	6	82.5316	1371.92000	$-0.0222-0.00178432 N + 2.73857 \times 10^{-6} N^{2.5} = 0$
7	3	7	96.2869	2178.55000	$-0.0222-0.00152942 N + 1.86276 \times 10^{-6} N^{2.5} = 0$
8	3	8	110.0420	3251.95000	$-0.0222-0.00133824 N + 1.33406 \times 10^{-6} N^{2.5} = 0$
9	3	9	123.7970	4630.22000	$-0.0222-0.00118955 N + 9.93792 \times 10^{-7} N^{2.5} = 0$
10	3	10	137.5530	6351.47000	$-0.0222-0.00107059 N + 7.63663 \times 10^{-7} N^{2.5} = 0$
11	3	11	151.3080	8453.81000	$-0.0222-0.000973266 N + 6.01755 \times 10^{-7} N^{2.5} = 0$
12	3	12	165.0630	10975.30000	$-0.0222-0.00089216 N + 4.84115 \times 10^{-7} N^{2.5} = 0$

Considerând datele din Tabelul 3.3.11 și Tabelul 3.3.13 pentru $\lambda_0=4$, respectiv cele din Tabelul 3.3.12 și Tabelul 3.3.14 pentru $\lambda_0=3$, se determină relațiile $n_{P_{optVX}} = f(v)$, $P_{optVX} = f(v)$ și $P_{optNX} = f(n)$, pentru o rapiditate λ și o densitate de masă ρ a aerului date, .

Tabel 3.3.13. Tabel de sinteză a valorilor considerate pentru procedeul de regresie pentru $\lambda=4$

$\lambda_0=4$		$\lambda_0=4$		$\lambda_0=4$	
v [m/s]	n_{opt} [rpm]	v [m/s]	v [m/s]	n_{opt} [rpm]	P_{max} [W]
1	17.9761	1	5.0177	17.9761	5.0177
2	35.9521	2	40.1416	35.9521	40.1416
3	53.9282	3	135.4780	53.9282	135.4780
4	71.9043	4	321.1330	71.9043	321.1330
5	89.8803	5	627.2120	89.8803	627.2120
6	107.8560	6	1083.8200	107.8560	1083.8200
7	125.8320	7	1721.0700	125.8320	1721.0700
8	143.8090	8	2569.0600	143.8090	2569.0600
9	161.7850	9	3657.9000	161.7850	3657.9000
10	179.7610	10	5017.7000	179.7610	5017.7000
11	197.7370	11	6678.5600	197.7370	6678.5600
12	215.7130	12	8670.5800	215.7130	8670.5800

Tabel 3.3.14. Tabel de sinteză a valorilor considerate pentru procedeul de regresie pentru $\lambda_0=3$

$\lambda_0=3$		$\lambda_0=3$		$\lambda_0=3$	
v [m/s]	n_{opt} [rpm]	v [m/s]	P_{max} [W]	n_{opt} [rpm]	P_{max} [W]
1	13.7553	1	6.35147	13.7553	6.35147
2	27.5105	2	50.81180	27.5105	50.81180
3	41.2658	3	171.49000	41.2658	171.49000
4	55.0211	4	406.49400	55.0211	406.49400
5	68.7764	5	793.93400	68.7764	793.93400
6	82.5316	6	1371.9200	82.5316	1371.9200
7	96.2869	7	2178.5500	96.2869	2178.5500
8	110.0420	8	3251.95000	110.0420	3251.95000
9	123.7970	9	4630.22000	123.7970	4630.22000
10	137.5530	10	6351.47000	137.5530	6351.47000
11	151.3080	11	8453.81000	151.3080	8453.81000
12	165.0630	12	10975.3000	165.0630	10975.3000

Tabel 3.3.15. Funcțiile de regresie pentru $n_{PoptVX}(v)$, $P_{opt}(v)$, $P_{opt}(n)$ pentru $\lambda_0=3$ și $\lambda_0=4$

$n_{PoptVX}(v)$	
$\lambda_0 = 3$	$\lambda_0 = 4$
$n_{PoptVX}(v) = a_{n_{PoptVX}} + b_{n_{PoptVX}} v$	
$a_{n_{PoptVX3}} = -1e-005$	$a_{n_{PoptVX4}} = -4e-005$
$b_{n_{PoptVX3}} = 13.75527$	$b_{n_{PoptVX4}} = 17.976078$
Abaterea Standard = 0.0002326	Abaterea Standard = 0.0002548
$P_{opt}(v)$	
$\lambda_0 = 3$	$\lambda_0 = 4$
$P_{optVX}(v) = a_{PoptVX} + b_{PoptVX} v + c_{PoptVX} v^2 + d_{PoptVX} v^3$	
$a_{PoptVX3} = -0.0015091208$	$a_{PoptVX4} = 0.0078598901$
$b_{PoptVX3} = 0.0011052194$	$b_{PoptVX4} = -0.0055932215$
$c_{PoptVX3} = -0.00013680829$	$c_{PoptVX4} = 0.00085891524$
$d_{PoptVX3} = 6.3514695$	$d_{PoptVX4} = 5.0176645$
Abaterea Standard = 0.0145842	Abaterea Standard = 0.0143844
$P_{opt}(n)$	
$\lambda_0 = 3$	$\lambda_0 = 4$
$P_{optNX}(n) = a_{PoptNX} + b_{PoptNX} n + c_{PoptNX} n^2 + d_{PoptNX} n^3$	
$a_{PoptNX3} = -0.059797598$	$a_{PoptNX4} = -0.010959549$
$b_{PoptNX3} = 0.0030826439$	$b_{PoptNX4} = 0.00058472587$
$c_{PoptNX3} = -3.5357232e-005$	$c_{PoptNX4} = -6.470648e-006$
$d_{PoptNX3} = 0.0024405395$	$d_{PoptNX4} = 0.00086383119$
Abaterea Standard = 0.0428507	Abaterea Standard = 0.0179379

Expresiile funcțiilor determinate prin metode de regresie, au coeficienții prezentați sintetizat în Tabelul 3.3.15, pentru $\lambda_0=3$:

$$n_{PoptVX3}(v) = a_{n_{PoptVX3}} + b_{n_{PoptVX3}} v \quad (3.3.85)$$

$$P_{optVX3}(v) = a_{P_{optVX3}} + b_{P_{optVX3}} v + c_{P_{optVX3}} v^2 + d_{P_{optVX3}} v^3 \quad (3.3.86)$$

$$P_{optNX3}(n) = a_{P_{optNX3}} + b_{P_{optNX3}} n + c_{P_{optNX3}} n^2 + d_{P_{optNX3}} n^3 \quad (3.3.87)$$

respectiv, în Tabelul 3.3.14, pentru $\lambda_0=4$:

$$n_{PoptVX4}(v) = a_{n_{PoptVX4}} + b_{n_{PoptVX4}} v \quad (3.3.88)$$

$$P_{optVX4}(v) = a_{P_{optVX4}} + b_{P_{optVX4}} v + c_{P_{optVX4}} v^2 + d_{P_{optVX4}} v^3 \quad (3.3.89)$$

$$P_{optNX4}(n) = a_{P_{optNX4}} + b_{P_{optNX4}} n + c_{P_{optNX4}} n^2 + d_{P_{optNX4}} n^3 \quad (3.3.90)$$

simplificând semnificativ calculele necesare în cadrul algoritmilor de conducere și timpul de execuție pentru:

- determinarea turației optime n_{Popt} pentru obținerea puterii maxime la arbore $P_{arb\ opt}$ pentru o viteză a vântului v dată.
- determinarea puterii maxime la arbore $P_{arb\ opt}$ pentru o turație n sau o viteză a vântului v dată;

3.4. Turbina eoliană WT2-UPT. Caracteristici. Modelare

3.4.1. Turbina eoliană WT2-UPT cu protecție la supraturație

Varianta WT2-UPT a unui WECS de mică putere, prezentată în Fig.3.4.1, a fost realizată experimental de UPT în cadrul grantului [EEA2009].

Turbina de vânt WT2-UPT are o formă și o structură complexă. Paletele, realizate din fibre de sticlă cu poliesteri, cu inserție metalică de rezistență sunt răsucite în spațiu cu o geometrie cu secțiune variabilă. În plus, au o formă specială, în scopul reducerii zgomotului și a turbulenței de la extremitatea paletei [Mil 2008, Mil 2010].

O cerință specială pentru WT2-UPT a fost aceea de a fi capabilă să extragă energie chiar și la viteze mici ale vântului. Această condiție a determinat necesitatea limitării turației la viteze mari ale vântului. Turbina WT2-UPT este prevăzută cu un sistem autonom centrifugal de protecție prin limitarea turației, care, la o valoare a turației turbinei superioare celei nominale, $n > n_{nom}$, declanșează modificarea unghiului de atac (de instalare) β al paletelor, cu scopul modificării caracteristicilor aerodinamice (reducerii portanței paletelor), reducând puterea extrasă de turbina eoliană de la vânt și, prin urmare, asigurând limitarea turației WECS.

Rotorul turbinei este prezentat în Fig.3.4.2. Poziția de instalare absolută a paletei este definită prin unghiul β_x . În modul normal de funcționare, în limitele nominale de turație, sistemul de limitare al turației nu este activ, paletele având poziția definită de unghiul β_0 .



Fig.3.4.1. Turbina experimentală WT2-UPT.

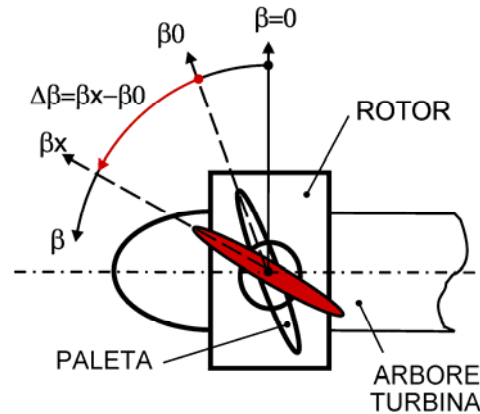


Fig.3.4.2. Rotorul turbinei WT2-UPT.

Poziția relativă a paletelor, față de poziția de instalare inițială, este dată de $\Delta\beta$:

$$\Delta\beta = \beta_x - \beta_0, \quad \Delta\beta = 0 \dots 45^\circ. \quad (3.4.1)$$

Mecanismul bielă-manivelă de rotire al paletelor, poate fi acționat de sistemul centrifugal în sensul creșterii lui $\Delta\beta$ la $\Delta\beta_{\max}=45^\circ$, respectiv, prin acțiunea unui resort să se miște în sensul revenirii la $\Delta\beta_{\min}=0^\circ$. Odată activat sistemul de limitare a turației, poziția $\Delta\beta$ al paletelor este stabilită între $\Delta\beta_{\min} \leq \Delta\beta \leq \Delta\beta_{\max}$ datorită echilibrului dintre forța dezvoltată de sistemului centrifugal (dependentă de turația rotorului turbinei) și forța elastică a resortului (dependentă de deformarea impusă de mișcarea mecanismului). Unghiul $\Delta\beta$ va reveni la $\Delta\beta_{\min}=0^\circ$ numai când turația va scădea sub cea nominală, n_{nom} . Pentru a se evita mișcarea oscilantă și rapidă cu șocuri, mecanismul este prevăzut cu un amortizor având coeficienții de amortizare diferiți, $c_{\text{amort.Sus}} < c_{\text{amort.Jos}}$. Practic sistemul de antrenare a paletelor este autonom și determină o autoreglare a turației turbinei prin controlul puterii pe care o preia turbina din cea a vântului.

Estimările bazate pe datele de proiectare [Mil 2008], care consideră caracteristicile constructive corespunzătoare (profilul paletelor, construcția turbinei, mecanismul de limitare a turației, etc.) pentru o variație a unghiului de atac $\Delta\beta = \beta_x - \beta_0$, în limitele $\Delta\beta_{\min}=0^\circ$ și $\Delta\beta_{\max} = 45^\circ$, sunt următoarele:

- viteza unghiulară

$$\omega(n) = \pi n / 30 \quad (3.4.2)$$

- viteza periferică

$$u(n) = \omega(n)R \quad (3.4.3)$$

- rapiditatea turbinei ("tip-speed ratio")

$$\lambda(v, n) = u(n) / v \quad (3.4.4)$$

- coeficientul de cuplu la arbore

$$C_{M\beta}(v, n, \Delta\beta) = C_{M0\beta}(\Delta\beta) + a_{\beta}(\Delta\beta)\lambda(v, n)^{\alpha-1} - b_{\beta}(\Delta\beta)\lambda(v, n)^{\beta-1} \quad (3.4.5)$$

- cuplul la arbore

$$M_{arb\beta}(v, n, \Delta\beta) = C_{M\beta}(v, n, \Delta\beta) \rho v^2 A_{\nu} R / 2 \quad (3.4.6)$$

- coeficientul de putere la arbore

$$\begin{aligned} C_{P\beta}(v, n, \Delta\beta) &= C_{M\beta}(v, n, \Delta\beta) \lambda(v, n) = \\ &= C_{M0\beta}(\Delta\beta) \lambda(v, n) + a_{\beta}(\Delta\beta) \lambda(v, n)^{\alpha} - b_{\beta}(\Delta\beta) \lambda(v, n)^{\beta} \end{aligned} \quad (3.4.7)$$

- puterea la arbore

$$\begin{aligned} P_{arb\beta}(v, n, \Delta\beta) &= M_{arb\beta}(v, n, \Delta\beta) \omega(n) = \\ &= C_{M\beta}(v, n, \Delta\beta) \rho v^2 A_{\nu} R \omega(n) / 2 \end{aligned} \quad (3.4.8)$$

3.4.2. Estimarea prin regresie a mărimilor caracteristice pentru WT2-UPT

Coeficientul de cuplu la arbore $C_{M\beta}(v, n, \Delta\beta)$

Din datele de proiectare ale WT2-UPT [EEA 2009, Mil 2010], pentru coeficientul de cuplu $C_{M\beta}(v, n, \Delta\beta)$, rezultă valorile coeficienților $C_{M0\beta}(\Delta\beta)$, $a_{\beta}(\Delta\beta)$, $b_{\beta}(\Delta\beta)$ prezentate în Tabelul 3.4.1.

Tabel 3.4.1. Valorile coeficienților $C_{M0\beta}$, a_{β} , b_{β} pentru diferite valori ale lui $\Delta\beta$.

Nr.crt.	$\Delta\beta$ [°]	a_{β}	b_{β}	$C_{M0\beta}$
0	0	0.0626	0.0046	0.0125
1	5	0.0376	0.0054	0.0540
2	10	0.0149	0.0059	0.0824
3	15	-0.0101	0.0051	0.1031
4	20	-0.0395	0.0016	0.1187
5	25	-0.0749	-0.0073	0.1311
6	30	-0.1188	-0.0265	0.1410
7	35	-0.174	-0.0665	0.1492
8	40	-0.2486	-0.1497	0.1560
9	45	-0.3505	-0.3304	0.1618

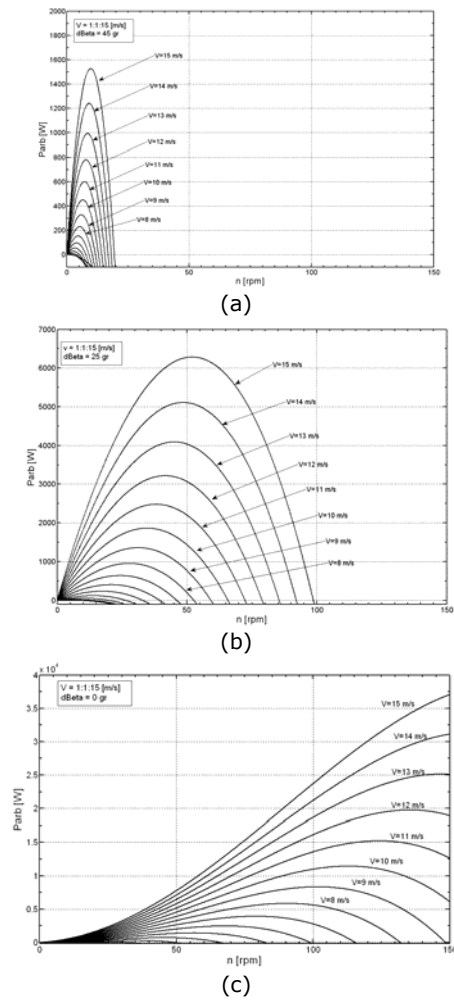
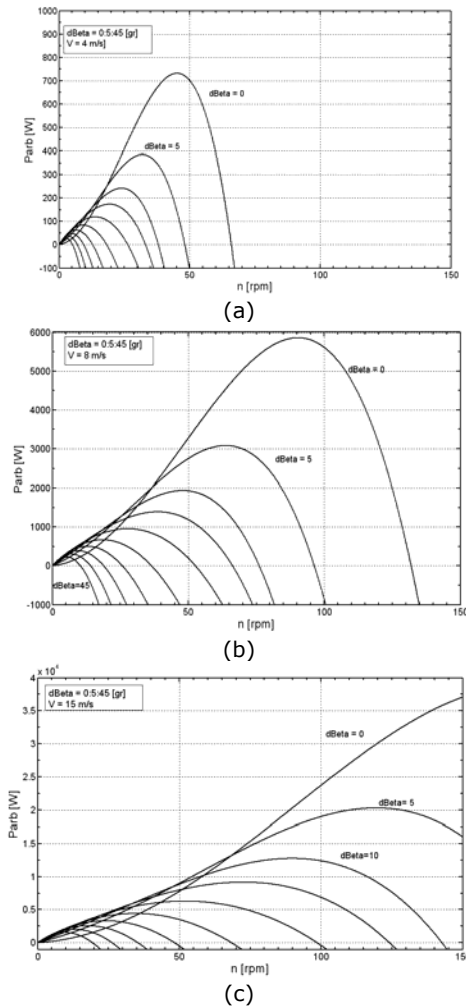
$$\begin{aligned} C_{M\beta X}(v, n, \Delta\beta) &= \\ &= C_{M0\beta X}(\Delta\beta) + a_{\beta X}(\Delta\beta)\lambda^{\alpha-1}(v, n) - b_{\beta X}(\Delta\beta)\lambda^{\beta-1}(v, n) \end{aligned} \quad (3.4.9)$$

unde:

$C_{M0\beta X}(\Delta\beta)$, $a_{\beta X}(\Delta\beta)$, $b_{\beta X}(\Delta\beta)$ sunt coeficienți estimați prin metode de regresie ca funcții de poziția unghiulară $\Delta\beta$, având expresiile :

$$\begin{aligned}
 C_{M0\beta X}(\Delta\beta) &= (c_{\beta 1} + c_{\beta 2}\Delta\beta) / (1 + c_{\beta 3}\Delta\beta + c_{\beta 4}\Delta\beta^2) \\
 a_{\beta X}(\Delta\beta) &= (a_{\beta 1} + a_{\beta 2}\Delta\beta) / (1 + a_{\beta 3}\Delta\beta + a_{\beta 4}\Delta\beta^2) \\
 b_{\beta X}(\Delta\beta) &= (b_{\beta 1} + b_{\beta 2}\Delta\beta) / (1 + b_{\beta 3}\Delta\beta + b_{\beta 4}\Delta\beta^2)
 \end{aligned}
 \tag{3.4.10}$$

valorile coeficienților fiind dați în Tabelul 3.4.2.



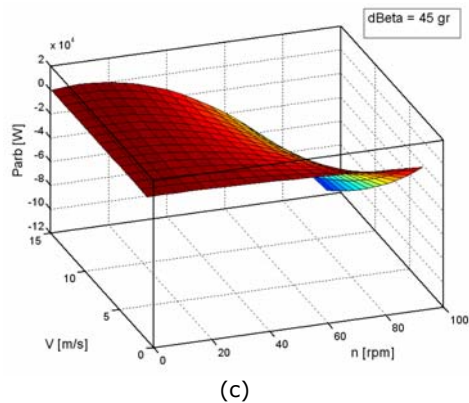
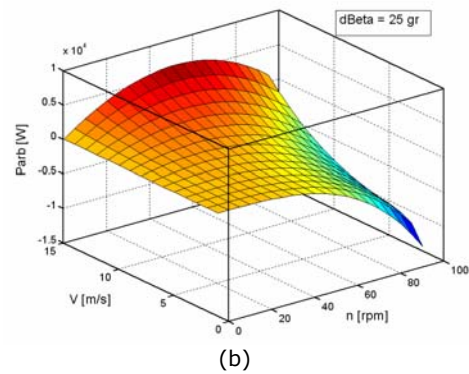
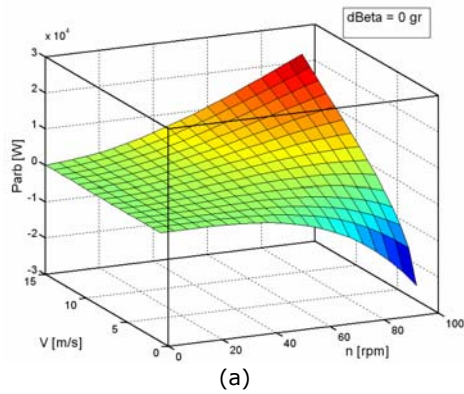


Fig.3.4.5. WT2-UPT Caracteristica $P_{arb}=F(n,V)$ cu $\Delta\beta$ constant (reprezentare 3D): (a) $\Delta\beta= 0^\circ$; (b) $\Delta\beta= 25^\circ$; (c) $\Delta\beta= 45^\circ$.

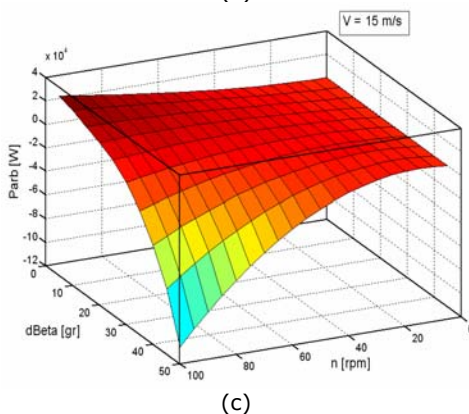
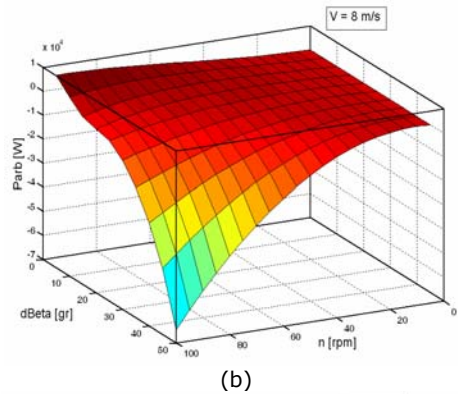
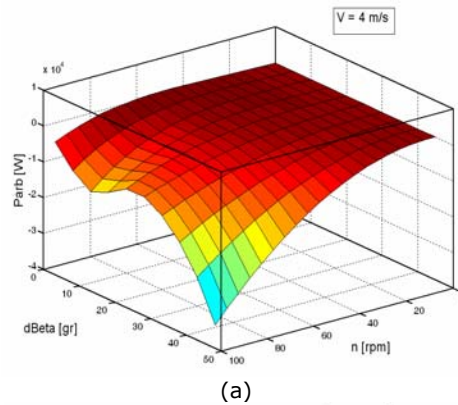


Fig.3.4.6. WT2-UPT Caracteristica $P_{arb}=F(n, \Delta\beta)$ cu V constant (reprezentare 3D): (a) $V= 4$ m/s; (b) $V= 8$ m/s; (c) $V= 15$ m/s.

Cunoscând expresia estimată pentru $C_{M\beta\chi}(v,n,\Delta\beta)$ din (3.4.9) se pot determina expresiile estimate pentru următoarele mărimi caracteristice ale WT2-UPT:

Tabel 3.4.2. Coeficienții funcțiilor de regresie pentru $C_{M0\beta X}(\Delta\beta)$, $a_{\beta X}(\Delta\beta)$, $b_{\beta X}(\Delta\beta)$

$C_{M0\beta X}(\Delta\beta)$	$c_{\beta 1} = 0.012512548 ;$	$c_{\beta 2} = 0.010797253 ;$
	$c_{\beta 3} = 0.04617332 ;$	$c_{\beta 4} = 9.6420381e-007 .$
$a_{\beta X}(\Delta\beta)$	$a_{\beta 1} = 0.061078896 ;$	$a_{\beta 2} = -0.0047310111 ;$
	$a_{\beta 3} = -0.0075548307 ;$	$a_{\beta 4} = -0.00010627525 .$
$b_{\beta X}(\Delta\beta)$	$b_{\beta 1} = 0.0042482559 ;$	$b_{\beta 2} = -0.00013577705 ;$
	$b_{\beta 3} = -0.09017725 ;$	$b_{\beta 4} = 0.0038774948 .$

Cuplul mecanic la arborele turbinei de vânt $M_{arb\beta X}(v, n, \Delta\beta)$

$$M_{arb\beta X}(v, n, \Delta\beta) = C_{M\beta X}(v, n, \Delta\beta) \rho v^2 A_V R / 2 \quad (3.4.11)$$

Coeficientul puterii la arbore $C_{P\beta X}(v, n, \Delta\beta)$:

$$\begin{aligned} C_{P\beta X}(v, n, \Delta\beta) &= C_{M\beta X}(v, n, \Delta\beta) \lambda(v, n) = \\ &= C_{M0\beta X}(\Delta\beta) \lambda(v, n) + a_{\beta X}(\Delta\beta) \lambda^\alpha(v, n) - b_{\beta X}(\Delta\beta) \lambda^\beta(v, n) \end{aligned} \quad (3.4.12)$$

Puterea la arbore:

$$\begin{aligned} P_{arb\beta X}(v, n, \Delta\beta) &= M_{arb\beta X}(v, n, \Delta\beta) \omega(n) = \\ &= C_{M\beta X}(v, n, \Delta\beta) \rho v^2 A_V R \omega(n) / 2 \end{aligned} \quad (3.4.13)$$

În Fig.3.4.3 - Fig.3.4.6, se prezintă caracteristicile turbinei WT2-UPT când sistemul de protecție SPAST acționează prin modificarea unghiului de atac, dat prin $\Delta\beta$.

Din Fig.3.4.3, caracteristicile $P_{arb}=F(n)$ cu $\Delta\beta$ constant parametric în domeniul $0^\circ \dots 45^\circ$ și viteza vântului V constantă (în reprezentare 2D), se constată că pe măsură ce crește viteza vântului, efectul de reducere a puterii turbinei este mai importantă. Efectul modificării unghiului de atac, dată prin $\Delta\beta$ considerat constant, la modificarea vitezei vântului V în domeniul 1m/s ... 15 m/s, poate fi observat în reprezentarea 2D din Fig.3.4.4.

Relațiile de estimare prin metode de regresie ale puterii la arborele turbinei WT2-UPT este prezentat în reprezentare 3D, $P_{arb} = F(n, V, \Delta\beta)$, în Fig.3.4.5, sub forma $P_{arb} = F(n, V)$ cu $\Delta\beta=const.$ (pentru $\Delta\beta = 0^\circ, 25^\circ, 45^\circ$) și în Fig.3.4.6, prin relația $P_{arb} = F(n, \Delta\beta)$ cu $V=const.$ (pentru $V = 4, 8$ și 15 m/s).

3.4.3. Sistemul de protecție la supraturație**Structura sistemului de protecție automată la supraturație (SPAST)**

Sistemul de protecție la supraturație a unui agregat aeroelectric are rolul de a modifica mecanic caracteristicile aerodinamice ale turbinei eoliene, la depășirea unei turații limită ($n_{WT} > n_{WT \text{ Lim}}$), astfel încât turația turbinei eoliene să scadă.

Creșterea turației turbinei eoliene poate avea loc datorită unei creșteri a vitezei vântului (în rafală de scurtă durată sau în rafală de lungă durată) reprezentând un real pericol, prin creșterea solicitărilor mecanice la care sunt supuse componentele mecanice ale agregatului eolian (palete, rotor, nacelă, turn) sau prin suprasolicitarea (curent, tensiune, putere, termic, etc.) a componentelor

electrice ale WECS (generator, convertoare electronice de putere, echipamentele electrice, etc.).

În cazul în care viteza vântului se menține mare sau crește în continuare, posibilitatea de frânare prin metodele "clasice", prin cuplul de frânare electrodinamică, limitat de parametrii electrici ai generatorului sau echipamentului electric, și, respectiv, prin cuplul de frânare electromecanică, limitat de cuplul de frecare și de turația la care poate acționa, nu mai pot asigura cuplul de frânare necesar, cuplul turbinei eoliene fiind foarte mare.

Moduri de acțiune posibile de modificare a caracteristicilor aerodinamice ale turbinei eoliene ale WECS sunt următoarele:

- prin modificarea unghiului de atac al paletelor: rotind paletetele în jurul axei lor se modifică forța portantă a acestora;
- prin acționarea derivei nacelei: se modifică unghiul planului de rotație al paletelor față de direcția vântului.

Ambele metode presupun existența unui sistem mecanic dedicat, dotat cu sistemul de conducere aferent, crescând mult costul agregatului eolian și al celui de întreținere.

Sistemul de protecție la supraturaj a WT2-UPT

Literatura de specialitate nu oferă soluții explicite de calcul pentru sistemele automate de protecție la supraturare.

În cadrul programului de cercetare [EEA 2009] s-a realizat o soluție originală prin care paletetele rotorice sunt legate între ele prin intermediul unui mecanism bielă-manivelă. Mișcarea lor simultană de rotație se transformă în mișcare de translație, prin care se comprimă un arc elicoidal și se activează un amortizor hidraulic. Fiind un sistem cu autoreglare, va oscila în jurul poziției de echilibru. Amortizorul hidraulic are rolul de a atenua viteza de oscilație și în acest fel se îmbunătățește dinamica întregului sistem.

Sistemul cu mecanism centrifugal de punere în drapel a paletelor rotorice este preconizat a fi utilizat pentru turbine eoliene cu puterea în domeniul de 5 ... 10 kW. Acest sistem intră în funcțiune doar când turația rotorului depășește o anumită limită maximă admisă. Dacă viteza vântului scade sau cauza supraturării dispere, sistemul readuce paletetele în poziție normală de lucru.

Acțiunea SPAST, determinată de parametrii dimensionali ai mecanismului și de parametrii resortului și a amortizorului, trebuie corelată cu caracteristicile paletetele rotorice pe care trebuie să le deservească. Paletetele turbinei sunt proiectate astfel încât momentul dat de forțele aerodinamice în raport cu axa paletetei trebuie contrabalansat de momentul dat de forțele centrifuge ale contragreutăților din mecanismul SPAST.

Rotorul pentru turbina WT2-UPT susține paletetele turbinei în lagăre, care permit reglarea unghiului de instalare și asigură limitarea turației turbinei în domeniul de turație de 110-120 rpm prin mecanismul SPAST de protecție suplimentară. SPAST asigură frânarea aerodinamică la depășirea turației de 115 rpm, ca o protecție pentru cazul în care sistemul de conducere automată nu a

intervenit prin reglarea turației și declanșarea frânării electrodinamice, sau în caz de avarie în sistemul electric și electronic al sistemului WECS

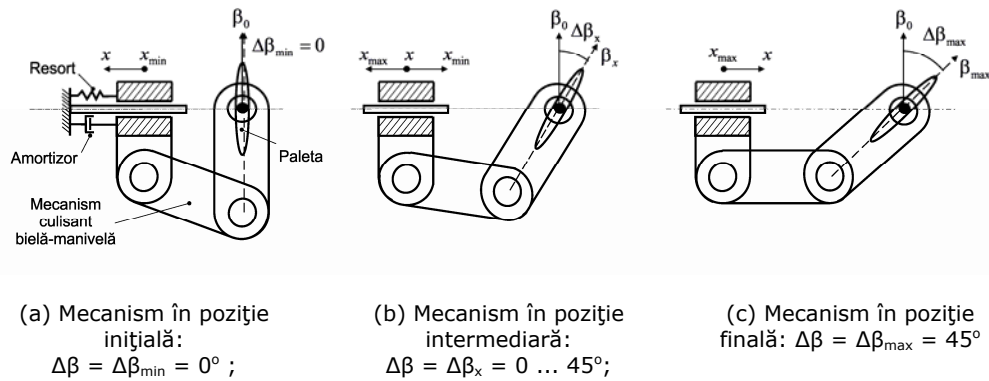


Fig.3.4.7. Poziții succesive ale mecanismului bielă-manivelă cu piesă culisantă.

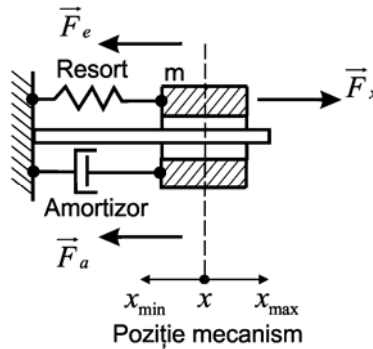


Fig.3.4.8. Schema echivalentă de mișcare a SPST.

În domeniul optim de funcționare evaluat la viteze de vânt între 3 m/s și aproximativ 9 m/s, corespunzător unui domeniu de turație între 50 și 115 rpm, poziția paletajului trebuie menținută la unghiul de instalare optim, manivela paletelor trebuie menținută de limitatorul arcului, în poziția inițială de start, Fig.3.4.7. Reglarea turației se realizează de către sistemul de conducere. În acest domeniu larg de turații, momentele de rotație ale paletelor în jurul axei proprii sunt date de forțele aerodinamice și de forțele centrifuge date de contragreutăți. Efectul momentului aerodinamic, în domeniul de viteze ale vântului, este mai mare decât cel cauzat de forțele centrifuge. Astfel se mențin paletele la unghiul de instalare β_0 . Dacă sistemul de conducere funcționează corect și reglează turația prin încărcarea generatorului electric, ambele momente (cel aerodinamic și cel dat de contragreutăți) variază pătratic cu turația. Astfel se menține la manivela paletelor dominarea momentelor aerodinamice, asigurând tendința de închidere a paletajului (adică poziția optimă de funcționare).

Dacă apar defecțiuni ale sistemului de conducere la reglarea turației sau se declanșează protecția din cauza puterilor mai mari decât cea de instalare, scade

valoarea momentului aerodinamic de rotire a paletelor în jurul axei proprii și sistemul de protecție este dominat de momentele centrifuge ale contragreutăților. În consecință, manivela se deplasează spre arc și paletajul se deschide.

Dacă viteza vântului crește în continuare, dezechilibrul momentelor în favoarea celui dat de contragreutăți crește. Astfel se realizează așa-numita frânare aerodinamică. Relațiile de calcul pentru dimensionarea mecanismului sunt funcții de 2 variabile: unghiul de rotație al paletelor, $\beta = 0 \dots 45^\circ$ și turația turbinei, $n = 50 \dots 150$ rpm.

Forța centrifugală dată de contragreutate, F_c este:

$$F_C(\beta, n) = m_{cg} \omega^2(n) R_{cg}(\beta) \quad (3.4.14)$$

unde:

m_{cg} - masa contragreutății,

ω - viteza unghiulară rotorică,

R_{cg} - raza corespunzătoare centrului de greutate al sistemului cu

contragreutăți

Din condiția de echilibru al momentelor, forța rezultantă pe resortul din mecanismul bielă-manivelă, F_{arc} , are expresia:

$$F_{arc}(\beta, n) = \frac{F_{cy}(\beta, n) b_{rap}(\beta)}{b_{fm}(\beta)} \quad (3.4.15)$$

unde:

F_{cy} - componenta activă a forței centrifuge dată de contragreutate,

b_{rap} - brațul forței față de axa paletelor,

b_{fm} - brațul forței pe manivelă față de axa paletelor.

Pentru ca acest mecanism să fie suficient de sensibil, contragreutățile trebuie reglate foarte aproape de echilibrul momentelor în zona de funcționare optimă a turbinei. În regimul de protecție, când se manifestă influența contragreutăților, resortul reduce viteza de deschidere a paletajului. Limitatorul de cursă al arcului plafonează deschiderea paletelor.

La dimensionarea arcului s-a urmărit încadrarea în cotele și în construcția ansamblului. Cursele liniare și unghiulare ale mecanismului au fost corelate cu gabaritul disponibil (pentru rotirea de protecție este suficientă o cursă a arcului de 46 mm și un unghi de deschidere maxim al paletelor de 45°).

În cazul agregatului aeroelectric WT2-UPT, turbina eoliană funcționând cu un unghi de atac fix (abatere $\Delta\beta = 0^\circ$), se prevede un mecanism de protecție care acționează parametric la depășirea unei turații limită dată. Sistemul de protecție la supraturaj a WT2-UPT are rolul de a modifica mecanic unghiul de atac al paletelor turbinei, deci caracteristicile aerodinamice ale turbinei eoliene, la depășirea unei turații limită ($n_{WT} > n_{WT \text{ Lim}}$), astfel încât să se determine scăderea turației turbinei și să se poată acționa eficient cu sistemele de frânare electrodinamică și electromecanică.

Variația $\Delta\beta$ a unghiului de atac β în raport cu unghiul de atac β_0 al poziției de instalare, $\Delta\beta = \beta - \beta_0$, este determinată de un mecanism acționat centrifugal prevăzut cu un resort și un amortizor având constanta de amortizare diferită, mică la acționare (la depășirea turației limită $\Delta\beta$ crește rapid la $\Delta\beta_{\text{Max}} = 45$ gr, determinând scăderea turației) și mare la revenire (când, în intervalul $0 < \Delta\beta \leq \Delta\beta_{\text{Max}}$, datorită scăderii caracteristicilor aerodinamice ale turbinei, turația n_{WT} scade

până la o valoare la care sistemele de frânare clasice pot acționa eficient pentru asigurarea blocării rotorului).

Caracteristicilor statice și dinamice ale agregatului eolian pe durata acțiunii sistemului de protecție la supraturație pot fi determinate pe baza relațiilor dintre variația unghiului de atac $\Delta\beta$ și turația turbinei n_{WT} .

Caracteristica sistemului resort – amortizor

Ecuția forțelor pentru mecanismul sistemului de protecție la supraturație (SPAST) din Fig.3.4.7 are schema de mișcare de principiu din Fig.3.4.8.

Ecuția forțelor pentru SPAST este :

$$\overline{F}_x + \overline{F}_e + \overline{F}_a = m \overline{a} \quad (3.4.16)$$

unde:

\overline{F}_x - este rezultanta forței aerodinamice exercitată de paletă și forței centrifuge generată de greutatea sistemului de protecție (SPAST);

m - masa echivalentă a paletei și mecanismului

$F_e(t) = -k_e x(t)$ - forța elastică a resortului;

k_e - coeficientul de elasticitate al resortului;

$F_a(t) = -c_a \dot{x}(t)$ - forța de amortizare a amortizorului;

c_a - coeficientul de amortizare al amortizorului, are valori diferite la mișcarea de compresie a resortului, c_{a1} , și la mișcarea de revenire a resortului, c_{a2} , $c_{a1} < c_{a2}$;

Ecuția scalară a forțelor pentru mecanismul sistemului de protecție la supraturație (SPAST) este următoarea:

$$F_x - F_e - F_a = m a \quad (3.4.17)$$

În domeniul timpului, ecuația devine:

$$F(t) - k_e x(t) - c_a \dot{x}(t) = m \ddot{x}(t) \quad (3.4.18)$$

unde: $x(t)$ - este deplasarea axului amortizorului în timp.

Deplasarea mecanismului se poate efectua între x_{min} , corespunzătoare poziției inițiale cu unghiul de instalare β_0 și x_{max} , corespunzătoare poziției finale cu unghi de atac β_{max} , $\Delta\beta_{max} = 45^\circ$.

Funcția de transfer a mecanismului $H(s)$ este

$$\begin{aligned} H(s) &= X(s) / F_x(s) = 1 / (m s^2 + c_a s^1 + k_e) = \\ &= (1/m) / (s^2 + (c_a/m) s^1 + (k_e/m)) = \\ &= b_{0SPST} / (s^2 + a_{1SPST} s^1 + a_{0SPST}) \end{aligned} \quad (3.4.19)$$

unde coeficienții sunt:

$$a_{1SPST} = c_a / m, \quad a_{0SPST} = k_e / m, \quad b_{0SPST} = 1 / m. \quad (3.4.20)$$

Funcția de transfer din (3.4.19) va avea expresii diferite, coeficienții fiind dependenți de direcția de mișcare a axului (de comprimare sau de revenire a resortului) prin coeficientul de amortizare al amortizorului:

Se obțin următoarele relații echivalente considerând relațiile (3.4.19-3.4.20) pentru mișcarea de comprimare a resortului:

$$\begin{aligned}
 H_1(s) &= X(s) / F_x(s) = 1 / (m s^2 + c_{a1} s^1 + k_e) = \\
 &= (1 / m) / (s^2 + (c_{a1} / m) s^1 + (k_e / m)) = \\
 &= b_{0SPST1} / (s^2 + a_{1SPST1} s^1 + a_{0SPST1})
 \end{aligned} \tag{3.4.21}$$

unde:

$$a_{1SPST1} = c_{a1} / m, a_{0SPST1} = k_e / m, b_{0SPST1} = 1 / m. \tag{3.4.22}$$

respectiv, pentru mișcarea de revenire a resortului

$$\begin{aligned}
 H_2(s) &= X(s) / F_x(s) = 1 / (m s^2 + c_{a2} s^1 + k_e) = \\
 &= (1 / m) / (s^2 + (c_{a2} / m) s^1 + (k_e / m)) = \\
 &= b_{0SPST2} / (s^2 + a_{1SPST2} s^1 + a_{0SPST2})
 \end{aligned} \tag{3.4.23}$$

unde:

$$a_{1SPST2} = c_{a2} / m, a_{0SPST2} = k_e / m, b_{0SPST2} = 1 / m. \tag{3.4.24}$$

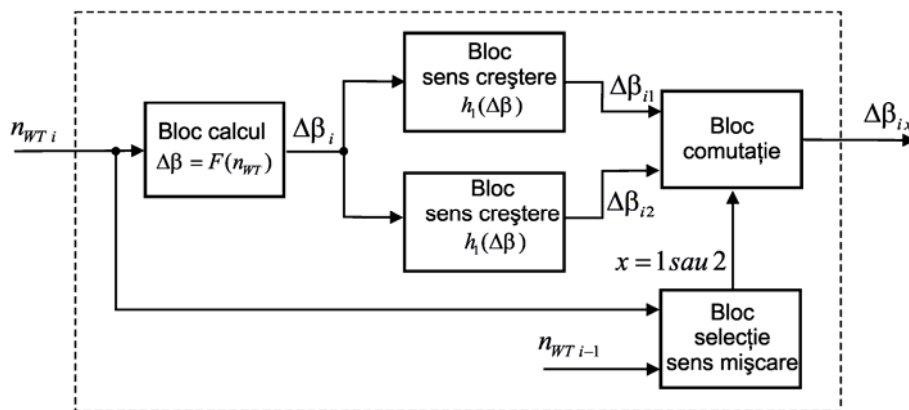


Fig.3.4.9. Blocul de selecție a comportării sistemului SPAST.

Mișcarea mecanismului SPAST va fi rapidă în sensul creșterii lui $\Delta\beta$, asigurând un răspuns rapid, respectiv, una mai lentă la revenire spre poziția inițială, în sensul scăderii lui $\Delta\beta$.

În Fig.3.4.9 se prezintă blocul de selecție a comportării sistemului SPAST, pe baza comparației turației curente $n_{WT i}$ cu valoarea anterioară $n_{WT i-1}$.

La simularea comportării aerodinamice a turbinei este necesară introducerea unui bloc de selecție a modului de prelucrare în timp a comenzii $\Delta\beta$, care selectează răspunsului mecanismului SPAST dat de (3.4.21) sau (3.4.23). Această selecție a unghiului $\Delta\beta$ necesar (de creștere sau de scădere) față de valoarea lui $\Delta\beta_{i-1}$ anterioară, se face prin stabilirea tendinței de modificare a turației $n_{WT i}$ comparativ cu valoarea anterioară $n_{WT i-1}$.

Tabel 3.4.3. Datele experimentale privind relația statică dintre $\Delta\beta$ și n .

Nr. Crt.	$\Delta\beta$ [gr]	n [rpm]
1	0.00	116
2	5.00	60
3	10.00	50
4	15.00	47
5	16.96	46
6	20.00	47
7	25.00	48
8	30.00	50.5
9	35.00	53
10	40.00	58
11	45.00	67

Valoarea necesară a unghiului $\Delta\beta$, se obține din caracteristica mecanică din regim staționar, $\Delta\beta = F(n_{WT})$, stabilită pe baza datelor de proiectare și experimentale.

Se remarcă faptul că odată intrat în acțiune sistemul SPAST, datorită mișcării mult mai lente de revenire a paletelor la poziția inițială, unghiul de atac se va situa între valoarea minimă, cu $\Delta\beta_{min} = 0$, și valoarea maximă, cu $\Delta\beta_{max} = 45^\circ$, caracteristicile aerodinamice ale turbinei eoliene modificându-se continuu.

Ieșirea din acțiune a SPAST se obține numai dacă se menține funcționarea turbinei eoliene la o turație sub limita de acționare, $n_{WT} < n_{WT\ lim}$, un timp suficient ca mișcarea de revenire să își încheie cursa, unghiul de atac al paletelor revenind la poziția inițială, cu $\Delta\beta_{min} = 0$.

Relații statice între $\Delta\beta$ și n

Dependențele $n = F_1(\Delta\beta)$ și $\Delta\beta = F_2(n)$ se determină pe baza datelor de proiectare și experimentale ale sistemului SPAST, și sunt prezentate în Tabelul 3.4.3.

Dependența $n_{wt} = F_1(\Delta\beta)$, estimare prin regresie

Din Fig.3.4.10.a pentru a se asigura o estimare corectă, se descompune graficul în două subfuncții, prin delimitarea domeniului de variație al $\Delta\beta$ de valoarea punctului de minim $(\Delta\beta, n_{wt}) = (16.964; 46)$.

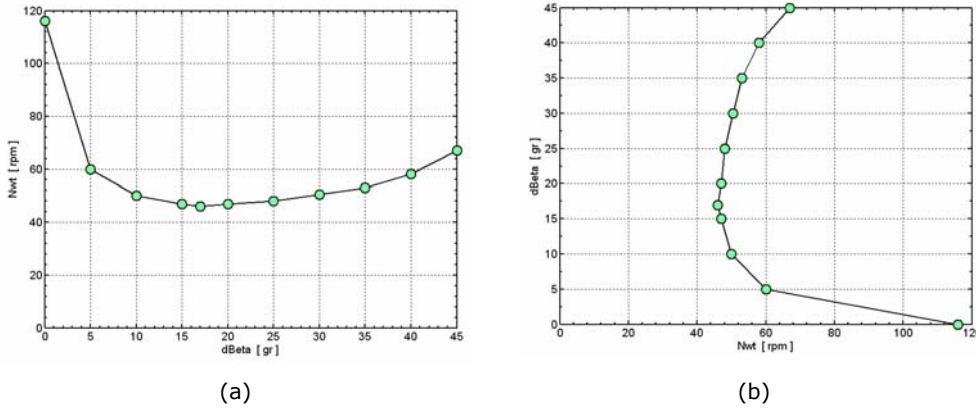
Dependența $n_{wt} = F_{11}(\Delta\beta)$ pentru $\Delta\beta = (0 \dots 16.964)$ determinată prin regresie, are forma unei funcții raționale:

$$n_1(\Delta\beta) = \frac{(b_{dB1} + b_{dB2}\Delta\beta^1)}{(1 + b_{dB3}\Delta\beta^1 + b_{dB4}\Delta\beta^2)}, \quad (3.4.25)$$

pentru $\Delta\beta \in [0; 16.964]$

unde coeficienții sunt:

$$\begin{aligned} b_{dB1} &= 116.00035 \\ b_{dB2} &= 9.6021952 \\ b_{dB3} &= 0.36941858 \\ b_{dB4} &= -0.0045314151 \end{aligned}$$

Fig.3.4.10. Dependentele: (a) $n_{wt} = F_1(\Delta\beta)$; (b) $\Delta\beta = F_2(n_{wt})$

Dependența $n_{wt} = F_{11}(\Delta\beta)$ pentru $\Delta\beta = 16.964 \dots 45$ [gr] determinată prin regresie, are forma unui funcții polinomiale de gradul 4:

$$n_2(\Delta\beta) = a_{dB1} + a_{dB2} \Delta\beta^1 + a_{dB3} \Delta\beta^2 + a_{dB4} \Delta\beta^3 + a_{dB5} \Delta\beta^4, \quad (3.4.26)$$

pentru $\Delta\beta \in (16.964; 45]$

unde coeficienții sunt:

$$\begin{aligned} a_{dB1} &= 113.61508 \\ a_{dB2} &= -9.6854497 \\ a_{dB3} &= 0.50805556 \\ a_{dB4} &= -0.011518519 \\ a_{dB5} &= 0.0001 \end{aligned}$$

Pentru domeniul de variație $\Delta\beta = 0 \dots 45$ [gr] rezultă expresia finală de estimare pentru dependența $n_{wt} = F_1(\Delta\beta)$:

$$n_{wt}(\Delta\beta) = \begin{cases} \left(b_{dB1} + b_{dB2} \Delta\beta^1 \right) / \left(1 + b_{dB3} \Delta\beta^1 + b_{dB4} \Delta\beta^2 \right), & \text{pentru } \Delta\beta \in [0; 16.964] \\ a_{dB1} + a_{dB2} \Delta\beta^1 + a_{dB3} \Delta\beta^2 + a_{dB4} \Delta\beta^3 + a_{dB5} \Delta\beta^4, & \text{pentru } \Delta\beta \in (16.964; 45] \end{cases} \quad (3.4.27)$$

Dependența $\Delta\beta = F_2(n_{wt})$, estimare prin regresie

Din Fig.3.4.10.b pentru a se asigura o estimare corectă, se descompune graficul în două subfuncții, prin delimitarea domeniului de variație al n_{wt} de valoarea punctului de coordonate $(n_{wt}, \Delta\beta) = (46, 16.964)$.

Dependența $\Delta\beta = F_{21}(n_{wt})$ pentru domeniul $n_{wt} = (47 \dots 116)$ [gr] determinată prin regresie, are forma funcției raționale:

$$\Delta\beta_1(n) = \left(a_{dBn1} + a_{dBn2} n^1 \right) / \left(1 + a_{dBn3} n^1 + a_{dBn4} n^2 \right), \quad (3.4.28)$$

pentru $n_1 \in [47; 116]$

unde coeficienții sunt:

$$\begin{aligned} a_{dBn1} &= -16.396718 \\ a_{dBn2} &= 0.11564751 \\ a_{dBn3} &= 0.014571402 \\ a_{dBn4} &= -0.0010979439 \end{aligned}$$

Dependența $\Delta\beta = F_{22}(n_{wt})$ determinată prin metode de regresie pentru domeniul de turații $n_{wt} = (47 \dots 67)$ rpm este o funcția polinomială de gradul 3:

$$\Delta\beta_2(n) = b_{dBn1} + b_{dBn2} n^1 + b_{dBn3} n^2 + b_{dBn4} n^3, \quad (3.4.29)$$

pentru $n_2 \in (47; 67]$

unde coeficienții sunt:

$$\begin{aligned} b_{dBn1} &= -1115.4256 \\ b_{dBn2} &= 55.651293 \\ b_{dBn3} &= -0.89927715 \\ b_{dBn4} &= 0.0048830911 \end{aligned}$$

Prin concatenarea celor două domenii, $n_{wt} = (116 \dots 47 \dots 67)$ [gr], se obține expresia finală estimată prin metode de regresie a dependenței $\Delta\beta = F_2(n_{wt})$:

$$\Delta\beta(n) = \begin{cases} \Delta\beta_1(n) = \frac{(a_{dBn1} + a_{dBn2}n^1)}{(1 + a_{dBn3}n^1 + a_{dBn4}n^2)}, & \text{pentru } n_1 \in [47; 116] \\ \Delta\beta_2(n) = b_{dBn1} + b_{dBn2} n^1 + b_{dBn3} n^2 + b_{dBn4} n^3, & \text{pentru } n_2 \in (47; 67] \end{cases} \quad (3.4.30)$$

Algoritmul de conducere cu protecție la supraturație

În Fig.3.4.11 se prezintă dependențele $\Delta\beta = F(n)$ pentru cazul în care protecția la supraturație SPAST este inactivă ($\Delta\beta_0 = 0^\circ$, pe intervalul de turație $n_{WTO} = 0 \dots 116$ rpm), respectiv, pentru cazul în care protecția este activă (în intervalele $\Delta\beta_1 = 0 \dots 17^\circ$ și $\Delta\beta_2 = 17 \dots 45^\circ$).

Algoritmul de conducere al WT2-UPT echipată cu sistemul de protecție automată la supraturație presupune considerarea a trei stări:

- **Starea Protecție 0 (StPr0)** corespunde zonei de funcționare de la pornire (n_{START}) până la turația de declanșare a acțiunii sistemului de protecție automată la supraturație (SPAST), $n_{SPAST} = n_{WT \text{ Lim}}$. În această stare, agregatul aeroelectric va funcționa conform algoritmului de conducere fără acțiunea SPAST, deci cu $\Delta\beta = 0^\circ$, funcționând ca o turbină eoliană cu unghi de atac fix. Corespunde zonei de funcționare $\Delta\beta_0(n)$ din Fig.3.4.11, ($\Delta\beta_0=0^\circ$, $n_{WTO} = 0 \dots 116$ rpm).

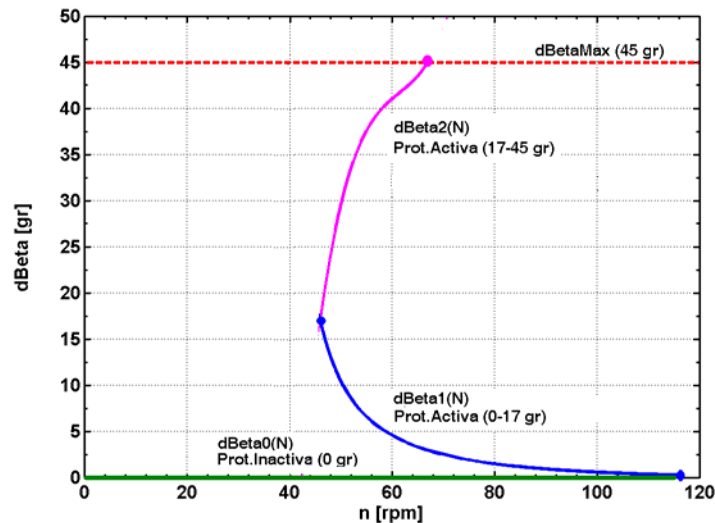


Fig.3.4.11. Acțiunea SPAST conform dependențelor $\Delta\beta_0(n)$, $\Delta\beta_1(n)$, $\Delta\beta_2(n)$ pentru WT2-UPT.

În această stare se vor parcurge stările de așteptare, de reglare optimală, de reglare cu limitarea puterii, de frânare clasică (electrodinamică și electromecanică) și algoritmul de tranziție a stărilor în funcție de turație și de viteza vântului. Se execută, de asemenea, și algoritmul de supraveghere, monitorizare, semnalizare și protecție corespunzător stării StPr0.

- **Starea Protecție 1 (StPr1)** corespunde zonei de funcționare când sistemul SPAST intră în acțiune la depășirea turației $n_{WT\ Lim}$, reprezentată de zona de funcționare $\Delta\beta_1(n)$ din Fig.3.4.11, ($\Delta\beta_1 = 0...17^\circ$, $n_{WT1} = 116 \dots 46$ rpm).

- **Starea Protecție 2 (StPr2)** corespunde zonei de funcționare când SPAST continuă acțiunea de creștere a unghiului de atac, $\Delta\beta$ crește până la valoarea maximă $\Delta\beta_{Max} = 45^\circ$, starea corespunde zonei de funcționare $\Delta\beta_2(n)$ din Fig.3.4.11, ($\Delta\beta_2 = 17...45^\circ$, $n_{WT1} = 46...67$ rpm).

Blocul de control al tranzițiilor stărilor pentru SPAST

Tranzițiile stărilor acțiunii sistemului SPAST se face pe baza valorii turației actuale $n_{wt\ i}$ și anterioare $n_{wt\ i-1}$, pe tendința de variație a turației turbinei de creștere sau scădere, a stării actuale, calculul valorii necesare a $\Delta\beta_i$ pe baza expresiilor estimate pentru starea actuală, cărora se asociază fanioane logice. Setul de fanioane care controlează calculul variației unghiului de atac $\Delta\beta$ pentru cele trei stări de funcționare în raport cu sistemul de protecție la supraturație este sintetizat în Tabelul 3.4.4.

Pe baza mărimilor măsurate / estimate prin calcul și a setului definit de fanioane, se implementează simularea acțiunii SPAST a turbinei WT2-UPT în Matlab-Simulink printr-un bloc *stateflow*.

Tabel 3.4.4. Sinteza fanioanelor pentru acțiunea de tranziție a stărilor SPAST.

Semnificație fanioane	StPr0 (notație fanioane)	StPr1 (notație fanioane)	StPr2 (notație fanioane)
Fanion de stare actuală	F_StPr0	F_StPr1	F_StPr2
Fanion relație de calcul $\Delta\beta$ utilizată	F_dB0	F_dB1	F_dB2
Fanion de variație a $\Delta\beta$ din starea actuală (i) față de cea anterioară (i-1)	F_dBsj0	F_dBsj1	F_dBsj2
Fanion de atingere a valorii superioare sau inferioare a domeniului de turație a stării	F_N_max-min0	F_N_max-min1	F_N_max-min2
Fanion de variație a turației n_{wt} din starea actuală (i) față de cea anterioară (i-1)	F_Nsj0	F_Nsj1	F_Nsj2
Fanion de atingere a valorii superioare sau inferioare a domeniului $\Delta\beta$ a stării	F_dB_max-min0	F_dB_max-min1	F_dB_max-min2
Fanion de tranziție în starea următoare StPrX (valoarea indicelui $X = 0, 1, 2$)	StPr0X	StPr1X	StPr2X

3.5. Concluzii

Examinarea funcționalității și comportării sistemelor WECS, o atenție deosebită trebuie acordată generatoarelor electrice, modalității de cuplare a acestora cu rotorul turbinei și modalitatea de conectare / deconectare la rețea.

Sistemele de conversie a energiei eoliene comparativ cu alte surse de producere a electricității, cum ar fi hidrogeneratoarele sau grupurile diesel, prezintă unele avantaje cum ar fi: (i) simplitate în utilizare; (ii) durată mare de funcționare în exploatare; (iii) posibilității de eșalonare în timp a implementării sistemelor WECS care urmează să formeze o fermă eoliană; (iv) costuri inițiale reduse; (v) au o întreținere ușoară; (vi) sunt ecologice prin impactul cu mediu fiind foarte redus.

Pentru sisteme de conversie a energiei eoliene de putere mică, până la 5kW, s-au considerat două tipuri de turbine eoliene, realizate la UPT [EEA-2009]:

- turbina eoliană cu palete fixe WT1-UPT;
- turbina eoliană cu protecție automată la supraturaj WT2-UPT.

Pentru cele două variante de turbine eoliene, realizate la UPT, s-au stabilit modele matematice, simularea și analiza funcționării lor în diferite regimuri (regim nominal, regim de frânare la depășirea limitelor nominale sau în caz de avarie, etc.)

Prin metode de regresie numerică s-au stabilit relații care simplifică procesul de simulare și de conducere a sistemelor de conversie eoliene.

4. SISTEME WECS BAZATE PE GENERATORUL DSWIG

4.1. Modelarea generatorului DSWIG

4.1.1. Modelul matematic al DSWIG cu două înfășurări statorice trifazate ortogonale

Generatorul de inducție cu două înfășurări statorice trifazate similare separate, bobinate cu un același număr de poli și un rotor standard în colivie, deplasate în spațiu una față de cealaltă la 90 de grade electrice (dispunere spațială ortogonală)

Datorită capacității de a funcționa la diferite condiții de turație, generatorul de inducție cu două înfășurări statorice ortogonale ("dual stator windings induction generator" - DSWIG), este recomandat să fie utilizat în aplicații eoliene [Yin 2010, Bu 2012, Tut 2014, Bas 2014a].

Comparativ cu generatorul sincron, DSWIG prezintă un set de avantaje cum ar fi:

- controlul tensiunii generatorului nu depinde de turația sistemului de antrenare a generatorului;
- tensiunile celor două înfășurări statorice pot fi diferite;
- creșterea siguranței în funcționare;
- prețul de cost redus.

Controlul DSWIG se poate realiza urmărind două direcții diferite [Bu 2012, Bu 2013, Bu 2014, Bu 2015, Tut 2014, Bas 2014a, Bas 2014b]:

- controlând curentul de sarcină din înfășurarea statorică w_1 prin utilizarea unui convertor de putere de frecvență format dintr-un redresor cu diode, un circuit intermediar de c.c., un invertor, rețea / sarcină (consumatorii).

- controlul curentului de excitație din înfășurarea statorică w_2 printr-o sursă de putere reactivă bazată pe un convertor electronic de putere cu elemente de comutație statică.

Prin intermediul controlului posibil menționat mai înainte, se poate asigura că sistemul considerat (turbină eoliană – generator DSWIG – sarcină) funcționează la valoarea maximă a puterii maxim disponibilă la diferite viteze ale vântului.

Sarcina conectată la bornele înfășurării de sarcină w_1 poate consta din: rețeaua trifazată standard (introducând puterea activă în rețeaua generală); rezistențe; motoare; baterie de acumuloare (elemente de stocare a energiei pentru intervalele de timp fără vânt).

Este absolut necesar ca puterea mecanică disponibilă să fie egală cu puterea necesară a sarcinii (considerat la o anumită viteză a vântului și influențată de randamentul echipamentelor de putere din sistem). Uzual, cantitatea necesară de putere se schimbă continuu prin variația consumului sarcinii, în timp ce viteza vântului are o variație aleatoare, ceea ce impune proiectarea unui sistem de înmagazinare a energiei (în baterii de acumuloare electrice, rețeaua electrică generală sau / și o sarcină disipativă de putere)

Capabilitatea de control a sistemului capacitiv plasat în înfășurarea statorică secundară w_2 asigură energia reactivă cerută de sarcină (consumatori) [Bu 2012, Bu 2013, Bu 2014, Bu 2015]. Sistemul de conversie hibrid integrat cu ieșire de a.c. și de c.c. bazat pe generatorul DSWIG cu controler static de excitație (SEC), furnizează prin înfășurarea de sarcină $W1$ putere activă sub forma de energie a.c. cu frecvență variabilă, respectiv, prin înfășurarea de excitație poate furniza o tensiune c.c. prin intermediul circuitului intermediar de c.c. al SEC. Se folosește un sistem de control al alunecării de frecvență, care garantează o bună performanță sistemului.

Dimensionarea optimă a condensatoarelor din cele două înfășurări ale DSWIG, la excitație mixtă, este o problemă în atenția specialiștilor [Bu 2010, Bu 2011]. Valoarea optimă a condensatoarelor depinde nu numai de parametrii generatorului, de domeniul de turație și de sarcină, ci este afectată și de curba de putere a turbinei eoliene utilizate. Prin utilizarea unei strategii de decuplare a reglajului puterii active și a puterii reactive, printr-o tehnică de modulație a vectorului spațial din analiza mecanismelor de control ale DSWIG și din modelare a SEC în sistemul de referință de tensiune statorică sincronă d-q.

Asigurarea funcționării a DSWIG cu turație variabilă, la turații mici cu un curent de sarcină mare, poate fi rezolvată prin proiectarea optimă a înfășurărilor statorice, astfel ca să se minimizeze puterea reactivă din înfășurarea de excitație $W2$, putând elimina condensatorul de excitație din înfășurarea de sarcină și inductanța de filtrare din înfășurarea de excitație, ceea ce are ca și consecință reducerea volumului sistemului. [Hua 2010, Liu 2010, Bar 2013, Bu 2014]. Diferitele configurații ale înfășurărilor generatorului de inducție cu două înfășurări statorice DSWIG, trebuie analizate în diferite condiții de funcționare normală și de avarie [Alb 2010].

Modelul ortogonal pentru DSWIG

Structura generatorului de inducție cu două înfășurări statorice trifazate ortogonale (DSWIG) este dat în Fig.4.1.1. În Fig.4.1.2 se prezintă modelul ortogonal virtual pentru DSWIG.

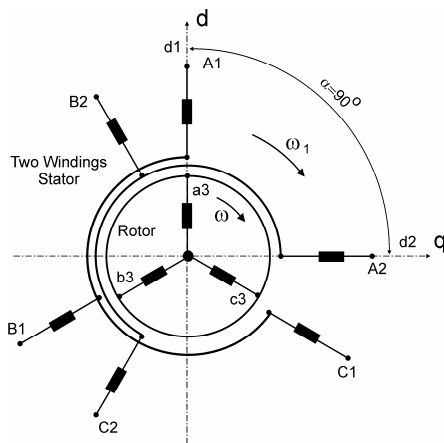


Fig.4.1.1. Structura generatorului de inducție cu două înfășurări statorice trifazate ortogonale (DSWIG)

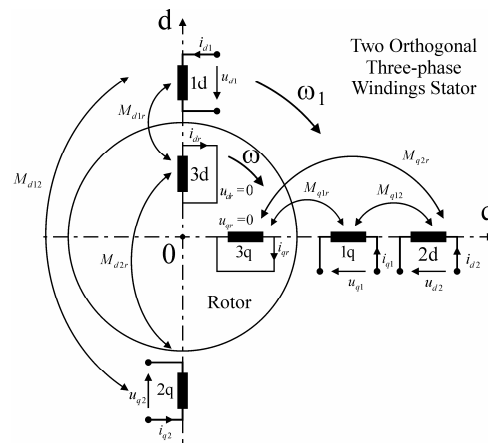


Fig.4.1.2. Modelul ortogonal virtual al DSWIG

Ecuatiile generice ale modelului matematic ortogonal pentru DSWIG (în sistemul axelor de referință d - q) sunt:

$$\left\{ \begin{array}{l} U_{d1} = R_1 I_{d1} + \frac{d\psi_{d1}}{dt} - \omega_1 \psi_{q1} \\ U_{q1} = R_1 I_{q1} + \frac{d\psi_{q1}}{dt} + \omega_1 \psi_{d1} \\ U_{d2} = R_2 I_{d2} + \frac{d\psi_{d2}}{dt} - \omega_1 \psi_{q2} \\ U_{q2} = R_2 I_{q2} + \frac{d\psi_{q2}}{dt} + \omega_1 \psi_{d2} \\ U_{dr} = R_3 I_{dr} + \frac{d\psi_{dr}}{dt} - (\omega_1 - \omega) \psi_{qr} \\ U_{qr} = R_1 I_{qr} + \frac{d\psi_{qr}}{dt} + (\omega_1 - \omega) \psi_{dr} \end{array} \right. \quad (4.1.1)$$

unde fluxurile magnetice au următoarele expresii:

$$\left\{ \begin{array}{l} \psi_{d1} = L_1 I_{d1} + M_{d12} I_{q2} + M_{d1r} (I_{dr1} - I_{qr2}) \\ \psi_{q1} = L_1 I_{q1} + M_{q12} I_{d2} + M_{q1r} (I_{qr1} + I_{dr2}) \\ \psi_{d2} = L_2 I_{d2} + M_{q12} I_{q1} + M_{q2r} (I_{qr1} + I_{dr2}) \\ \psi_{q2} = L_2 I_{q2} + M_{d12} I_{d1} + M_{d2r} (I_{dr1} - I_{qr2}) \\ \psi_{dr} = L_3 (I_{dr1} - I_{qr2}) + M_{d1r} I_{d1} - M_{d2r} I_{q2} \\ \psi_{qr} = L_3 (I_{qr1} + I_{dr2}) + M_{q1r} I_{q1} + M_{q2r} I_{d2} \end{array} \right. \quad (4.1.2)$$

În cazul înfășurărilor statorice ortogonale, între inductanțele considerate pot fi scrise ca având următoarele dependențe (vezi Anexa A)

$$\left\{ \begin{array}{l} L_1 = L_2 = L \\ M_{d1r} = M_{d2r} = M_{q1r} = M_{q2r} = M \\ M_{d12} = -L \\ M_{q12} = L \end{array} \right. \quad (4.1.3)$$

ceea ce conduce la următoarele expresii pentru fluxurile magnetice:

$$\left\{ \begin{array}{l} \psi_{d1} = L (I_{d1} - I_{q2}) + M I_{dr} = -\psi_{q2} \\ \psi_{q1} = L (I_{q1} + I_{d2}) + M I_{qr} = \psi_{d2} \\ \psi_{d2} = L (I_{d2} + I_{q1}) + M I_{qr} = \psi_{q1} \\ \psi_{q2} = L (I_{q2} - I_{d1}) - M I_{dr} = -\psi_{d1} \\ \psi_{dr} = L_3 I_{dr} + M (I_{d1} - I_{q2}) \\ \psi_{qr} = L_3 I_{qr} + M (I_{q1} + I_{d2}) \end{array} \right. \quad (4.1.4)$$

Tensiunile statorice U_{d1r} , U_{q1} (înfășurarea statorică w_1) și U_{d2r} , U_{q2} (înfășurarea statorică w_2) sunt:

$$\begin{aligned} U_{d1} &= -U_1 \sqrt{3} \sin \theta_1 \\ U_{q1} &= U_1 \sqrt{3} \cos \theta_1 \\ U_{d2} &= -U_2 \sqrt{3} \sin \theta_2 \\ U_{q2} &= U_2 \sqrt{3} \cos \theta_2 \end{aligned} \quad (4.1.5)$$

unde:

U_1 - tensiunea la bornele înfășurării statorice w_1 ;
 U_2 - tensiunea la bornele înfășurării statorice w_2 .
 θ_1 , θ_2 - unghiul de poziție al câmpurilor electromagnetice.

Ecuțiile modelului matematic ortogonal al DSWIG sunt:

$$\begin{cases} U_{d1} = R_1 I_{d1} + L \left(\frac{dI_{d1}}{dt} - \frac{dI_{q2}}{dt} \right) + M \frac{dI_{dr}}{dt} - \omega_1 [L(I_{q1} - I_{d2}) + M I_{qr}] \\ U_{q1} = R_1 I_{q1} + L \left(\frac{dI_{q1}}{dt} + \frac{dI_{d2}}{dt} \right) + M \frac{dI_{qr}}{dt} + \omega_1 [L(I_{d1} - I_{q2}) + M I_{dr}] \\ U_{d2} = R_2 I_{d2} + L \left(\frac{dI_{d2}}{dt} + \frac{dI_{q1}}{dt} \right) + M \frac{dI_{qr}}{dt} - \omega_1 [L(I_{q2} - I_{d1}) - M I_{dr}] \\ U_{q2} = R_2 I_{q2} + L \left(\frac{dI_{q2}}{dt} - \frac{dI_{d1}}{dt} \right) - M \frac{dI_{dr}}{dt} + \omega_1 [L(I_{d2} + I_{q1}) + M I_{qr}] \\ U_{dr} = 0 = R_3 I_{dr} + L_3 \frac{dI_{dr}}{dt} + M \left(\frac{dI_{d1}}{dt} - \frac{dI_{q2}}{dt} \right) - (\omega_1 - \omega) [L_3 I_{qr} + M(I_{q1} + I_{d2})] \\ U_{qr} = 0 = R_3 I_{qr} + L_3 \frac{dI_{qr}}{dt} + M \left(\frac{dI_{q1}}{dt} + \frac{dI_{d2}}{dt} \right) + (\omega_1 - \omega) [L_3 I_{dr} + M(I_{d1} - I_{q2})] \end{cases} \quad (4.1.6)$$

Ecuția de mișcare este:

$$J \frac{d\omega}{dt} = M_{elmg} + M_{WT} \quad (4.1.7)$$

unde

M_{elmg} - este cuplul Electromagnetic

$$M_{elmg} = p_1 M [I_{dr} (I_{q1} + I_{d2}) - I_{qr} (I_{d1} - I_{q2})] \quad (4.1.8)$$

M_{WT} - este cuplul dezvoltat de turbina eoliană la arborele generatorului care depinde de caracteristicile constructive și aerodinamice ale turbinei.

Considerând expresiile tensiunilor din înfășurările statorice w_1 și w_2 , $\underline{U}_1 = -\underline{z}_1 \underline{I}_1$ și $\underline{U}_2 = -\underline{z}_2 \underline{I}_2$, determinate de circuitul extern, având impedanța $\underline{z} = r + jx$ care este conectat la bornele respective:

$$\begin{aligned} \underline{U}_1 &= U_{d1} + jU_{q1} = (-I_1)Z_1 = -(I_{d1} + jI_{q1})(r_1 + jx_1) = \\ &= (-r_1I_{d1} + x_1I_{q1}) + j(-x_1I_{d1} - r_1I_{q1}) \end{aligned} \quad (4.1.9)$$

$$\begin{aligned} \underline{U}_2 &= U_{d2} + jU_{q2} = (-I_2)Z_2 = -(I_{d2} + jI_{q2})(r_2 + jx_2) = \\ &= (-r_2I_{d2} + x_2I_{q2}) + j(-x_2I_{d2} - r_2I_{q2}) \end{aligned} \quad (4.1.10)$$

se obține

$$\begin{aligned} U_{d1} &= -r_1I_{d1} + x_1I_{q1} \\ U_{q1} &= -x_1I_{d1} - r_1I_{q1} \\ U_{d2} &= -r_2I_{d2} + x_2I_{q2} \\ U_{q2} &= -x_2I_{d2} - r_2I_{q2} \end{aligned} \quad (4.1.11)$$

Sistemul diferențial devine:

$$\begin{cases} -r_1I_{d1} + x_1I_{q1} = R_1 I_{d1} + L \left(\frac{dI_{d1}}{dt} - \frac{dI_{q2}}{dt} \right) + M \frac{dI_{dr}}{dt} - \omega_1 [L(I_{q1} - I_{d2}) + M I_{qr}] & (1) \\ -x_1I_{d1} - r_1I_{q1} = R_1 I_{q1} + L \left(\frac{dI_{q1}}{dt} + \frac{dI_{d2}}{dt} \right) + M \frac{dI_{qr}}{dt} + \omega_1 [L(I_{d1} - I_{q2}) + M I_{dr}] & (2) \\ -r_2I_{d2} + x_2I_{q2} = R_2 I_{d2} + L \left(\frac{dI_{d2}}{dt} + \frac{dI_{q1}}{dt} \right) + M \frac{dI_{qr}}{dt} - \omega_1 [L(I_{q2} - I_{d1}) - M I_{dr}] & (3) \\ -x_2I_{d2} - r_2I_{q2} = R_2 I_{q2} + L \left(\frac{dI_{q2}}{dt} - \frac{dI_{d1}}{dt} \right) - M \frac{dI_{dr}}{dt} + \omega_1 [L(I_{d2} + I_{q1}) + M I_{qr}] & (4) \\ 0 = R_3 I_{dr} + L_3 \frac{dI_{dr}}{dt} + M \left(\frac{dI_{d1}}{dt} - \frac{dI_{q2}}{dt} \right) - (\omega_1 - \omega) [L_3 I_{qr} + M(I_{q1} + I_{d2})] & (5) \\ 0 = R_3 I_{qr} + L_3 \frac{dI_{qr}}{dt} + M \left(\frac{dI_{q1}}{dt} + \frac{dI_{d2}}{dt} \right) + (\omega_1 - \omega) [L_3 I_{dr} + M(I_{d1} - I_{q2})] & (6) \\ J \frac{d\omega}{dt} = p_1 M [I_{dr} (I_{q1} + I_{d2}) - I_{qr} (I_{d1} - I_{q2})] + M_{WT} & (7) \end{cases} \quad (4.1.12)$$

unde:

$$\begin{aligned} \omega_1 - \omega &= s \omega_1 = 2\pi s f_1 && - s \text{ alunecarea, } f_1 \text{ frecvența statorică} \\ \omega_1 &= 2\pi f_1 && - \omega_1 \text{ pulsația statorică,} \\ \omega &= 2\pi n = (1 - s)\omega_1 && - \omega \text{ viteza unghiulară mecanică} \end{aligned}$$

În regim staționar sistemul de ecuații este următorul:

$$\left. \begin{aligned}
 -r_1 I_{d1} + x_1 I_{q1} &= R_1 I_{d1} - \omega_1 \left[L(I_{q1} - I_{d2}) + M I_{qr} \right] \\
 -x_1 I_{d1} - r_1 I_{q1} &= R_1 I_{q1} + \omega_1 \left[L(I_{d1} - I_{q2}) + M I_{dr} \right] \\
 -r_2 I_{d2} + x_2 I_{q2} &= R_2 I_{d2} - \omega_1 \left[L(I_{q2} - I_{d1}) - M I_{dr} \right] \\
 -x_2 I_{d2} - r_2 I_{q2} &= R_2 I_{q2} + \omega_1 \left[L(I_{d2} + I_{q1}) + M I_{qr} \right] \\
 0 &= R_3 I_{dr} - (\omega_1 - \omega) \left[L_3 I_{qr} + M(I_{q1} + I_{d2}) \right] \\
 0 &= R_3 I_{qr} + (\omega_1 - \omega) \left[L_3 I_{dr} + M(I_{d1} - I_{q2}) \right] \\
 0 &= p_1 M \left[I_{dr} (I_{q1} + I_{d2}) - I_{qr} (I_{d1} - I_{q2}) \right] + M_{WT} \\
 \omega_1 - \omega &= s \omega_1 = 2\pi s f_1 \\
 \omega_1 &= 2\pi f_1 \\
 \omega &= 2\pi n = (1 - s) \omega_1
 \end{aligned} \right\} \quad (4.1.13)$$

Condițiile inițiale sunt determinate din sistemul de regim staționar, din (4.1.13), pentru următoarele mărimi: sarcină (curent, tensiune), cuplu și viteza unghiulară [Bor 2009a, Bor 2009b].

Într-un mod similar se pot calcula valorile finale pentru valorile modificate ale sarcinii electrice și ale puterii mecanice (cuplu, viteza unghiulară).

4.1.2. Rezultate în regimul staționar al generatorului de inducție cu două înfășurări statorice trifazate ortogonale (DSWIG)

Este analizată comportarea sistemului în condițiile funcționării în starea inițială și în starea finală pe baza ecuațiilor diferențiale (4.1.12) și staționare (4.1.13) a sistemului [Bor 2009a].

Cazul 1: În cazul unui curent de excitație constant, $I_2=10A$, și a frecvenței de $f=50Hz$, se obțin, prin modificarea curentului de sarcină I_1 în domeniul 0 ... 5A, rezultatele prezentate în figurile Fig.4.1.3 - 5:

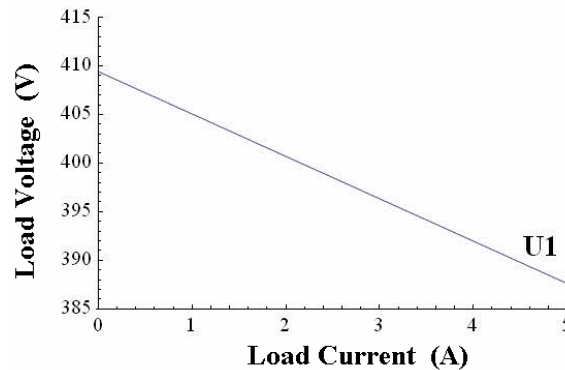


Fig.4.1.3. Dependența dintre tensiunea U_1 și curentul I_1 de sarcină.

Cum era de așteptat, creșterea curentului conduce la o descreștere a tensiunii de sarcină cu 5% (Fig.4.1.3)

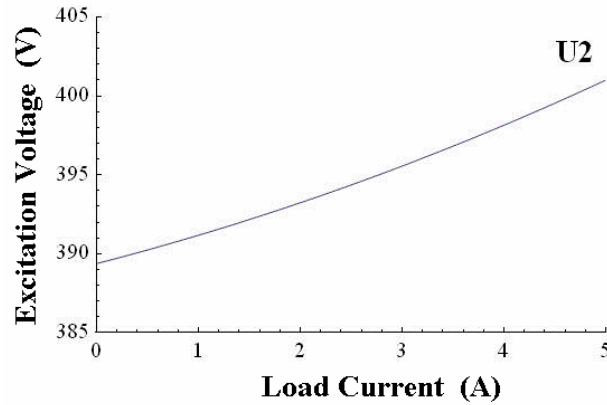


Fig.4.1.4. Dependența tensiunii de excitație U_2 a sistemului de curentul de sarcină I_1 .

Tensiunea de excitație U_2 crește cu mai puțin de 5% când curentul de sarcină variază de la 0 la I_{1nom} (Fig.4.1.4)

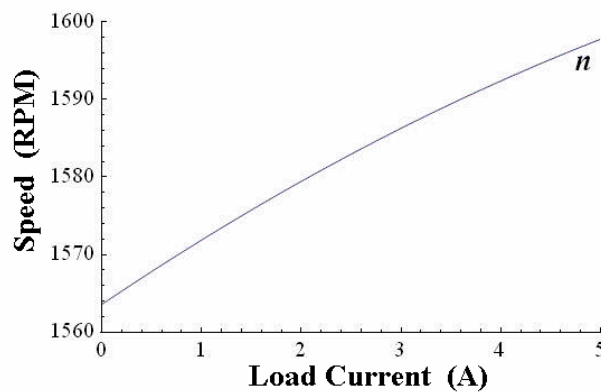


Fig.4.1.5. Dependența vitezei de rotație de curentul de sarcină I_1 .

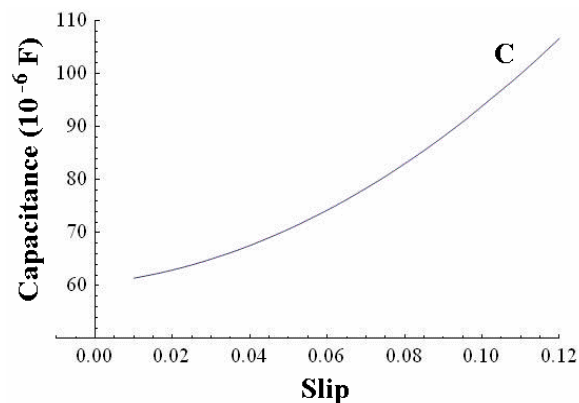


Fig.4.1.6 Dependența capacității sistemului de excitație C_e de alunecare s .

Cazul 2: Dacă se menține tensiunea de sarcină constantă la $U_1=400V$ și a frecvenței $f=50Hz$, se obțin următoarele rezultate de simulare prin modificarea alunecării s în domeniul 0.01 la 0.12 .

Prin creșterea alunecării (creșterea turației generatorului) capacitatea sistemului de excitație C_e scade de la $60\mu F$ la $93\mu F$ (Fig.4.1.6).

De asemenea, curenții I_1 , de sarcină din înfășurarea de sarcină w_1 , și I_2 , de excitație din înfășurarea de excitație w_2 , cresc odată cu alunecarea, prezentați, respectiv, în Fig.4.1.7 și Fig.4.1.8.

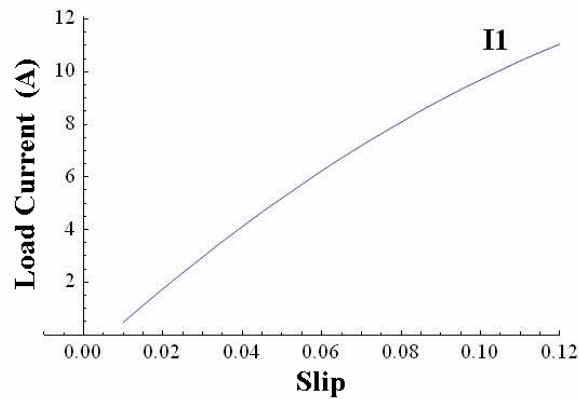


Fig.4.1.7. Dependența curentului de sarcină I_1 și alunecare s .

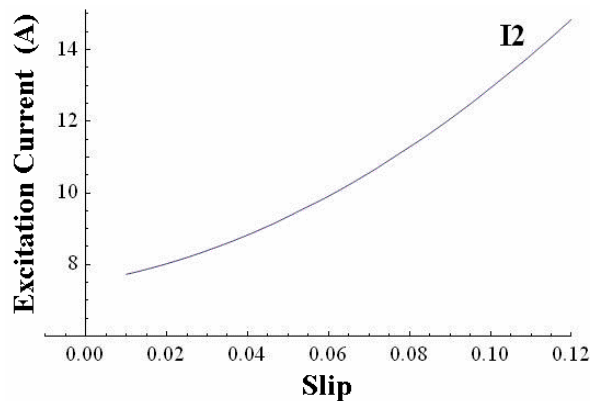


Fig.4.1.8. Dependența curentului înfășurării de excitație I_2 de alunecare s .

Tensiunea la bornele înfășurării de excitație U_2 crește cu alunecarea, de la 400V la 443V când alunecarea variază de la 0.01 la 0.12 (Fig.4.1.9).

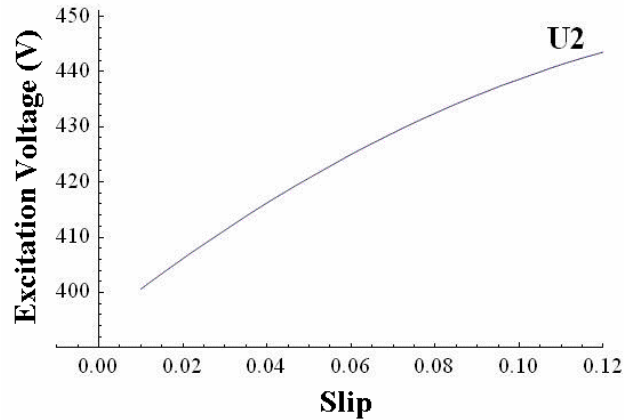


Fig.4.1.9. Dependența tensiunii sistemului de excitație U_2 de alunecare s .

Concluzii privind modelarea DSWIG și regimul staționar

Datorită diferitelor posibilități de control, generatorul de inducție cu două înfășurări statorice trifazate (DSWIG) devine din ce în ce mai interesantă pentru sistemele de conversie a energiei eoliene (WECS) care funcționează cu viteză de rotație variabilă.

Modelul ortogonal prezentat mai sus mărește cunoștințele despre comportamentul unui astfel de sistem în regim staționar (prin rezolvarea sistemului de ecuații algebrice) precum și în regim dinamic (prin rezolvarea sistemului de ecuații diferențiale).

Modelul matematic al generatorului de inducție cu două înfășurări trifazate (DSWIG) se bazează pe valorile parametrilor din Anexa A.

Calculul impedanțelor funcționale ale DSWIG Z_S din circuitul înfășurării statorice de sarcină W_1 și Z_e din circuitul înfășurării statorice de excitație, este prezentat în Anexa B.

4.2. Regimurile dinamice ale generatorului de inducție cu două înfășurări statorice trifazate ortogonale (DSWIG)

În continuare se prezintă, bazat pe modelul ortogonal din (4.1.12), rezultatele simulării unui regim specific turbinelor eoliene, la o variație impuls a cuplului turbinei, ceea ce este similar cu efectul determinat de o modificare în rafală a vitezei vântului [Bor 2009b].

Modelarea regimului dinamic al generatoarelor electrice, în cazul sistemelor de conversie a energiilor neconvenționale, în special în cazul sistemelor eoliene, prezintă interes pentru strategia de control datorată caracterului aleatoriu al cuplului produs de vânt. În continuare se folosește modelul matematic al DSWIG, cu structura înfășurărilor prezentate în Fig.4.1.2, dat prin sistemul de ecuații diferențiale neliniare (4.1.12). Se propune o metodă originală de rezolvare a sistemului neliniar de ecuații diferențiale (4.1.12) în vederea determinării regimurilor dinamice.

Rezolvarea sistemului de ecuații (4.1.12) implică cunoașterea condițiilor inițiale la $t = 0$ și a valorii finale obținută când $t \rightarrow \infty$

Cele două înfășurări statorice fiind identice (număr de spire, diametre ale conductoarelor, mod de bobinare, etc.), au valori egale ale parametrilor. În sistemul de ecuații diferențiale neliniare (4.1.12), apare o nedeterminare, două ecuații fiind cu coeficienți egali. În scopul de a elimina nedeterminarea matematică apărută în sistemul de ecuații diferențiale neliniare, se introduc următoarele relații:

$$\begin{aligned} Q &= I_{d1} - I_{q2} \\ P &= I_{q1} + I_{d2} \end{aligned} \quad (4.2.14)$$

Sarcina rezistivă R_s conectată la bornele înfășurării statorice W_1 de sarcină, impune condițiile:

$$X_S = \frac{-U_{q1}I_{d1} + U_{d1}I_{q1}}{I_{d1}^2 + I_{q1}^2} = 0 \quad (4.2.15)$$

$$U_{d1}I_{q1} = U_{q1}I_{d1}$$

în timp ce "sistemul" capacitiv, (realizat prin condensatoare, convertoare, etc.), conectat la bornele înfășurării statorice W_2 de excitație, (rezistența echivalentă a sistemului de excitație a fost neglijată), impune:

$$\begin{aligned} X_e &= -\frac{1}{\omega_1 C_e} \\ R_e &= 0 \end{aligned} \quad (4.2.16)$$

și

$$\begin{aligned} U_{d2} &= -\frac{1}{\omega_1 C_e} I_{q2} \\ U_{q2} &= -\frac{1}{\omega_1 C_e} I_{d2} \end{aligned} \quad (4.2.17)$$

Pentru cazul considerat:

$$\begin{aligned} U_1 &= \sqrt{U_{d1}^2 + U_{q1}^2} = 400V ; \\ U_{d1} &= 200V , \quad U_{q1} = \sqrt{U_1^2 - U_{d1}^2} = 200\sqrt{3}V ; \\ f_1 &= 50Hz ; \quad C_e = 67.172 \times 10^{-6} F . \end{aligned} \quad (4.2.18)$$

Din ecuațiile (4.1.12.2, 4.1. 12.3) sau (4.1. 12.1, 4.1.12.4) a sistemului (4.1.12) se obține sistemul:

$$\begin{cases} I_{d1} - I_{q2} = Q \\ I_{q1} + I_{d2} = P \\ 200\sqrt{3} - 4.36I_{q1} = -\frac{1}{\omega_1 C_e} I_{q2} - 4.36I_{d2} \\ 200 - 4.36I_{d1} = -\frac{1}{\omega_1 C_e} I_{d2} - 4.36I_{q2} \\ \omega_1 = 314. \\ C_e = 67.172 \times 10^{-6} \end{cases} \quad (4.2.19)$$

Rezolvând sistemul (4.2.19), se obțin curenții statorici ca funcții de P și Q :

$$\begin{aligned} I_{d1} &= -6.3169 + 0.98364Q + 0.088952P, \\ I_{q1} &= 5.3802 + 0.98364P - 0.088952Q, \\ I_{d2} &= -5.3802 + 0.01636P + 0.088952Q, \\ I_{q2} &= -6.3169 - 0.01636Q + 0.088952P \end{aligned} \quad (4.2.20)$$

După înlocuirea expresiilor obținute pentru curenți în funcție de P și Q din (4.2.20) în (4.1.12), după reordonare, se obține în continuare, sistemul (4.2.21) de ecuații diferențiale echivalent:

$$\begin{cases} 200. = -27.542 + 4.2887Q - 51.893P - 46.786I_{qr} + 0.1665\frac{dQ}{dt} + 0.149\frac{dI_{dr}}{dt} & (1) \\ 200\sqrt{3} = 23.458 + 4.2887P + 51.893Q + 46.786I_{dr} + 0.1665\frac{dP}{dt} + 0.149\frac{dI_{qr}}{dt} & (2) \\ 0 = -322.95 + 51.893Q + 4.2886P + 46.786I_{dr} + 0.1665\frac{dP}{dt} + 0.149\frac{dI_{qr}}{dt} & (3) \\ 0 = 227.54 + 51.893P - 4.2886Q + 46.786I_{qr} - 0.1665\frac{dQ}{dt} - 0.149\frac{dI_{dr}}{dt} & (4) \\ 0 = 2.7X - 552.281I_{qr} - 546.786P + 0.1665\frac{dI_{dr}}{dt} + 0.149\frac{dQ}{dt} & (5) \\ 0 = 2.7Y + 552.281I_{dr} + 546.786Q + 0.1665\frac{dI_{qr}}{dt} + 0.149\frac{dP}{dt} & (6) \\ 0 = 0.596I_{dr}P - 0.596I_{dr}Q + 25.744 + 3.14\frac{dS}{dt} & (7) \end{cases} \quad (4.2.21)$$

Determinarea valorilor condițiilor inițiale și finale

În regim staționar de funcționare, sistemul (4.2.21) de ecuații diferențiale devine:

$$\begin{cases} 200. = -27.542 + 4.2887Q - 51.893P - 46.786I_{qr} & (1) \\ 200\sqrt{3} = 23.458 + 4.2887P + 51.893Q + 46.786I_{dr} & (2) \\ 0 = -322.95 + 51.893Q + 4.2886P + 46.786I_{dr} & (3) \\ 0 = 227.54 + 51.893P - 4.2886Q + 46.786I_{qr} & (4) \\ 0 = 2.7I_{dr} - 552.281I_{qr} - 546.786P & (5) \\ 0 = 2.7I_{qr} + 552.281I_{dr} + 546.786Q & (6) \\ 0 = 0.596I_{dr}P - 0.596I_{qr}Q + M_{WT} & (7) \end{cases} \quad (4.2.22)$$

În continuare se va analiza, comportarea DSWIG la o solicitare de creștere și descreștere a cuplului turbinei M_{WT} .

Regimul tranzitoriu este definit de modificările treaptă ale cuplului turbinei M_{WT} (Tabelul 4.1.1), corespunzător celor două cazuri: (**Caz 1**) creștere de la valoarea inițială (la momentul $t=0$), $(M_{WT})_0 = 10.0Nm$, la valoarea finală (la momentul $t=0_+$), $(M_{WT})_\infty = 25.744Nm$; (**Caz 2**) descreștere de la valoarea inițială

(la momentul $t=0$), $(M_{WT})_0 = 25.744 Nm$, la valoarea finală (la momentul $t=0_+$), $(M_{WT})_\infty = 15.0 Nm$.

Pentru Cazul 1

- Valoarea condițiilor inițiale este definită de starea inițială următoare:

$$U_1 = 400V \text{ - tensiunea statorică;}$$

$$(M_{elmg})_0 = 10.0 Nm = (M_{WT})_0 \text{ - cuplul electromagnetic;}$$

$$C_e = 67.172 [\mu F] \text{ - capacitatea condensatorului din înfășurarea de excitație.}$$

Prin utilizarea sistemului de ecuații (4.2.22.1, 4.2.22.3, 4.2.22.5, 4.2.22.6, 4.2.22.7) se obțin soluțiile reale:

$$\begin{aligned} P &= -8.5581, & Q &= 5.1441, \\ X &= 1.9815, & Y &= 5.1004, & S &= -0.040. \end{aligned} \quad (4.2.23)$$

Se obține un rezultat similar prin rezolvarea sistemului de ecuații (4.2.22.2, 4.2.22.4, 4.2.22.5, 4.2.22.6, 4.2.22.7).

- Valoarea condițiilor finale sunt definite de starea finală astfel:

$$U_1 = 400V \text{ - tensiunea statorică de sarcină;}$$

$$(M_{elmg})_\infty = 25.744 Nm = (M_{WT})_\infty \text{ - cuplul electromagnetic;}$$

$$C_e = 67.172 \mu F \text{ - valoarea capacității din înfășurarea de excitație.}$$

Prin utilizarea sistemului de ecuații (4.2.22.1, 4.2.22.3, 4.2.22.5, 4.2.22.6, 4.2.22.7) se obțin soluțiile reale:

$$\begin{aligned} P &= -4.2029, & Q &= 6.3740, \\ X &= 0.21825, & Y &= 0.38256, & S &= -0.0033. \end{aligned} \quad (4.2.24)$$

Se obțin rezultate similare prin rezolvarea sistemului (4.2.22.2, 4.2.22.4, 4.2.22.5, 4.2.22.6, 4.2.22.7).

Tabelul 4.1.1 sintetizează valorile pentru starea inițială și finală rezultate în cele două cazuri dinamice considerate.

Tabel 4.1.1. Valorile de regim inițial și final pentru determinarea regimului tranzitoriu

Caz	Cazul 1		Cazul 2	
	inițial	final	inițial	final
t	$t = 0$	$t = 0_+$	$t = 0$	$t = 0_+$
M_{WT}	10.0	25.744	25.744	15.0
X	0.97848	1.9814	1.9814	1.3661
Y	1.93680	5.1004	5.1004	2.9268
P	-5.65100	-8.558	-8.558	-6.5662
Q	5.80820	5.1443	5.1443	5.5344
S	-0.016195	-0.040001	-0.040001	-0.023921

4.2.1. Rezultatele simulării. Regimul dinamic al DSWIG - pentru Cazul 1, respectiv Cazul 2

Regimul tranzitoriu este realizat în **Cazul 1**, printr-o creștere în treaptă a cuplului mecanic la arbore, și în **Cazul 2**, printr-o descreștere în treaptă a cuplului mecanic, care reproduce cazul unor solicitări ale sistemului WECS cu rafale de vânt manifestate prin creșterea și descreșterea vitezei vântului [Bor 2009b].

Regimul dinamic, definit între stările inițiale și finale considerate, a fost modelat și simulat utilizând ecuațiile diferențiale (4.2.22.1, 4.2.22.3, 4.2.22.5, 4.2.22.6, 4.2.22.7), respectiv, prin ecuațiile (4.2.22.2, 4.2.22.4, 4.2.22.5, 4.2.22.6, 4.2.22.7), conduc la obținerea unor rezultate similare:

$$\left\{ \begin{array}{l} 200. = -27.542 + 4.2887Q - 51.893P - 46.786I_{qr} + 0.1665 \frac{dQ}{dt} + 0.149 \frac{dI_{dr}}{dt} \quad (1) \\ 200\sqrt{3} = 23.458 + 4.2887P + 51.893Q + 46.786I_{dr} + 0.1665 \frac{dP}{dt} + 0.149 \frac{dI_{qr}}{dt} \quad (2) \\ 0 = -322.95 + 51.893Q + 4.2886P + 46.786I_{dr} + 0.1665 \frac{dP}{dt} + 0.149 \frac{dI_{qr}}{dt} \quad (3) \\ 0 = 227.54 + 51.893P - 4.2886Q + 46.786I_{qr} - 0.1665 \frac{dQ}{dt} - 0.149 \frac{dI_{dr}}{dt} \quad (4) \\ 0 = 2.7I_{dr} - 552.281I_{qr} - 546.786P + 0.1665 \frac{dI_{dr}}{dt} + 0.149 \frac{dQ}{dt} \quad (5) \\ 0 = 2.7I_{qr} + 552.281I_{dr} + 546.786Q + 0.1665 \frac{dI_{qr}}{dt} + 0.149 \frac{dP}{dt} \quad (6) \\ 0 = 0.596I_{dr}P - 0.596I_{qr}Q + 25.744 + 3.14 \frac{dS}{dt} \quad (7) \\ I_{dr}(0) = 1.9814 \\ I_{qr}(0) = 5.1004 \\ P(0) = -8.558 \\ Q(0) = 5.1443 \\ S(0) = -0.040 \end{array} \right.$$

(4.2.25)

Dinamica curenților satorici I1 și I2, respectiv dinamica curentului rotoric Ir este prezentată în Fig.4.2.1, în timp ce variația tensiunii de sarcină U1 și a tensiunii sistemului de excitație U2 se arată în Fig.4.2.2.

$$I_1 = \sqrt{I_{d1}^2 + I_{q1}^2}; \quad I_2 = \sqrt{I_{d2}^2 + I_{q2}^2}; \quad I_r = \sqrt{I_{dr}^2 + I_{qr}^2} \quad (4.2.26)$$

Intervalul de timp al tranziției în ambele cazuri, de creștere și descreștere, este de $\Delta t = 0.2 \text{ sec}$. Variația curentului satoric I1 în înfășurarea de sarcină W1 este similară cu cea a curentului rotoric Ir.

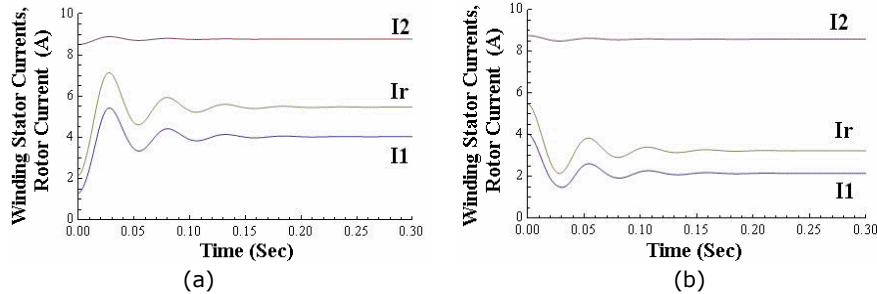


Fig.4.2.1. Variația curenților satorici, I_1 , I_2 și a curentului rotoric, I_r :
(a) Cazul 1; (b) Cazul 2.

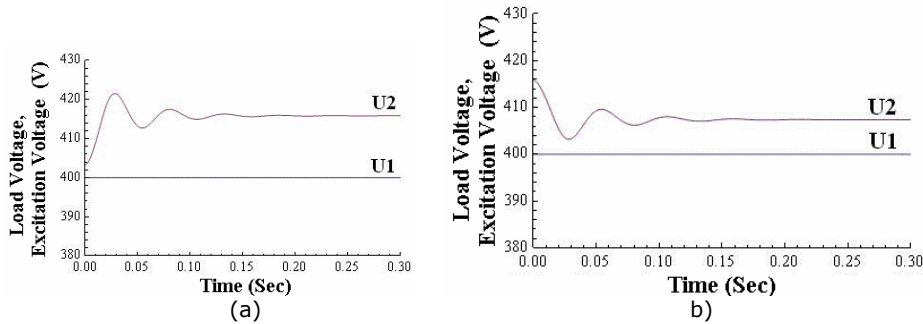


Fig.4.2.2. Variația tensiunii de sarcină U_1 și de excitație U_2 : (a) Cazul 1; (b) Cazul 2.

Dinamica cuplului electromagnetic M_{elmg} calculată cu relația (4.2.27) este redată în Fig.4.2.3.

$$M_{elmg} = 0.596I_{dr}P - 0.596I_{qr}Q \quad (4.2.27)$$

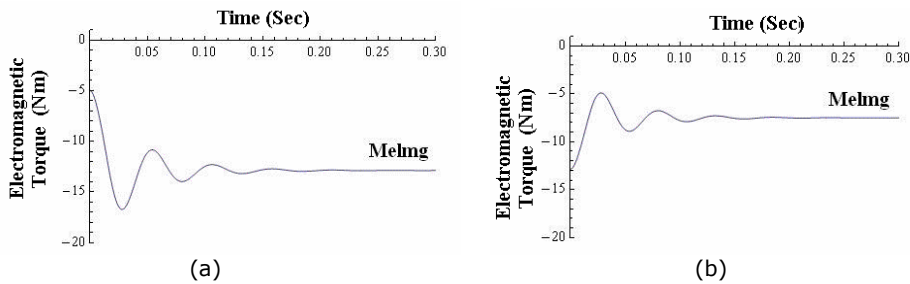


Fig.4.2.3. Variația cuplului electromagnetic M_{elmg} : (a) Cazul 1; (b) Cazul 2.

Este posibil ca pe durata descreșterii cuplului mecanic, în procesul de tranziție, cuplul electromagnetic să obțină valori pozitive, corespunzătoare unui cuplu cu caracter motor. Aceasta se poate întâmpla pentru valori finale mici ale cuplului turbinei, $(M_{WT})_{\infty} < 4 Nm$.

Fig.4.2.4 și Fig.4.2.5 prezintă, respectiv, dinamica vitezei de rotație mecanice n , $n = 60(1-s)f_1 / p_1$ și dinamica alunecării s .

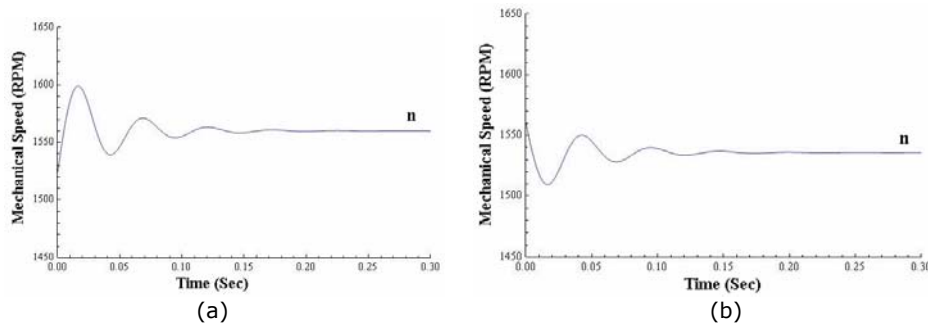


Fig.4.2.4. Variația vitezei de rotație mecanice: (a) Cazul 1; (b) Cazul 2

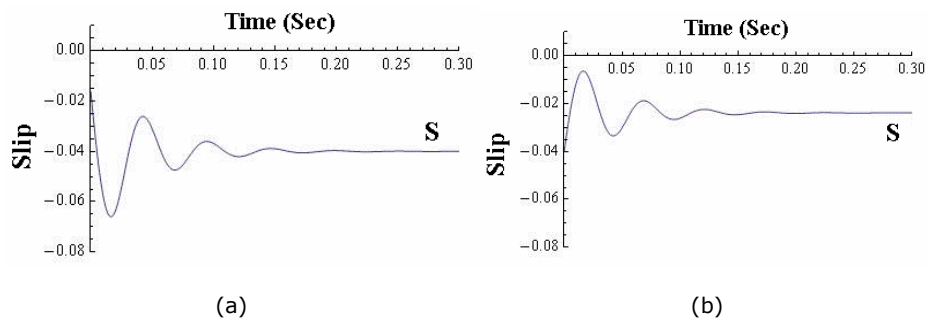


Fig.4.2.5. Variația alunecării s: (a) Cazul 1; (b) Cazul 2.

Concluzii privind simularea regimului dinamic al DSWIG

Regimul tranzitoriu este realizat în *Cazul 1*, printr-o creștere în treaptă a cuplului mecanic la arbore, și în *Cazul 2*, printr-o descreștere în treaptă a cuplului mecanic, care reproduce cazul unor solicitări ale sistemului WECS cu rafale de vânt manifestate prin creșterea și descreșterea vitezei vântului [Bor 2009b].

Rezolvarea unei nedeterminări rezultate din simetria parametrilor înfășurărilor statorice ale DSWIG, în vederea simulării DSWIG în regim dinamic, s-a realizat printr-o metodă originală.

4.3. Rezultate experimentale, probleme și soluții privind DSWIG pentru sisteme de conversie a energiei regenerabile

Generatorul de inducție cu două înfășurări statorice trifazate având același număr de poli și rotorul scurtcircuitat în colivie. Înfășurările statorice separate au funcții distincte - excitație și, respectiv, generarea de energie electrică, aceasta asigurând decuplarea fizică a excitației și a sarcinii, astfel un control simplificat. S-a considerat o deplasare spațială de 90 grade electrice între înfășurarea de excitație și cea de sarcină, ortogonalitate care asigură decuplarea magnetică mutuală a celor două înfășurări. Se prezintă, în principal, rezultate experimentale asupra funcționării în modul de funcționare în sarcină. O altă problemă fiind cea a armonicilor curenților datorită prezenței a diferite tipuri de redresoare la bornele generatorului [Bud 2010a].

În ultimii ani, mașina de inducție cu rotor în colivie cu două (DSWIG) înfășurări statorice este cea mai recentă inovație în familia mașinilor de inducție pentru grupuri electrogene neconvenționale. În mașina cu două înfășurări,

înfășurarea statorică constă în două înfășurări trifazate similare, dar bobinate separat, cu același număr de poli.

Principalul obiectiv urmărit de către mașina propusă, generator de inducție cu două înfășurări statorice cu rotor în colivie, a fost de a găsi un model matematic mai simplu și o alternativă la metoda de control complicată, cu orientare după câmp, prin decuplarea fizică a componentelor curentului statoric activ și reactiv al acestei mașini.

Structura circuitului de excitație, pentru generatorul de inducție cu două înfășurări statorice trifazate (DSWIG), conform cererii aplicației și a necesităților consumatorilor, poate fi formată din orice sursă de putere reactiv-capacitivă [Bud 2007], conectată la terminalele de ieșire ale DSWIG: condensatoare a.c., compensator sincron / condensator, condensatoare c.c. conectate prin redresoare electronice necomandate / comandate, sursă de tensiune și frecvență variabilă cu inverter electronic alimentat de la o sursă de c.c. și altele.

Controlul tensiunii, în cazurile metodelor de excitație considerate mai sus, poate fi realizat, corespunzător pe diferite căi [Bud 2007]:

- modificarea valorii vitezei de rotație în cazul unei valori constante a condensatorului din sistemul de excitație al DSWIG,
- modificând valoarea condensatorului de excitație în trepte egale sau normalizate.
- modificarea excitației sistemului de compensare capacitivă sincronă [Bud 2007],
- controlul tensiunii și frecvenței inverterului de excitație [Mir 2007], și altele.

4.3.1. Caracteristica de regim staționar al DSWIG cu autoexcitație

DSWIG experimental de putere mică a fost obținut prin transformarea constructivă a unui motor de inducție convențional de tip AT13 S-8 (ELECTROMOTOR, Romania): $P_{R\ mechanical}=2928\ W$, $n_R=709\ RPM$, $U_R=230/400\ V$, $I_R=6.14\ A$, $\cos\ \varphi_R=0.688$, $\eta_R=0.751$.

DSWIG astfel realizat are următorii parametrii caracteristici constructivi:

- deplasarea dintre înfășurările statorice 80 grade electrice (aproximativ ortogonal),
- tensiunea de fază: 230V,
- curentul de fază: 3.5 A.

Din oportunități ale cercetării practice, s-a luat în seamă cel mai ușor accesibil sistem de excitație - excitație prin condensator, condensatoarele având valoarea capacității $C = 56\ \mu F$, respectiv $C = 40\ \mu F$. Controlul valorilor mărimilor interesate U_1 , I_1 și U_2 se poate realiza prin modificarea vitezei de rotație a generatorului.

S-au experimentat diferite moduri de funcționare cu sarcină în curent alternativ și în curent continuu:

(a). sistem de excitație cu capacitate constantă $C = 56\ \mu F$, conectat la înfășurarea de sarcină w_2 , înfășurarea de excitație în gol (echivalent cu sistemul de excitație a generatorului convențional în înfășurarea statorică trifazată), $n = const.$ (Tabel 4.3.1)

(b). Sistemul de excitație cu capacitate constantă $C = 56\ \mu F$, conectat la înfășurarea de excitației w_1 , $n = const.$ (Tabel 4.3.2)

(c). sistemul de excitație cu capacitate constantă $C = 56\mu F$, conectat la înfășurarea de sarcină w_2 , înfășurarea de excitație în gol (echivalent cu sistemul de excitație a generatorului convențional în înfășurarea statorică trifazată), $U = const.$, $n = var.$ (Tabel 4.3.3)

(d). Sistemul de excitație cu capacitate constantă $C = 56\mu F$, conectat la înfășurarea de excitație w_1 , $U_2 = const.$, prin modificarea vitezei de rotație $n = var.$ (Tabel 4.3.4)

(e). Sistemul de excitație cu capacitate constantă $C = 40\mu F$, conectat la înfășurarea de excitație w_1 , $I_{ex} = const.$, $n = var.$ (Tabel 4.3.5)

(f). Sistemul de excitație cu capacitate constantă $C = 56\mu F$, conectat la înfășurarea de excitație w_1 , control al tensiunii optimal $U \cong U_R (f / f_R) \sqrt{M / M_R}$ prin modificarea vitezei de rotație $n = var.$, folosind sarcina rezistivă a.c. conectată direct la generator (Tabel 4.3.6).



Fig.4.3.1. Stand de testare experimentală pentru generatoare de energie din surse regenerabile cu viteză variabilă (respectiv DSWIG, PMSG) realizat la Universitatea Politehnica Timișoara.

Rezultatele experimentale, care vor fi prezentate în continuare, au fost obținute pe un stand de testare experimentală pentru generatoare de energie din surse regenerabile cu viteză de rotație variabilă (Fig.4.3.1) realizat la Universitatea Politehnica Timișoara.

Tabel 4.3.1. Caracteristicile DSWIG de funcționare experimentale cu un sistem de excitație cu o capacitate constantă $C = 56\mu F$, conectat la înfășurarea de sarcină w_1 , înfășurarea de excitație w_2 în gol, caz echivalent cu generatorul de inducție trifazat, $n = const.$, (Fig.4.3.2a)

n [rpm]	I_{r1} [A]	U_1 [V]	I_{a2} [A]	P_2 [W]
432	3.55	115	0.00	0
432	2.31	82	0.50	114
432	1.97	66	0.55	111
	0	0	>0.55	0

(pentru $I_2 > 0.82A$ – se demagnetizează)

unde: I_{r2} , I_{a2} – componentele reactivă și activă a curentului pentru înfășurarea statorică w_2 ; I_{r1} – este dat de condensatoarele de excitație; $I_{ex} = I_{r1}$; $I_{Load} = I_{a2}$; $U_{Load} = U_2$; $P_{Load} = P_2$.

Tabel 4.3.2. Caracteristicile DSWIG de funcționare experimentală cu un sistem de excitație cu o capacitate constantă $C=const$, conectat la înfășurarea de excitație w_1 , $n=const$, (Fig.4.3.2b)

n [rpm]	I_1 [A]	U_1 [V]	U_2 [V]	I_2 [A]	P_2 [W]
432	3.56	114	117	0.00	0
432	3.07	100	102	0.50	147
432	1.97	60	63	0.82	144

(pentru $I_2 > 0.82A$ – se demagnetizează)

Tabel 4.3.3. Caracteristicile DSWIG de funcționare experimentale cu un sistem de excitație cu o capacitate constantă $C=const.$, conectat la înfășurarea de sarcină w_2 , înfășurarea de excitație w_1 în gol, echivalent cu înfășurarea de sarcină a generatorului de inducție trifazat, $U=const.$, $n=variabil$.

n [rpm]	I_2 [A]	I_{r2} [A]	I_{a2} [A]	U_2 [V]	P_{el} [W]	P_{mec} [W]	η
400	2.55	0	2.55	86	0	167	0.00
456	4.44	1.24	2.90	86	380	515	0.74
583	4.27	2.51	3.40	86	640	1032	0.62

Tabel 4.3.4. Caracteristicile DSWIG de funcționare experimentală cu un sistem de excitație cu o capacitate constantă $C=const$, conectat la înfășurarea de excitație w_2 , $U_2=const.$, $n=variabil$

n [rpm]	I_1 [A]	U_1 [V]	I_2 [A]	U_2 [V]	f [Hz]	P_{load} [W]	P_{mec} [W]	η
403	2.50	81	0.00	80	28.5	0	127	0.00
419	2.50	81	0.76	80	29.1	144	321	0.45
453	2.75	81	1.50	80	30.1	280	541	0.52
541	3.20	81	2.90	80	34.8	480	969	0.50
705	4.50	81	3.60	80	42.2	640	1522	0.42

Tabel 4.3.5. Caracteristicile DSWIG de funcționare experimentală cu un sistem de excitație cu o capacitate constantă $C=40\mu F$, conectat la înfășurarea de excitație w_2 , $I_1=I_{ex}=const.$, $n=variabil$

n [rpm]	I_1 [A]	U_1 [V]	I_2 [A]	U_2 [V]	f [Hz]	P_{load} [W]	P_{mec} [W]	η
506	3.24	136	0	136	34.9	0	31	0
519	3.22	134	0.75	130	35.2	390	596	0.65
578	3.21	125	2.31	114	37.5	850	1256	0.68
652	3.34	119	3.18	104	41.3	1080	1576	0.69

Tabel 4.3.6. Caracteristicile DSWIG de funcționare experimentală cu un sistem de excitație cu o capacitate constantă $C=56\mu F$, conectat la înfășurarea de excitație w_2 , $n=variabil$

n [RPM]	I_1 [A]	U_1 [V]	I_2 [A]	U_2 [V]	f [Hz]	$P_2=P_{load}$ [W]	P_{mec} [W]	η
449	2.65	80	1.55	78.6	30.2	375	564	0.67

Notă: Se poate observa creșterea efectului controlului de tensiune optimal.

În Tabelul 4.3.7 se prezintă comparația rezultatelor experimentale cu cele teoretice obținute prin utilizarea modelului matematic particularizat pentru cazul amplasării ortogonale a înfășurărilor statorice ale generatorului (amplasarea reală constructivă este de 80 gr.el.).

Tabel 4.3.7. Compararea variabilelor de funcționare a DSWIG experimentale și rezultatele teoretice obținute prin utilizarea modelului matematic al DSWIG particularizat pentru cazul amplasării ortogonale a înfășurărilor statorice

Mod de determinare	Variabile cunoscute		Variabile necunoscute			
	$R_{load}[\Omega]$	$U_I[V]$	$n[RPM]$	$I_I[A]$	$U_{load}[V]$	$I_{load}[A]$
Experimental	∞	69.1	372	1.95	70.00	0.00
Model teoretic "d-q"	∞	69.1	372	1.90	68.63	0.00
Model teoretic fazorial	∞	69.1	372	1.87	58.01	0.00
Experimental	75	70.7	405	2.15	70.00	0.90
Model teoretic "d-q"	75	70.7	405	2.65	69.02	0.92
Model teoretic fazorial	75	70.7	405	2.52	57.46	0.77
Experimental	70	75.1	410	2.25	70.00	1.10
Model teoretic "d-q"	70	75.1	410	2.99	73.52	1.05
Model teoretic fazorial	75.1	410	2.89	60.51	0.87	
Experimental	50	74.5	426	2.30	70.50	1.35
Model teoretic "d-q"	50	74.5	426	3.55	71.13	1.42
Model teoretic fazorial	50	74.5	426	3.51	56.67	1.13
Experimental	25	86.5	547	3.16	72.70	3.00
Model teoretic "d-q"	25	86.5	547	5.68	67.52	2.70
Model teoretic fazorial	25	86.5	547	6.03	39.12	1.56

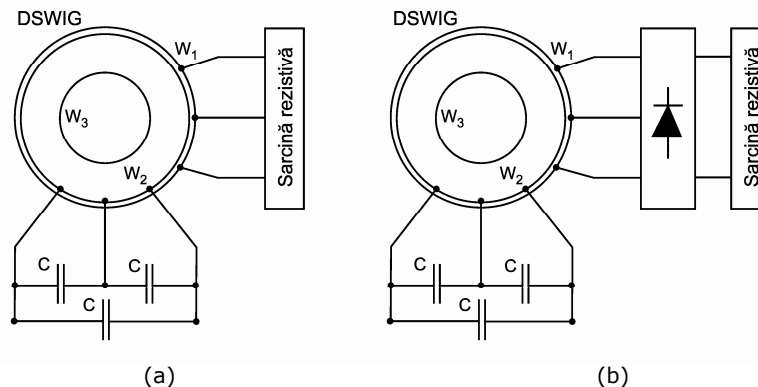


Fig.4.3.2. Structura a două sisteme similare de convertoare cu ieșirea ac (a), respectiv ieșirea c.c. (b) pentru o sarcină cu caracter rezistiv. Caracteristicile experimentale a unor astfel de sisteme sunt date, respectiv, în Tabelele 4.3.1 - 4.3.6 și Tabelul 4.3.8.

4.3.2. Problema armonicilor DSWIG în sistemul WECS

Este cunoscut faptul că în cazul sistemelor de conversie a energiei eoliene, în mod obișnuit viteza de rotație a sistemului este variabilă, fiind nevoie de un convertor electronic de putere a.c.-c.c.-a.c., având la ieșirea generatorului / la

bornele de intrare, redresoare necomandate / comandate [Che 2009, Wan 2005]. Un astfel de redresor sau un inverter controlat poate fi prezent în circuitul de sarcină DSWIG precum și în circuitul de excitație DSWIG.

În Fig.4.3.2a,b sunt prezentate schemele a două sisteme de conversie, cu generatorul de inducție cu două înfășurări statorice DSWIG, cu ieșire a.c., respectiv cu ieșire c.c., sarcina având caracter rezistiv.

Tabel 4.3.8. Caracteristicile DSWIG de funcționare experimentală cu un sistem de excitație cu o capacitate constantă $C=56\mu\text{F}$, conectat la înfășurarea de excitație W1,

$U \cong U_R (f / f_R) \sqrt{M / M_R}$, n =variabil, utilizând un redresor trifazat necomandat pentru sarcina rezistivă.

n [rpm]	I_1 [A]	U_1 [V]	I_2 [A]	U_2 [V]	f [Hz]	P_2 [W]	P_{mec} [W]	η
435	2.20	66	2.0	65	29.2	160	328	0.49

Se poate observa o diferență evidentă, până la 19% (vezi Tabelul 4.3.5 și Tabelul 4.3.8), între randamentele sistemelor considerate. Diferențele menționate sunt datorate armonicilor actuale determinate de prezența redresorului de ieșire. Absența sau prezența armonicilor de curent, pentru regimurile de funcționare considerate, se poate vedea în Fig.4.3.3 și Fig.4.3.4.

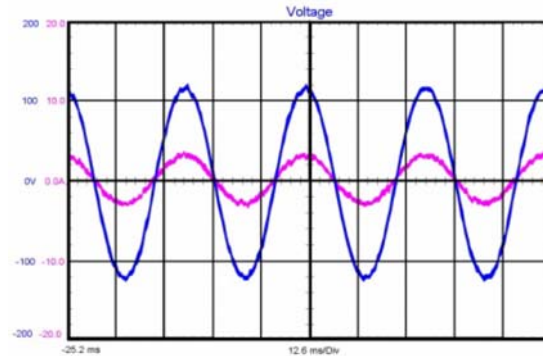


Fig.4.3.3. Valorile reduse ale armonicilor curentului și tensiunii în cazul din Fig.4.3.2a, pentru funcționarea în regimul $n=496 \text{ RPM}$, $I_1=3.2 \text{ A}$, $I_2=2.7 \text{ A}$

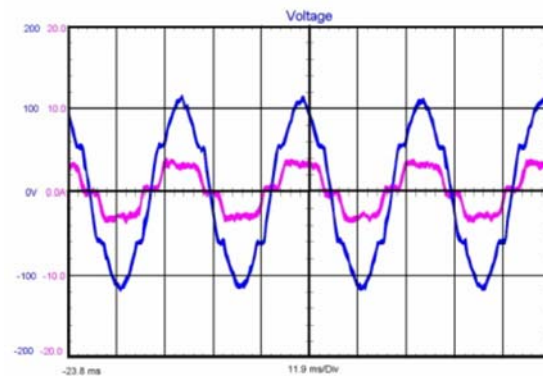


Fig.4.3.4. Valori mari ale armonicilor curentului și tensiunii în cazul din Fig.4.3.2b, pentru funcționarea în regimul $n=549 \text{ RPM}$, $I_1=3.5 \text{ A}$, $I_2=3.0 \text{ A}$

În Fig.4.3.12- Fig.4.3.15, se dau rezultatele analizei experimentale ale armonicilor de curent și tensiune pentru sistemele de conversie din Fig.4.3.2a,b, adică în absența sau în prezența redresorului la bornele generatorului, pentru conexiunea "Y" și "Δ" ale fazelor înfășurărilor de sarcină ale generatorului, pentru anumite regimuri specifice de funcționare.

Comparativ, coeficientul total de distorsiune armonică THD, în cazul sistemului din Fig.4.3.2a, fără redresor la bornele generatorului, are, ca exemplu pentru $n = 496$ RPM, $I_1 = 3,2$ A, $I_2 = 2,7$ A (Fig.4.3.12), valoarea THD = 1,6% pentru intensitatea curentului și THD = 1,4% pentru tensiune, atunci când, în cazul sistemului de Fig.4.3.2b, conexiunea "Y" a înfășurării de sarcină, cu redresor la bornele generatorului, are, ca de exemplu, pentru $n = 530$ RPM, $I_1 = 3.1$ A, $I_2 = 2.46$ A (Fig.4.3.13), valoarea THD = 20,8% pentru intensitatea curentului și THD = 9,2% pentru tensiune.

Rezultatele experimentale pentru conexiune "Δ", a înfășurărilor de sarcină ale generatorului (Fig.4.3.14a,b) au valori aproape de cele de mai sus.

Rezultatele prezentate mai sus conduc la următoarele concluzii:

Convertoare electronice (redresor necomandat, redresoare comandate, și altele) determină deformări importante ale curentilor generatorului și a tensiunilor, și, ca urmare, pierderi suplimentare, încălziri și scăderea eficienței.

4.3.3. Rejecția armonicilor curentului și a tensiunii înfășurărilor generatorului datorate conectării directe la redresor

Este un fapt cunoscut că, datorită unor cauze interne importante (distribuția spațială a înfășurărilor, saturației totale sau parțiale a circuitului magnetic al mașinii, decalajul constructiv inegal între înfășurățile statorice ale mașinii, în special în cazul polilor aparenti, etc.) sau de cauze externe (curentul de rectificat / de conversie), tensiunea și curentul, sunt periodice, dar au o funcționare nesinusoidală, care conține armonici de diferite ordine.

Armonica a 3-a și armonicile multiplu de trei pot fi eliminate / reduse de conexiune "Δ" a înfășurărilor trifazate. Această soluție nu rezolvă problema armonicilor din DSWIG, deoarece aceste armonici sunt mici și, pe de altă parte, conexiunea "Δ" nu rezolvă celelalte armonici de alte ordine.

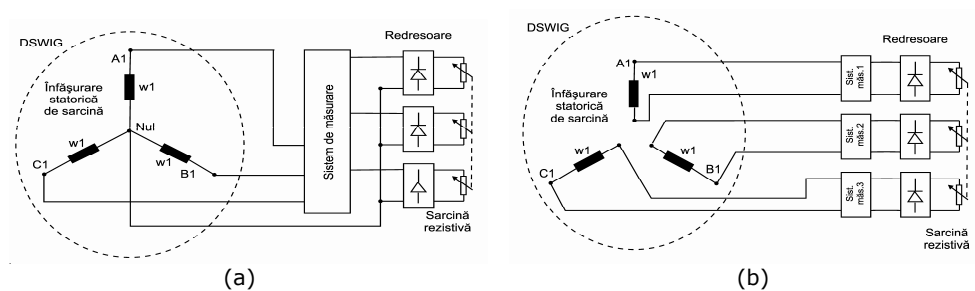


Fig.4.3.5. DSWIG cu redresarea separată a curentului fiecărei faze a înfășurării statorice de sarcină: (a) ieșirile cu punct de nul comun; (b) ieșirile izolate între ele.

Ca o posibilă soluție de reducere a armonicilor curentului, s-a considerat și experimentat redresarea separată a fiecărui curent de fază a celor trei înfășurări de fază a statorului de sarcină, așa cum este arătat în Fig.4.3.5.

Rezultatele experimentale asupra armonicilor de curent și de tensiune, în cazul din Fig.4.3.5b sunt prezentate în Fig.4.3.6 și caracteristicile experimentale sunt prezentate în Tabelul 4.3.9.

Se poate observa în cazul din Fig.4.3.5 (cu redresare separată a fiecărui curent de fază din cele trei înfășurări de fază a statorului de sarcină), valorile scăzute ale armonicilor de curent și de tensiune a înfășurărilor " , și anume valoarea de THD = 4,2% pentru intensitatea curentului și THD = 0,2 % pentru tensiune .

Soluțiile propuse reprezintă câteva din mai multe soluții posibile de rezolvare a problemei scăderii armonicilor de tensiune și a armonicile de curent. Problema aceasta va fi luată în considerare de echipă în viitoarele cercetări.

Conversia curentului pentru fiecare fază implică trei convertoare a.c.-c.c.-a.c. identice .

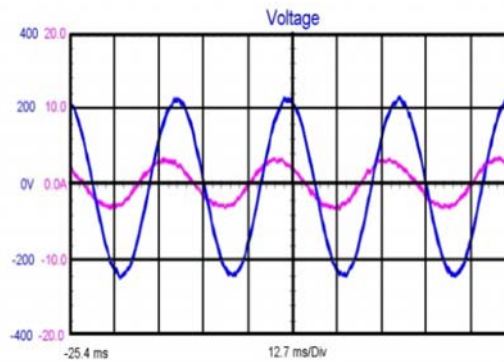


Fig.4.3.6. DSWIG cu redresarea separată a fiecărui curent de fază a înfășurării statorice de sarcină.

În Fig.4.3.7 este prezentată pentru DSWIG, soluția redresoare - sistem de redresare în serie format din trei redresoare monofazate [Wan 2005], în cazul în care este redresată separat curentul de fază al fiecăreia dintre cele trei înfășurări de fază a statorului de sarcină .

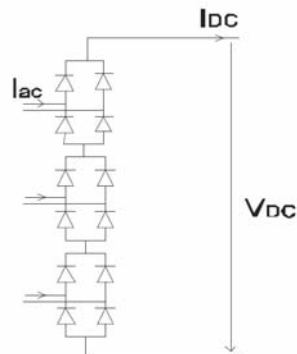


Fig.4.3.7. Sistem de redresare constând din trei redresoare monofazate înseriate.

În Fig.4.3.8 și Tabelul 4.3.9 sunt prezentate analiza armonică și caracteristicile funcționale ale DSWIG cu sistemul de redresare serie format din trei redresoare monofazate.

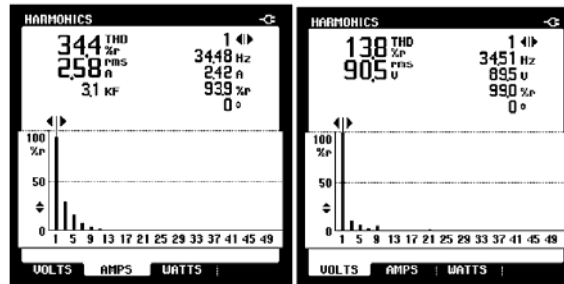


Fig.4.3.8. Sistem de redresare constând din trei redresoare monofazate înseriate.

Tabel 4.3.9. Caracteristicile DSWIG de funcționare experimentală cu un sistem de excitație cu o capacitate constantă $C=const.$, conectat la înfășurarea de excitație W_1 ,

n [rpm]	I_1 [A]	U_1 [V]	I_2 [A]	U_2 [V]	f [Hz]	P_{load} [W]	P_{mec} [W]	η
Sistem redresor convențional								
518	3.10	85	2.5	78	33.0	450	916	0.49
Sistem redresor conectat în serie								
541	3.50	95	2.4	79	34.5	570	1078	0.53

Rezultatele din Tabelul 4.3.9 confirmă îmbunătățirea eficienței sistemului cu redresarea serie din Fig.4.3.7.

În schimb, din Fig.4.3.8a și Fig.4.3.13a se poate vedea superioritatea punții redresoare cu trei faze (THD-I = 20,8%), opusă sistemului serie redresoare (THD-I = 34,4%).

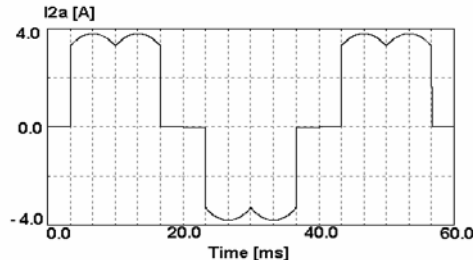


Fig.4.3.9. Rezultatele simulării sistemului redresor cu punte cu diode trifazată

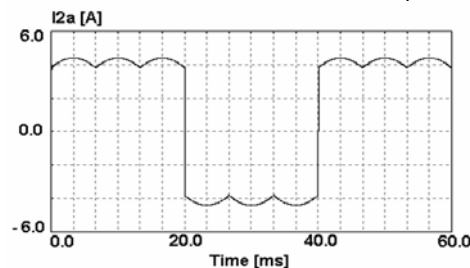


Fig.4.3.10. Rezultatele simulării sistemului redresor obținut prin conectarea în serie a redresoarelor fazelor statorice

La UPT au fost efectuate de asemenea, studii preliminare de simulare comparative simplificate, în cazul punții trifazate cu diode, în conexiune de redresoare a fazelor statorice a generatorului, serie și în paralel. Rezultatele

simulării, utilizând programul PSIM, sunt prezentate în Fig.4.3.9, Fig.4.3.10 și Fig.4.3.11.

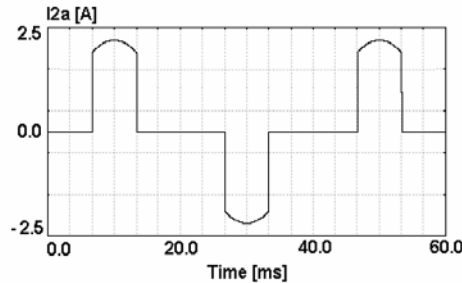


Fig.4.3.11. Rezultatele simulării sistemului redresor obținut prin conectarea în paralel a redresoarelor fazelor statorice

Se poate observa, din rezultatele preliminare de simulare, armonicile celor trei sisteme considerate, superioritatea redresorului în punte trifazat convențional (conexiune "Y" a fazele generatorului și punte trifazată cu diode redresoare). Soluții pentru a reduce distorsiunea curentului în sistemul de sarcină, precum și în sistemul de excitație a sistemului WECS considerat, va fi în obiectivele de cercetare de la Universitatea Politehnica Timișoara.

4.3.4. Măsurători ale armonicilor de frecvență pentru configurațiile și regimurile considerate.

Fig.4.3.12.a,b prezintă măsurători ale armonicilor de curent (a) și de tensiune (b) realizate pe standul de la Universitatea Politehnica Timișoara, în cazul din Fig.4.3.1, în conexiunea "Y" a înfășurărilor statorice de sarcină, $n = 496 \text{ rpm} = \text{const.}$, $I_1=3.2\text{A}$, $I_2=2.7\text{A}$.

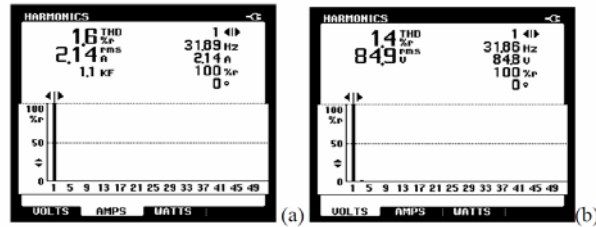


Fig.4.3.12. Armonicile de curent și tensiune în cazul din Fig.4.3.2a, conexiune Y a înfășurărilor statorice de sarcină, $n = 496 \text{ rpm}$, $I_1=3.2\text{A}$, $I_2=2.7\text{A}$.

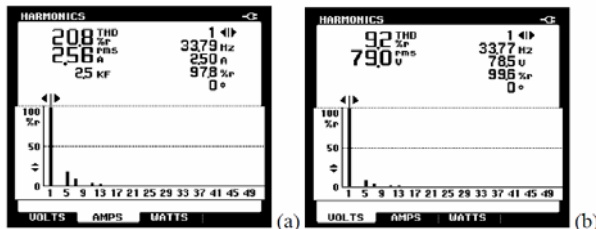


Fig.4.3.13. Armonicile de curent și tensiune în cazul din Fig.4.3.2b, conexiune Y a înfășurărilor de fază statorice de sarcină, $n = 496 \text{ rpm}$, $I_1=3.2\text{A}$, $I_2=2.7\text{A}$

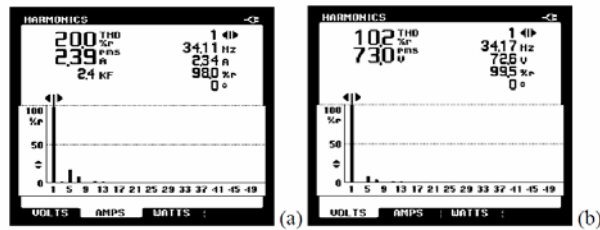


Fig.4.3.14. Armonicele de curent și tensiune în cazul din Fig.4.3.2b, conexiune "Δ" a înfășurărilor statorice de sarcină, $n = 546$ rpm, $I_1 = 3.1$ A, $I_2 = 2.41$ A

Fig.4.3.13a,b prezintă armonicele de curent (a) și de tensiune (b) în cazul din Fig.4.3.2b, în conexiunea "Y" a înfășurărilor statorice de sarcină, cu redresor trifazat în punte cu diode redresoare, $n = 530$ rpm, $I_1 = 3.1$ A, $I_2 = 2.46$ A.

Fig.4.3.14a,b prezintă armonicele de curent (a) și de tensiune (b) în cazul din Fig.4.3.2a, în conexiunea "Δ" a înfășurărilor statorice de sarcină, cu redresor trifazat în punte cu diode redresoare, $n = 546$ rpm., $I_1 = 3.1$ A, $I_2 = 2.4$ A.

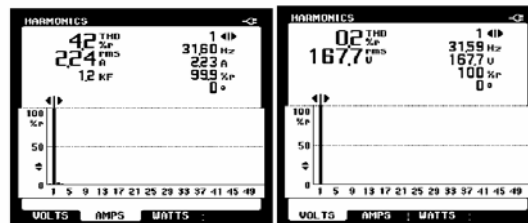


Fig.4.3.15. Armonicele de curent și tensiune în cazul din Fig.4.3.5b, cu redresarea separată a fiecărui curent de fază.

Fig.4.3.15a,b prezintă armonicele de curent (a) și de tensiune (b) în cazul din Fig.4.3.5b, cu redresare separată a fiecărui curent de fază.

Concluzii privind rezultatele experimentale pentru DSWIG

Adoptarea corespunzătoare a capacității condensatoarelor (sau a circuitelor electrice echivalente) DSWIG, de asemenea, poate funcționa, practic, la orice tensiune dorită și la orice viteză de rotație, în funcție de aplicație.

Prin controlul adecvat al tensiunii, se pot obține valori ridicate de eficiență la valori mici ale vitezei de rotație și, de asemenea, a sarcinii.

Convertoarele electronice (redresor necomandat, redresor comandat, și altele) determină distorsiuni importante ale curenților și a tensiunilor și, ca urmare, pierderi suplimentare, prin încălzirea generatorului și scăderea randamentului.

Ca o posibilă soluție la reducerea armonicilor s-a considerat și investigat redresarea separată a fiecărui curent de fază a celei trei înfășurări de fază a statorului de sarcină. Soluția propusă, care este una din mai multe soluții posibile de rezolvare a problemei de diminuare a armonicilor superioare de tensiune și de curent. Problema va fi luată în considerare în viitoarele cercetări ale echipei.

Printr-o proiectare electromagnetică adecvată, interfețe corespunzătoare cu sistemul de excitație și cu sistemul de sarcină (rețea / consumatori), precum și controlul decuplat al excitației și de sarcină, se pare a fi, eventual, o alternativă viabilă pentru a obține un generator electric pentru grupuri electrogene neconvenționale.

4.4. Algoritm de proiectare, a unui DSWIG dintr-un motor de inducție convențional

Se prezintă o metodă de proiectare pragmatică a generatoarelor de inducție cu două înfășurări statorice (DSWIG) deplasate în spațiu, una față de alta, cu un unghi de 90 gr.el., care se poate obține prin rebobinarea unor motoare de inducție convenționale de serie cu rotor în scurtcircuit în colivie.

La Universitatea Politehnică Timișoara (România) (UPT) au fost studiate generatoare de inducție cu două înfășurări statorice, w_1 și w_2 , trifazate (DSWIG) (Fig.4.4.1), cu un număr egal de poli $p_1 = p_2$, deplasate în spațiu la $\alpha = 90$ de grade electrice, care au ca rezultat avantaje importante [EEA-2009],[PRO-2009]. În ultimul timp, în scopul de a reduce prețul WECS de putere mică, se propun să fie utilizate generatoare de inducție cu turație mare, dimensiuni mici și greutate mică, cu un preț redus, antrenate de turbine de vânt de turație mică prin amplificatoare de turație. În cele ce urmează se propune o metodă de proiectare a înfășurărilor ortogonale ($\alpha = 90$ gr.el.) ale DSWIG, care se pot obține din motoare de inducție convenționale cu rotor în scurtcircuit, existente în fabricația curentă. În Fig.4.4.2 și Fig.4.4.3 sunt prezentate cele două posibilități de excitație.

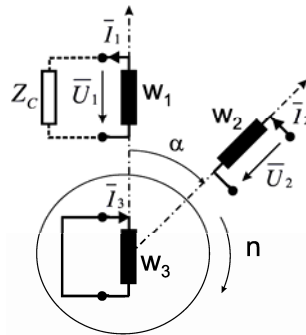


Fig.4.4.1. Reprezentarea unei faze a DSWIG (W_1 - înfășurarea de sarcină, W_2 - înfășurarea de excitație, W_3 - înfășurarea rotorică, Z_c - consumatorii)

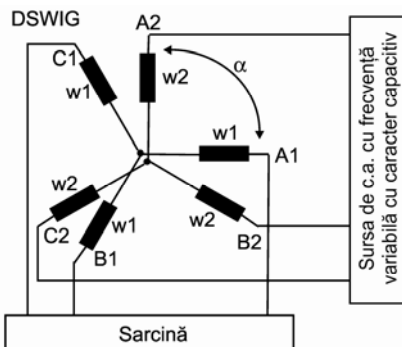


Fig.4.4.2. Sistemul de excitație a DSWIG numai în înfășurarea statorică W_2 .

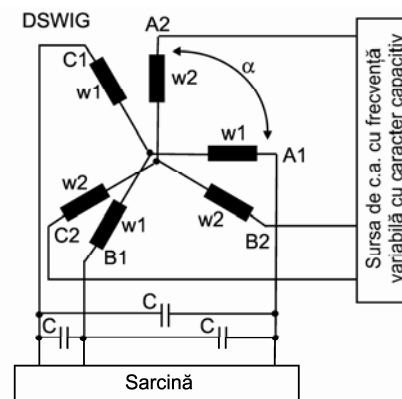


Fig.4.4.3. Sistem de excitație

4.4.1. Proiectarea înfășurărilor statorice ale DSWIG obtenabil din motoare de inducție convenționale

În cele ce urmează se prezintă o metodă pragmatică originală de proiectare a înfășurărilor statorice ale DSWIG având același număr de perechi de poli pentru ambele înfășurări statorice, obținut prin modificări constructive minime, din motoare de inducție convenționale cu rotor în scurtcircuit, care au o putere aproape de cea a generatorului DSWIG necesar și cu aceeași viteză de rotație nominală [Bar 2013, Bor 2014, Bu 2014, 7, PRO-2013]. Aceste motoare de inducție, existente în procesul de fabricație curentă, numite "motoare / mașini de referință" MRF, păstrând aceeași: turație nominală, parametrii electrice și magnetici (același circuit magnetic și același rotor).

Pentru metoda de proiectare elaborată, a fost stabilit un algoritm de calcul implementat într-un program de proiectare asistată de calculator în Matlab. Organigrama programului de calcul de dimensionare a DSWIG este prezentată în Fig.4.4.4.

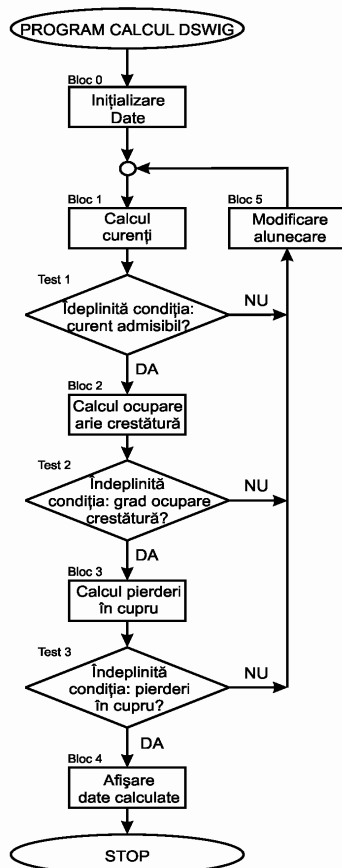


Fig.4.4.4. Algoritm de calcul de dimensionare a DSWIG

Algoritmul are trei părți principale:

(a) Algoritm de calcul al parametrilor "mașinii de referință" (MRF)

- valorile parametrilor $R_{1l}, X_{1l}, R_{2l}', X_{2l}', R_{m_l}, X_{m_l}$, rezultând din încercările în gol și în scurtcircuit (STAS 7246/5-74) pentru regim nominal; R_{m_l}, X_{m_l} pot fi determinate și pe cale analitică așa cum se prezintă în studiul extins.
 - valorile parametrilor $R_{1l}, X_{1l}, R_{2l}', X_{2l}', R_{m_l}, X_{m_l}$, pentru regim diferit de cel nominal.
 - numărul de spire w_{MRF} și diametrul d_{MRF} al spirelor înfășurărilor MRF din buletinul de încercări uzinale ;
 - curentul admisibil de sarcină permanentă $(I_{MRF})_{admis}$ la tensiune și frecvență nominală a MRF;
- (b) Algoritmul de calcul al parametrilor al generatorului DESWIG din cei ai "mașinii de referință" (MRF) pentru condiții nominale în două variante.
- Calculul curenților $(I_{w1,N})_{DSWIG}, (I_{w2,N})_{DSWIG}$ și al curentului total în creștătura statorică $(I_{\Sigma})_{DSWIG}$ în cazul realizării integrale a curentului de magnetizare nominal cu ajutorul înfășurării statorice de excitație W_2
 - Calculul curenților $(I_{w1,N})_{DESWIG}, (I_{w2,N})_{DESWIG}$ și al curentului total în creștătura statorică $(I_{\Sigma})_{DESWIG}$ în cazul realizării excitației cu ambele înfășurări statorice w_1 și w_2 ale generatorului dual
- (c) Algoritmul de calcul al parametrilor și mărimi ale generatorului DESWIG pentru cele două variante de la punctul (b):
- pierderile în DESWIG - pierderi în fier, pierderi în cuprul înfășurărilor, pierderi mecanice, pierderi suplimentare
 - randamentul DESWIG
- (d) Algoritmul de calcul al caracteristicilor ale generatorului DESWIG pentru regimuri de funcționare a unor sisteme electrogene neconvenționale uzuale.
- Calculul caracteristicilor DESWIG în cazurile $U_{DESWIG} = \text{const.}, f_{DESWIG} = \text{const.}$
 - Calculul caracteristicilor DESWIG în cazurile $n_{DESWIG} = \text{const.}, U_{DESWIG} = \text{const.}$
 - Calculul caracteristicilor DESWIG în cazurile $n_{DESWIG} = \text{var.}, U_{DESWIG} = \text{var.}$

Datele rezultate în urma proiectării a generatorului DSWIG, conform metodei pragmatice elaborate, au fost utilizate la execuție la SA BEGA Electromotor Timișoara.

Pentru a simplifica proiectarea și fabricarea, se consideră același număr de spire ale înfășurărilor statorului generatorului ca a motorului de referință.

$$(w_1)_{DSWIG} = (w_2)_{DSWIG} = w_{MRF} = w \quad (4.4.1)$$

Determinarea curenților

Proiectarea DSWIG considerat presupune a fi utilizate motoare asincrone cu puterea și viteza de rotație egală sau apropiate de cele ale generatoarelor necesare, putere reală rezultă din procesul de proiectare.

Pentru a obține forțele de magnetomotoare identice și, prin urmare, tensiuni ale DSWIG identice cu mașina "de referință" MRF, generatorul funcționând conectat la rețea, suma forțelor magnetomotoare ale înfășurărilor W_1 și W_2 , trebuie să fie egală cu forța magnetomotoare a mașinii de referință.

$$\overline{(F_{\mu, \Sigma})}_{DSWIG} = \overline{(F_{\mu})}_{MRF} \quad (4.4.2)$$

unde

$$\overline{(F_{\mu,\Sigma})}_{DSWIG} = \overline{F_{\mu,W1}} + \overline{F_{\mu,W2}} + \overline{F_{\mu,C}} \quad (4.4.3)$$

$$(F_{\mu,\Sigma})_{DSWIG} = \sqrt{(\overline{F_{\mu,W1}} + \overline{F_{\mu,C}})^2 + F_{\mu,W2}^2} \quad (4.4.4)$$

Relația (4.4.4) se poate demonstra similar ca în [Liu 2010], sau, fără C , ca în cazul de studiu considerat,

$$\overline{(F_{\mu,\Sigma})}_{DSWIG} = \overline{F_{\mu,W1}} + \overline{F_{\mu,W2}} \quad (4.4.5)$$

respectiv, în cazul unei sarcini rezistive, cum se arată în cercetarea din [Liu 2010], $(F_{\mu,\Sigma})_{DSWIG}$ devenind independentă de unghiului α de dispunere în spațiu a înfășurărilor W_1, W_2 ,

$$(F_{\mu,\Sigma})_{DSWIG} = \sqrt{F_{\mu,W1}^2 + F_{\mu,W2}^2} \quad (4.4.6)$$

$$F_{\mu,W1} = w_1 I_{W1}, \quad (4.4.7)$$

I_{W1} - curentul de excitație al înfășurării W_1 , obținut de la un condensator de excitație C_{ex} printr-un convertor sursă a.c. cu frecvență variabilă controlată

$$\overline{F_{\mu,W2}} = w_2 (\overline{I_{W2,load}} + \overline{I_C}) \quad (4.4.8)$$

$$F_{\mu,W2} = w_2 \sqrt{\overline{I_{W2,load}^2} + \overline{I_C^2}} \quad (4.4.9)$$

unde

$\overline{I_{W2,load}}$ - curentul sarcinii rezistive sau, fără C ,

$$\overline{F_{\mu,W2}} = w_2 \overline{I_{W2,load}} \quad (4.4.10)$$

$$F_{\mu,W2} = w_2 I_{W2,load} \quad (4.4.11)$$

Pentru simplificare, având în vedere, ca studiu de caz excitația numai în înfășurarea W_1 și sarcina rezistivă, fiind neglijate pierderile de tensiune ale înfășurărilor și luând în considerare expresiile forțelor de magnetomotoare în cele trei faze ale mașinii de inducție, din relațiile (4.4.1) ... (4.4.9), pentru a obține $(P_{el.output})_{DSWIG} = (P_{el.output})_{MRF G}$, sunt necesare:

$$\overline{I_{W1}} + \overline{I_{W2}} = \text{Im}(\overline{I_{MRF G}}). \quad (4.4.12)$$

Valorile curentului $(I_{\mu})_{MRF G}$, utilizate în metoda de proiectare propusă, poate fi determinată experimental (vor fi solicitate la producător), sau poate fi determinată ținând cont de schema echivalentă a mașinii de referință, generatorul funcționând conectat la rețea și valorile parametrilor $R_1, X_1, R_2', X_2', R_m, X_m$, date care pot fi obținute din caracteristicile motorului de referință în regimurile de funcționare în scurtcircuit și în gol [Bud 2003].

$$\overline{I_{MRF G}} = \overline{U_{MRF G}} / (Z_1 + Z_m) + \overline{U_{MRF G}} / \left(\overline{C_1} Z_1 + \overline{C_1}^{-2} Z_2' \right) \quad (4.4.13)$$

unde

$$Z_1 = R_1 + j X_1 \quad (4.4.14)$$

$$Z_m = R_m + j X_m \quad (4.4.15)$$

$$Z_2' = R_2' / s + j X_2' \quad (4.4.16)$$

$$\overline{C}_1 = 1 + Z_1 / Z_m \quad (4.4.17)$$

Validarea calculului de proiectare a curenților înfășurărilor

Criteriul ariei creștăturii disponibile: este necesar, ca aria utilizată a creștăturii DSWIG, $(A_{crest})_{DSWIG}$, să fie egală sau mai mică decât cea a motorului de referință, $(A_{crest})_{MRF}$

$$(A_{crest})_{DSWIG} \leq (A_{crest})_{MRF} \quad (4.4.18)$$

$$\begin{aligned} (A_{crest})_{DSWIG} &= \frac{(I_{crest})_{DSWIG}}{\Delta_{spire}} \frac{1}{k_{crest}} = \\ &= \frac{w_1 I_{w1} + w_2 I_{w2}}{\Delta_{spire} \cdot k_{crest}} = \frac{w (I_{w1} + I_{w2})}{\Delta_{spire} \cdot k_{crest}} \end{aligned} \quad (4.4.19)$$

$$(A_{crest})_{MRF} = \frac{(I_{crest})_{MRF}}{\Delta_{spire}} \frac{1}{k_{slot}} = \frac{w I_{MRF}}{\Delta_{spire} k_{crest}} \quad (4.4.20)$$

unde

- $w_1 = w_2 = w$ - numărul de spire,
- A_{crest} - aria creștăturii disponibile,
- I_{crest} - curentul total al creștăturii,
- Δ_{spire} - densitatea de curent a unei spire,
- k_{crest} - coeficientul de bobinare al creștăturii.

La începutul proiectării se va presupune regimul generator nominal al mașinii de referință, $(s_N)_G = -(s_N)_M$.

În cazul în care criteriul (4.4.18) nu este îndeplinit, calculul sarcinii admisibile va fi repetat iterativ pentru alte valori ale curentului de sarcină, comparativ cu cea evaluată, care se obține pentru valori mai mici ale alunecării s

$$s = -(s_N)_M - k_j \Delta s, \quad k_j = 1, 2, \dots \quad (4.4.21)$$

unde, pentru exemplu,

$$\Delta s = 0.1 (s_N)_M \quad (4.4.22)$$

Calculul diametrelor conductoarelor înfășurărilor

$$d_{w1} = I_{w1} / \Delta_{spire} \quad (4.4.23)$$

$$d_{w2} = I_{w2} / \Delta_{spire} \quad (4.4.24)$$

$$(d_{spire,w1})_{DSWIG} = \sqrt{\frac{4(I_{w1})_{DSWIG}}{\pi(\Delta_{spire})_{admsbil}}} \quad (4.4.25)$$

$$(d_{spire,w2})_{DSWIG} = \sqrt{\frac{4(I_{w2})_{DSWIG}}{\pi(\Delta_{spire})_{admsbil}}} \quad (4.4.26)$$

Criteriul pierderilor în cupru: pierderile din cupru, în cazul valorilor determinate ale curenților I_{w1} și I_{w2} ale înfășurărilor statorice, trebuie să fie egală sau mai mică decât pierderile nominale în cupru din înfășurările statorice ale motorului referință.

$$(p_{Cu})_{w1} + (p_{Cu})_{w2} \leq (p_{Cu, N})_{MRF} \quad (4.4.27)$$

unde

$$(p_{Cu})_{MRF} = 3w I_{MRF}^2 \rho \frac{l_w}{\pi d_{MRF}^2 / 4} = \frac{12}{\pi} w \rho l_w \frac{I_{MRF}^2}{d_{MRF}^2} \quad (4.4.28)$$

sau

$$(p_{Cu})_{MRF} = 3(R_1)_{MRF} (I_{MRF})^2 \quad (4.4.29)$$

$$\begin{aligned} (p_{Cu})_{w1} + (p_{Cu})_{w2} &= \\ &= 3w [I_{w1}^2 \rho l_w / (\pi d_{w1}^2 / 4) + I_{w2}^2 \rho l_w / (\pi d_{w2}^2 / 4)] = \\ &= \frac{12}{\pi} w \rho l_w [I_{w1}^2 / d_{w1}^2 + I_{w2}^2 / d_{w2}^2]. \end{aligned} \quad (4.4.30)$$

unde

ρ - rezistența specifică a cuprului,
 l_w - lungimea spirei înfășurării,
 d_w - diametrul conductorului spirei.

Considerând relațiile de mai sus se poate formula criteriul pierderilor în cupru în forma

$$I_{w1}^2 / d_{w1}^2 + I_{w2}^2 / d_{w2}^2 \leq I_{MRF}^2 / d_{MRF}^2 \quad (4.4.31)$$

4.4.2. Aplicarea metodei propuse de proiectare pentru sisteme WECS de putere mică

La Universitatea Politehnică Timișoara, în cadrul unui proiect de cercetare pentru sistemele WECS de mică putere, a fost propusă obținerea unui DSWIG de $P_N = (1.0 \div 2.5)$ kW și $n_N = 750$ rpm. Corespunzător, pentru proiectarea generatorului dorit a fost selectat, ca mașină de inducție convențională "de referință" (MRF), motorul de inducție MI 1AT 132S-8, $P_N = 2.2$ kW, $n_N = 750$ rpm fabricat de BegaElectromotor (Timișoara, România).

Prin utilizarea unui program de implementare a algoritmului în Matlab, au fost următoarele rezultate nominale pentru cele două metode de excitație:

(i) **Caz de studiu:** excitație mixtă a DSWIG realizată în ambele înfășurări statorice W_1 și W_2 :

- alunecarea rotorică nominală: $s_{DSWIG n} = -0.074$ (4.4.32)

- viteza de rotație nominală: $n_{DSWIG n} = 805 \text{ rpm}$ (4.4.33)

- tensiunea de fază nominală: $U_{DSWIG n} = 230 \text{ V}$ (4.4.34)

- curentul de excitație total necesar nominal:

$$I_{DSWIG \text{ excitatie}} = 5.36 \text{ A} \quad (4.4.35)$$

- curentul de excitație constant necesar de mers în gol:

$$I_{W_2 \text{ reactiv}} = 4.2 \text{ A} = \text{const.} \quad (4.4.36)$$

- curentul activ nominal al înfășurării de sarcină W_2 : $I_{W_2 \text{ activ load}} = 3.5 \text{ A}$ (4.4.37)

- curentul total al înfășurării w_2 : $I_{W_2 \text{ total}} = 5.47 \text{ A}$ (4.4.38)

- curentul de excitație nominal al înfășurării W_1 : $I_{W_1} = 1.16 \text{ A}$ (4.4.39)

- puterea nominală a DSWIG: $P_{DSWIG n} = 3 U_{ph} I_{W_2 \text{ activ load}} = 2.415 \text{ kW}$ (4.4.40)

- puterea electrică de intrare a motorului de referință: $P_{MRF M n} = 2.2 \text{ kW}$ (4.4.41)

- din ec.(4.4.39) și (4.4.41) rezultă: $P_{DSWIG n} = 1.1 P_{MRF M n}$ (4.4.42)

(ii) **Cazul de studiu:** excitația DSWIG realizată numai în înfășurarea statorică de excitație W_2 :

- alunecarea rotorică nominală: $s_{DSWIG n} = -0.045$ (4.4.43)

- viteza de rotație nominală: $n_{DSWIG n} = 784 \text{ rpm}$ (4.4.44)

- tensiunea de fază nominală: $U_{DSWIG n} = 230 \text{ V}$ (4.4.45)

- curentul de excitație total necesar nominal:

$$I_{DSWIG \text{ excitatie } n} = 4.69 \text{ A} \quad (4.4.46)$$

- curentul de sarcină nominal w_2 : $I_{W_2 n} = 2.23 \text{ A}$ (4.4.47)

- curentul de excitație nominal w_1 : $I_{W_1 n} = 4.69 \text{ A}$ (4.4.48)

- puterea nominală a DSWIG: $P_{DSWIG n} = 3 U_{ph n} I_{W_2 n} = 1538 \text{ W}$ (4.4.49)

- puterea electrică de intrare a motorului de referință: $P_{MRF M n} = 2.74 \text{ kW}$ (4.4.50)

- din ec.(4.4.49) și (4.4.50) rezultă: $P_{DSWIG n} = 0.7 P_{MRF M n}$ (4.4.51)

Testarea generatorului realizat

Încercările experimentale ale generatorului DSWIG realizat, în varianta excitației distribuite în ambele înfășurări statorice w_1 și w_2 , conform metodologiei de proiectare propus, au condus la următoarele rezultate pentru regimul nominal de funcționare:

$$I_{W_1 n} = 1.304 \text{ A} - \text{curentul din înfășurarea } w_1$$

$$I_{W_2 n} = 5.65 \text{ A} - \text{curentul din înfășurarea } w_2$$

$P_{MRF n} = 2200 \text{ W}$ - putere activă maximă nominală a MRF (motorul din care a fost confecționat DSWIG)

$$P_{DSWIG n} = 3898.4941 \text{ W} - \text{puterea activă maximă nominală a DSWIG}$$

$K_{DSWIG / MRF} = P_{DSWIG n} / P_{MRF n} = 1.772$ - raportul dintre puterile nominale ale DSWIG și MRF

În concluzie, raportul $K_{DSWIG / MRF} = 1.772$ indică faptul că puterea electrică nominală a DSWIG este sensibil mai mare decât puterea mecanică nominală a MRF.

Concluzii privind algoritmul de proiectare a unui DSWIG

Metodă pragmatică originală de proiectare a înfășurărilor statorice ale DSWIG având același număr de perechi de poli pentru ambele înfășurări statorice, obținut prin modificări constructive minime, din motoare de inducție convenționale cu rotor în scurtcircuit, care au o putere apropiată de cea a generatorului DSWIG necesar și cu aceeași viteză de rotație nominală [Bar 2013, Bor 2014, Bu 2014, 7, PRO-2013], reduce mult timpul de proiectare și de realizare a unui DSWIG pentru o anumită aplicație, tehnologia de fabricație se păstrează practic corespunzătoare mașinii de inducție, deja existentă în procesul de fabricație curentă, păstrând aceeași: turație nominală, parametrii electrici și magnetici (același circuit magnetic și același rotor în scurtcircuit în colivie).

Pentru metoda de proiectare elaborată, a fost stabilit un algoritm de calcul implementat într-un program de proiectare asistată de calculator în Matlab.

4.5. Strategii pentru WECS cu DSWIG

4.5.1. Stare actuală

În vederea îmbunătățirii calității sistemelor de conversie a energiei eoliene cu generatoare de inducție și de reducere a complexității acestora, generatorul DSWIG se impune interesului de cercetare.,

Generatorul DSWIG face parte din categoria generatoarelor de inducție, care au avantaje privind robustețea, cost de fabricație redus, dar și dezavantajul necesității asigurării puterii reactive prin conectarea la borne a unui circuit de excitație, uzual printr-un banc capacitiv. Dacă circuitul de excitație nu poate fi ajustat, se reduce domeniul de turații de funcționare. Generatorul de inducție cu două înfășurări trifazate statorice cu rotor în colivie în scurtcircuit (DSWIG), constructiv, prin cele două înfășurări statorice, se poate separa prin înfășurarea W1 a circuitului de sarcină (de putere), care livrează sarcinii putere activă, respectiv, prin înfășurarea W2 a circuitului de excitație (de control), care în principal asigură puterea reactivă necesară funcționării DSWIG. Prin plasarea spațială la 90°el. a celor două înfășurări statorice, se realizează și o decuplare a celor două circuite.

Strategia de conducere a unui sistem WECS echipat cu generatorul DSWIG, are ca scop, pentru circuitul de sarcină, asigurarea transferului maxim de putere activă sarcinii și o tensiune de ieșire. cu parametrii stabili (amplitudine și frecvență constantă) , respectiv, pentru circuitul de excitație asigurarea puterii reactive necesare, când turația de antrenare variază în limite cât mai largi și sarcina sistemului variază. Trebuie considerate cele două posibilități de funcționare a sistemului WECS, conectat la rețeaua electrică generală sau autonom pe o rețea izolată.

Sistemul de conducere trebuie să asigure, pe lângă condițiile de interconectare impuse de rețea, trebuie să constituie un suport al rețelei în caz de variații de scurtă durată sau de deconectare de la rețea dacă avaria din rețea este de lungă durată.

Interfața înfășurării W1 a circuitului de sarcină cu rețeaua electrică generală sau cu consumatorii locali, se realizează printr-un convertor c.a.-c.c.-c.a. care trebuie să asigure parametrii tensiunii de ieșire (amplitudine, frecvență, fază, etc.)

Sistemului de excitație al generatorului DSWIG poate fi realizat prin distribuția excitației în cele două înfășurări staționare W1 și W2, cazul excitației mixte, respectiv, excitația asigurată numai de înfășurarea de control W1.

În cazul distribuției excitației numai în înfășurarea W1, trebuie asigurată o sursă suplimentară de excitație pentru pornire.

La excitația mixtă, în circuitul de sarcină W1 se conectează Sistemul de excitație W1, format dintr-un banc de condensatoare fixe C_{ex1} , care se dimensionează pentru asigurarea magnetizării de pornire, pentru mers în gol, în timp ce în înfășurarea de control W2 se utilizează Sistemul de excitație W2, care livrează puterea reactivă necesară compensării variației sarcinii și turației, printr-un convertor static de excitație ("static excitation converter" - SEC), Convertorul SEC poate fi fix sau comandat, cu sau fără sursă suplimentară de asigurarea excitației de pornire.

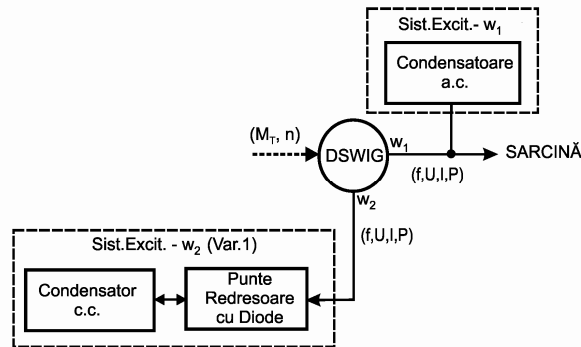


Fig.4.5.1. Sistem de excitație mixt, cu condensator și punte redresoare în W2.

În Fig.4.5.1 se prezintă structura sistemului de excitație mixtă cu un condensator fix conectat printr-o punte trifazată necomandată cu diode redresoare. Dezavantajul constă în faptul că excitația nu poate fi modificată pentru un domeniu larg de turații.

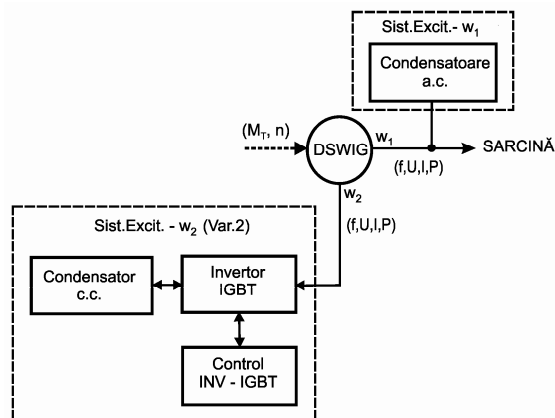


Fig.4.5.2. Sistem de excitație mixt, cu condensator și invertor cu IGBT în W2.

Structura sistemului de excitație din Fig.4.5.2 utilizează o punte redresoare trifazată comandată cu IGBT în regim invertor, care permite implementarea unei strategii de control complex, privind tensiunea de ieșire, puterea activă de ieșire și puterea reactivă a DSWIG pentru un domeniu mare de variație a turației de antrenare. Tensiunea pe condensatorul C_{ex2} poate fi modificată printr-o rezistență variabilă cu chopper, conectată paralel cu C_{ex2} [Ojo 1999].

În condiții de funcționare autonomă condensatorul Sistemului de excitație W2 este preîncărcat de la o sursă suplimentară de c.c. (baterie de acumuloare), care, după intrarea generatorului în regim de funcționare, se deconectează de la condensator. În Fig.4.5.3 circuitul de preîncărcare a condensatorului sistemului de excitație W2 este conectat la rețea printr-o punte redresoare, sau poate fi conectat, conform schemei din Fig.4.5.4 la circuitul de c.c. al convertorului de pe partea înfășurării de sarcină W1.

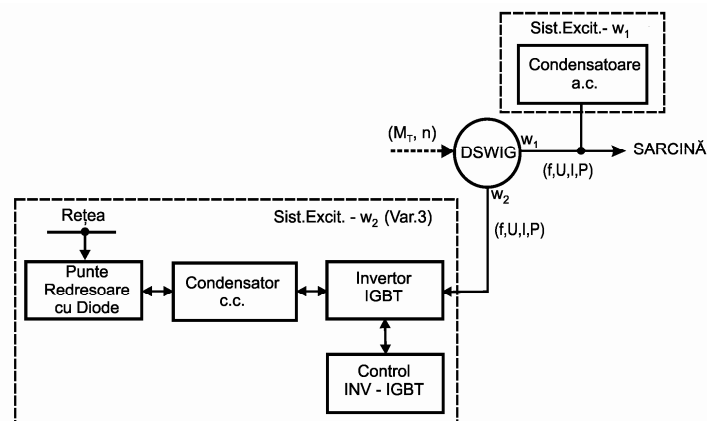


Fig.4.5.3. Sistem de excitație mixt, cu condensator și invertor cu IGBT în W2, cu circuit de preîncărcare conectat la rețea.

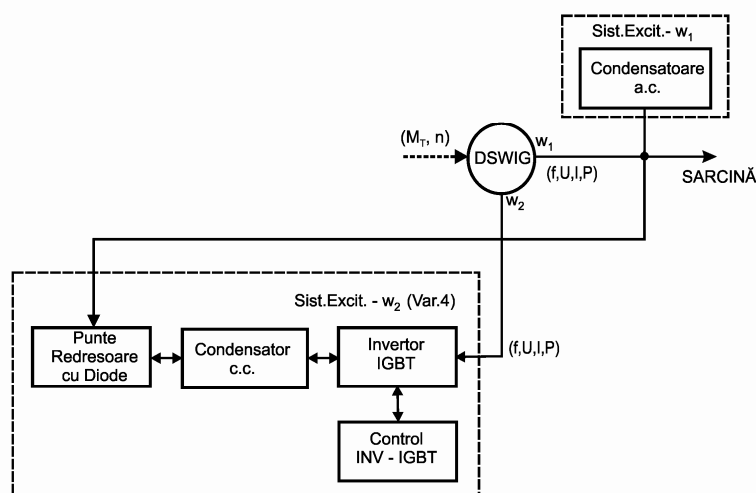


Fig.4.5.4. Sistem de excitație mixt, cu condensator și invertor cu IGBT în W2, cu circuit de preîncărcare conectat la circuitul intermediar de c.c. al convertorului de pe partea înfășurării de sarcină W1.

Structura standului experimental de laborator pentru un sistem WECS cu DSWIG este prezentat în Fig.4.5.6. Standul este echipat cu un emulator al turbinelor WT1-UPT și WT2-UPT cu motor asincron de antrenare, prezentat în § 6.3. Standul este prevăzut cu un sistem de excitație mixtă. Se poate selecta structura Sistemului de excitație W2, conform variantelor prezentate în Fig.4.5.1 ... Fig.4.5.4.

4.5.2. Strategie de conducere cu orientare după fluxul din înfășurarea de excitație W2 (CWFOC)

Se prezintă un sistem WECS cu DSWIG cu funcționarea într-un domeniu larg de turație. În acest sistem, circuitul de c.c. din înfășurarea de excitație W2 și circuitul c.c. de partea înfășurării de putere W1 sunt conectate în paralel pentru a mări și mai mult domeniul vitezelor la tensiune constantă de ieșire, în special la viteze de rotație joase. Bazat pe mecanismul de control al DSWIG și a teoriei puterii instantanee, se folosește strategia de control cu orientare după fluxul înfășurării de excitație.

Cu scopul de a mări eficiența conversiei energiei eoliene la turații mici, se caută metode de optimizare a eficienței DSWIG.

În scopul reglării efective a tensiunii de ieșire și eliminării / scăderii armonicilor produse de comutatoarele statice, se propune în [Ojo 2000] un generator de inducție cu două înfășurări statorice (DSWIG) cu un convertor de excitație static ("static excitation converter" - SEC). Totuși, pentru a obține frecvența constantă și tensiune electrică constantă la variația turației și a sarcinii, este necesară o complexitate mare cu o eficiență scăzută datorită utilizării unor rezistențe de disipare sau a unor baterii [Wan 2005]. Pentru domeniul de aplicații în aviație, vapoare sau aplicații WECS, un sistem de generare de c.c. bazat pe DSWIG cu unul sau mai multe redresoare cu diode conectat la înfășurarea de putere a fost investigat în [Wan 2005, Li 2009, Bu 2011, Liu 2005]. Acest sistem are o performanță bună a tensiunii c.c. de ieșire la variația turației și sarcinii, cu un convertor de putere de dimensiuni reduse, care arată că poate fi utilizat și în sistemele WECS, în special ca o soluție potențială pentru fermele eoliene "offshore", care utilizează sisteme de transport a energiei electrice sub forma de curent c.c. cu tensiuni mari ("high voltage direct current" - HVDC).

Este bine cunoscut că viteza vântului este de obicei variabilă și instabilă [Tay 2009]. Pentru adaptarea la o variație mare a vitezei vântului și de capturare a cât mai multă energie, sistemul WECS trebuie să aibă capacitatea de a funcționa la turație variabilă într-un domeniu cât mai larg de turații. Aceasta este una din cele mai importante cerințe pentru sistemele WECS [Kni 2005, Cir 2013, Kou 2006]. Prin urmare, dacă sistemul de generare bazat pe DSWIG se aplică la sistemele de conversie a energiei eoliene, trebuie să fie studiate caracteristicile sale și implementate pentru un domeniu de funcționare mare al turației. Totuși, literatura de specialitate publicată este focalizată, în principal, pe controlul și optimizarea pentru funcționarea la turație variabilă într-un raport al domeniului de turație de numai 1:2, la turații mari, fără acordarea unei atenții deosebite funcționării cu un domeniu larg de turații, în special la turații mici [Li 2009, Bu 2011, Tay 2009]. În [Bu 2015] se are în vedere studiul aplicației sistemului cu DSWIG cu ieșire c.c. într-un domeniu larg de turații. Cu ajutorul proprietății SEC de ridicare a tensiunii, controlul circuitului intermediar de c.c. de pe partea înfășurării de comandă și cel de pe partea înfășurării de putere sunt conectate în paralel pentru a se asigura tensiunea c.c. de ieșire constantă într-un domeniu larg de turații, inclusiv la turații mari sau joase. Pentru o funcționare într-un domeniu larg de turații, se utilizează o

strategie de control cu orientare după câmpul fluxului din înfășurarea de control ("control winding flux orientation control" - CWFOC). Pentru creșterea eficienței conversiei energiei eoliene la turații joase, se vor studia metode de optimizare a eficienței generatorului.

WECS cu DSWIG pentru funcționarea într-un domeniu larg de turații

În Fig.4.5.7 se prezintă sistemul WECS cu ieșire de c.c. cu un DSWIG funcționând într-un domeniu larg de turații. În acest generator, este utilizat un rotor în colivie și două seturi de înfășurări statorice bobinate în aceleași creștături ale statorului. Una este numită înfășurare de putere (W_1), care furnizează energie de c.c. sarcinii printr-un redresor trifazat cu diode. Cealaltă, numită înfășurare de control (W_2), este conectată la o sursă de tensiune SEC printr-un filtru inductiv L pentru a furniza putere reactivă variabilă generatorului DSWIG.

Înfășurarea de putere trifazată (W_2) este realizată în conexiune stea și deplasată în spațiu cu 90° el. față de înfășurarea de control (W_2) constă dintr-o înfășurare trifazată conectată în stea. Cele două seturi de înfășurări au același număr de poli, astfel că au aceeași frecvență de lucru. Bancul fix de condensatoare auxiliare C_{ex1} de excitație este conectat la înfășurarea W_1 pentru a asigura excitația DSWIG împreună cu SEC din înfășurarea W_2 .

Dacă valoarea condensatoarelor auxiliare de excitație C_{ex1} este corect selectată, capacitatea din înfășurarea W_2 poate fi redusă considerabil și să se obțină un SEC de dimensiuni reduse.

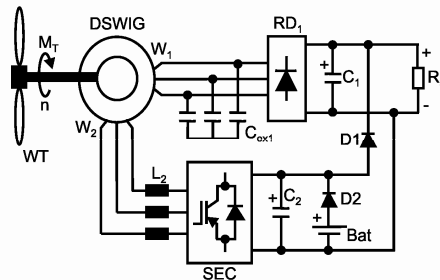


Fig.4.5.7. Sistemul WECS cu ieșire în c.c. cu DSWIG funcționând într-un domeniu larg de turații.

Pentru a se asigura pornirea sistemului, este utilizată o baterie de putere mică, care face ca SEC să asigure excitația inițială. Când tensiunea circuitului c.c. al SEC este mai mare decât tensiunea bateriei, bateria este automat deconectată din sistem datorită blocării diodei $D1$ conectată în serie cu bateria.

Pentru a funcționa în domeniul larg de turații, cele două circuite de c.c., ale înfășurării W_2 și W_1 , se conectează paralel prin dioda $D2$.

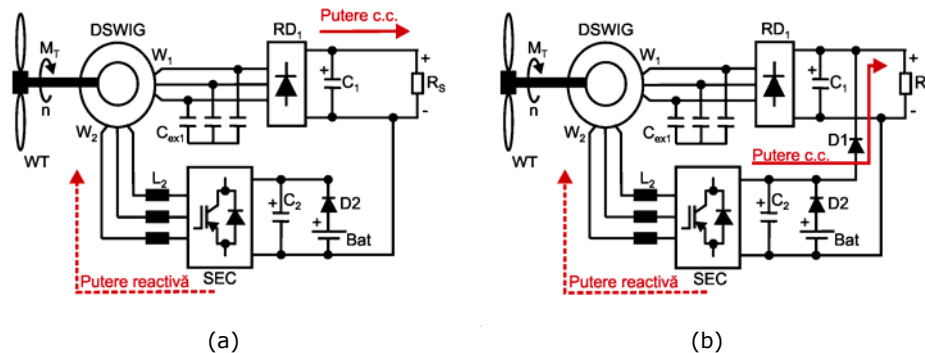


Fig.4.5.8. Două moduri de funcționare ale sistemului WECS cu DSWIG cu domeniu larg de turații. Modul de funcționare: (a) în domeniul turațiilor mari; (b) în domeniul turațiilor mici.

În funcție de turația turbinei, sistemul are două moduri de funcționare, prezentate în Fig.4.5.8, modul de funcționare în domeniul de turații mari (Fig.4.5.8a) și modul de funcționare în domeniul de turații joase (Fig.4.5.8b).

La turații mari, tensiunea de ieșire, după redresarea tensiunii înfășurării W1, poate atinge valoarea prescrisă. Pentru a elimina o strategie de control complexă, dioda D2 de interconectare dintre cele două circuite de c.c. trebuie să fie blocată. Pentru aceasta, tensiunea circuitului c.c. de partea înfășurării W1 trebuie să fie mai mare decât tensiunea circuitului de c.c. de partea înfășurării W2. În acest caz, numai SEC furnizează putere reactivă generatorului, absorbind numai putere reactivă de la generator, dacă se neglijează pierderile din conductoare și de comutație.

În Fig.4.5.8a, tensiunea redresată a înfășurării W1, numită și tensiunea de ieșire a sistemului, este determinată numai de tensiunea de la bornele înfășurării W1. În DSWIG, cele două seturi de înfășurări statorice au același flux din întrefier, astfel, reglarea tensiunii bornelor înfășurării W1 poate fi implementată prin reglarea fluxului înfășurării W1. Pentru aceasta se va considera strategia de control de orientare după câmpul fluxului înfășurării de control (CWFOC). Bazat pe această strategie de control, controlul curentului din înfășurarea W2 poate fi decuplat, astfel că fluxul înfășurării de control poate fi reglat cu ajutorul SEC și să se asigure o tensiune de ieșire a sistemului constantă.

La turații mici, datorită saturației magnetice, chiar dacă generatorul DSWIG are o excitație puternică, tensiunea de ieșire a înfășurării W1 după redresare nu poate ajunge la valoarea prescrisă, dar va și descrește odată cu scăderea turației. Datorită proprietății de ridicător de tensiune al SEC, tensiunea circuitului c.c. de partea înfășurării W2 poate atinge tensiunea prescrisă. Cum cele două seturi de circuite de c.c. sunt conectate în paralel prin dioda D2, tensiunea anodului fiind mai mare decât tensiunea catodului diodei, dioda D2 intră în conducție. În această situație, tensiunea de ieșire a sistemului este determinată de tensiunea circuitului c.c. de partea înfășurării W2, practic redresorul RD1 al înfășurării W1 este blocat, energia fiind furnizată la ieșirea sistemului în întregime de partea înfășurării W2. În acest timp, SEC nu numai că asigură puterea reactivă generatorului, dar va furniza putere activă sarcinii prin circuitul intermediar de c.c. de partea înfășurării W2. Sistemul propus asigurând și o utilizare eficientă a energiei vântului și în domeniul turațiilor joase.

Sistemul propus, folosind o strategie de control adecvată, poate asigura o tensiune c.c. de ieșire constantă într-un domeniu larg de turații, incluzând turațiile

mari și joase, avantaj care îl recomandă pentru sisteme WECS cu DSWIG, conectate la rețeaua electrică generală sau care funcționează izolat de rețeaua generală.

Conducerea sistemului trebuie să asigure o funcționare optimă, până la viteza nominală a vântului, extragerea de putere maximă disponibilă prin utilizarea unei strategii MPPT conform caracteristicii $P_T \text{ opt}(n)$ determinată din caracteristicile $P_T(n, v)$ ale turbinei eoliene, respectiv, limitarea puterii la valoarea puterii nominale a turbinei eoliene, $P_{T \text{ Nom}}$, în situația când viteza vântului depășește viteza nominală.

Strategia de control pentru WECS cu DSWIG în domeniul larg de turații

Pentru structura sistemului WECS propus, trebuie asigurată: păstrarea tensiunea c.c. de ieșire constantă într-un domeniu larg de turații, când sarcina sistemului variază și menținerea tensiunea circuitului intermediar c.c. de partea SEC stabilă, aceasta fiind condiția de bază pentru o funcționare normală a SEC.

Cele două seturi de înfășurări statorice, W1 și W2, ale DSWIG au în comun fluxul de întrefier, astfel, orice modificare a fluxului înfășurării W2 poate determina o modificare corespunzătoare a fluxului din întrefier și a fluxului înfășurării W1, care poate regla tensiunea înfășurării W1, tensiunea redresată de ieșire și tensiunea înfășurării W2.

Stabilitate tensiunii circuitului intermediar de c.c. poate fi asigurată prin reglarea puterii active a înfășurării W2, care poate fi implementată prin ajustarea cuplului electromagnetic absorbit de înfășurarea W2. Conform cu [Wan 2005, Li 2009, Bu 2011, Tay 2009, BU 2015], mecanismul de control al DSWIG, considerând ψ_{W2} și $T_{e \text{ w}2}$ din înfășurarea de excitație W2, poate fi exprimat pe scurt astfel:

$$\begin{aligned} \psi_{W2} &\rightarrow \begin{cases} \psi_{W1} \rightarrow u_{W1CC} \\ u_{W2} \end{cases} \\ T_{e \text{ w}2} &\rightarrow u_{W2CC} \end{aligned} \quad (4.5.1)$$

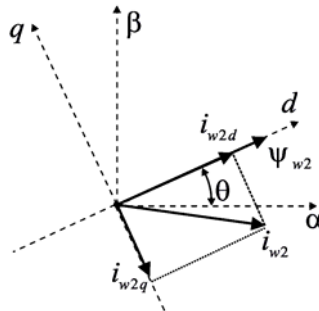


Fig.4.5.9. Diagrama fazorială a orientării fluxului înfășurării de control.

Utilizând teoria puterii instantanee [Pen 1996], puterea instantanee activă a înfășurării W2, p_{w2} și puterea instantanee reactivă q_{w2} în sistemul de referință rotativ d - q orientat după fluxul înfășurării de control W2, ψ_{w2} , cum se arată în diagrama fazorială din Fig.4.5.9, pot fi exprimate prin [Li 2009]:

$$\begin{cases} p_{w2} = \omega_1 \psi_{w2} i_{w2q} + i_{w2d} \frac{d\psi_{w2}}{dt} \\ q_{w2} = \omega_1 \psi_{w2} i_{w2d} - i_{w2q} \frac{d\psi_{w2}}{dt} \end{cases} \quad (4.5.2)$$

unde, i_{w2d} și i_{w2q} sunt componentele după axa d și q , ale curentului înfășurării W2.

Conform [Li 2009], pentru un regim de funcționare staționar sinusoidal, partea a doua din membrul drept al p_{w2} și q_{w2} în (4.5.2) poate fi neglijată deoarece transformata forței electromotoare $d\psi_{w2}/dt$ este foarte mic.

Astfel, (4.5.2) poate fi rescrisă:

$$\begin{cases} p_{w2} \approx \omega_1 \psi_{w2} i_{w2q} \\ q_{w2} \approx \omega_1 \psi_{w2} i_{w2d} \end{cases} \quad (4.5.3)$$

Ecuția (4.5.3) arată că puterea instantanee activă și reactivă, p_{w2} și q_{w2} , pot fi reglate, respectiv, de componentele i_{w2d} și i_{w2q} după axele d și q , ale curentului înfășurării W2.

În DSWIG, cuplul absorbit de înfășurarea W2 și fluxul înfășurării W2 sunt determinate, respectiv, de puterea instantanee activă și reactivă a înfășurării W2 [Bu 2011].

Rezultă ideea de bază a strategiei de control CWFOC pentru DSWIG, care poate fi descrisă pe scurt, considerând i_{w2} din înfășurarea W2, astfel:

$$i_{w2} \xrightarrow{\text{Orientare după } \psi_{w2}} \begin{cases} i_{w2d} \rightarrow q_{w2} \rightarrow \psi_{w2} (\psi_{w1}) \rightarrow u_{w1} (u_{w1CC}, u_{w2}) \\ i_{w2q} \rightarrow p_{w2} \rightarrow T_{eW2} \rightarrow u_{w2CC} \end{cases} \quad (4.5.4)$$

unde:

i_{w2} - este vectorul de curent al înfășurării W2;

ψ_{w2} - vectorul de flux al înfășurării W2.

Din (4.5.4) se poate deduce că, pe scurt, utilizând CWFOC, controlul u_{w1} (u_{w1CC}) și u_{w2CC} poate fi implementat prin reglarea, respectiv, a i_{w2d} și i_{w2q} .

Pentru DSWIG, sunt multe metode pentru reglarea curentului înfășurării de control, cum ar fi: comparația cu histereză, modulația PWM-S (sinusoidală) și PWM-SV (vector spațial) [Wan 2005, Li 2009, Bu 2011, Tay 2009].

Implementarea strategiei CWFOC adoptată pentru WECS c.c. cu DSWIG pentru un domeniu larg de turații are structura din Fig.4.5.10.

Bazat pe (4.5.4), diferența de tensiune dintre valoarea reală și valoarea prescrisă a tensiunii înfășurării W1, tensiunea redresată a înfășurării W1 și tensiunea înfășurării W2 pot fi utilizate pentru a obține valoarea de prescriere ale curentului de control al înfășurării W2 i_{w2d}^* , respectiv, diferența de tensiune dintre valoarea reală și valoarea de prescriere a tensiunii circuitului de c.c. a SEC, notate u_{w2DC} și u_{w2DC}^* , poate fi folosită pentru obținerea valorii de prescriere a componentei după axa q a curentului înfășurării de control i_{w2q}^* .

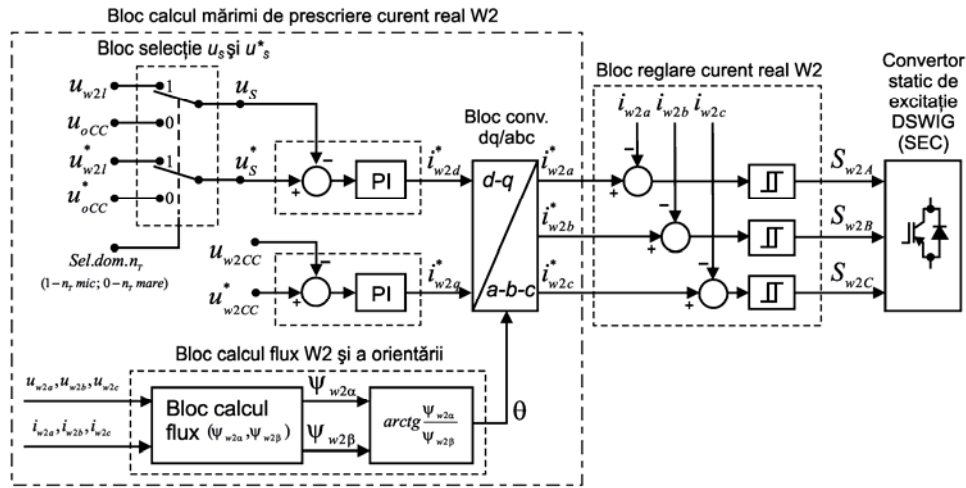


Fig.4.5.10. Strategia CWFOC pentru WECS cu DSWIG cu ieșire c.c. funcționând într-un domeniu larg de turații.

Prescrierea de curent se obține la ieșirea unui regulator proporțional-integral (PI), conform abaterilor de tensiune, astfel, i_{w2d}^* și i_{w2q}^* au expresiile:

$$\begin{cases} i_{w2d}^* = PI(u_S^*, u_S) \\ i_{w2q}^* = PI(u_{w2CC}^*, u_{w2CC}) \end{cases} \quad (4.5.5)$$

Conform strategiei CWFOC, curentul de prescriere al fazelor a , b și c , notate i_{w2a}^* , i_{w2b}^* , i_{w2c}^* , pot fi obținute prin:

$$\begin{bmatrix} i_{w2a}^* \\ i_{w2b}^* \\ i_{w2c}^* \end{bmatrix} = C_{dq/abc} \begin{bmatrix} i_{w2d}^* \\ i_{w2q}^* \end{bmatrix} \quad (4.5.6)$$

unde:

$C_{dq/abc}$ - este matricea de transformare din sistemul de referință $d-q$ în sistemul de referință staționar $a-b-c$.

Unghiul de orientare bazat pe fluxul înfășurării W2 este obținut utilizând metoda din [Li 2009]:

$$\begin{cases} \theta = \arctan \frac{\psi_{w2\alpha}}{\psi_{w2\beta}} \\ \psi_{w2\alpha} = \frac{u_{w2\alpha} - i_{w2\alpha} R_{w2}}{s + \omega_{cut}} \\ \psi_{w2\beta} = \frac{u_{w2\beta} - i_{w2\beta} R_{w2}}{s + \omega_{w2}} \\ \psi_{w2amp} = \sqrt{\psi_{w2\alpha}^2 + \psi_{w2\beta}^2} \end{cases} \quad (4.5.7)$$

unde:

$\psi_{w2\ \alpha}, \psi_{w2\ \beta}$ - sunt componentele după axele α și β ale fluxului înfășurării W2;

$\psi_{w2\ amp}$ - este amplitudinea fluxului din înfășurarea W2;

$u_{w2\ \alpha}, u_{w2\ \beta}$ - sunt componentele după axele α și β ale tensiunii înfășurării W2 care pot fi calculate din tensiunile de linie trifazate ale înfășurării de control, $u_{w2\ ab}, u_{w2\ bc}, u_{w2\ ca}$;

$i_{w2\ \alpha}, i_{w2\ \beta}$ - sunt componentele după axele α - β ale înfășurării W2;

R_{w2} - este rezistența înfășurării W2;

s - este variabila transformatei Laplace;

ω_{Cut} - este viteza unghiulară de tăiere.

În scopul asigurării urmăririi prescrierii de curent real, se utilizează trei regulatoare comparatoare bipoziționale cu histereză pentru generarea semnalelor de comandă a comutatoarelor electronice de putere.

Pentru sistemul propus, determinarea tensiunii de sarcină și de prescriere a tensiunii de sarcină, u_S și u^*_S , în diferitele moduri de funcționare, este de mare importanță pentru strategia de control din Fig.4.5.10. În cele două moduri diferite de funcționare, cele două tensiuni u_S și u^*_S , vor fi diferite și vor fi considerate în continuare.

La turații mari, tensiunea de ieșire a înfășurării de putere după redresare poate atinge valoarea prescrisă și aceasta este tensiunea c.c. de ieșire a sistemului. Astfel, pentru modul de funcționare la turații mari din Fig.4.5.8a, u_S și u^*_S trebuie să fie determinate prin:

$$\begin{cases} u^*_S = u^*_{0CC} \\ u_S = u_{0CC} \end{cases} \quad (4.5.8)$$

La turații mici, tensiunea de ieșire a înfășurării de putere, după redresare, nu poate depăși valoarea de prescriere, chiar dacă DSWIG este excitat puternic. Tensiunea c.c. de ieșire a sistemului este determinată de tensiunea circuitului intermediar de c.c. a SEC, deoarece dioda D2 fiind în conducție, căderea de tensiune pe dioda D2 este foarte mică, mai mică de 1V. Relația (4.5.8) nu mai este utilizabilă în aceste condiții.

Deși tensiunea c.c. de ieșire a sistemului poate atinge valoarea prescrisă cu ajutorul proprietății ridicătoare de tensiune a SEC, fluxul înfășurării de control ψ_{w2} , trebuie controlat corect deoarece este importantă pentru conversia energiei electromecanică și eficiența generatorului [Pen 1996, Kra -1986].

Din (4.5.1), în DSWIG, controlul fluxului ψ_{w2} poate fi implementat prin controlul tensiunii înfășurării de control, u_{w2} . Prin urmare, pentru modul de funcționare în domeniul turațiilor joase din Fig.4.5.8b, u_S și u^*_S trebuie să fie:

$$\begin{cases} u^*_S = u^*_{w2\ l} \\ u_S = u_{w2\ l} \end{cases} \quad (4.5.9)$$

Pentru îmbunătățirea eficienței generatorului la turații mici, mărimea de prescriere a tensiunii de linie $u^*_{w2\ l}$ a înfășurării W2, trebuie să fie calculat corespunzător, datorită relației strânse dintre fluxul înfășurării W2 și tensiunea înfășurării W2, prezentată în (4.5.1). Determinarea expresiei necesare pentru $u^*_{w2\ l}$ va fi prezentată mai târziu.

La generatorul DSWIG, viteza unghiulară de sincronism este foarte aproape de viteza unghiulară reală deoarece alunecarea este foarte mică. Prin urmare, domeniul de turație, respectiv viteza unghiulară poate fi determinat de viteza unghiulară de sincronism, astfel că nu mai este necesar un traductor de turație. În conformitate cu (4.5.7), viteza unghiulară de sincronism se poate calcula prin derivarea unghiului de orientare a fluxului din înfășurarea W2.

Optimizarea eficienței în domeniul turațiilor mici

Cum este cunoscut, pentru mașinile de inducție, turația mică și/sau o sarcină ușoară, de regulă, determină o eficiență redusă [Gar -1994, Lev 1995, Qu 2012, BU 2015]. DSWIG fiind o mașină de inducție, i se aplică aceeași regulă.

Pentru a reduce pierderile și a îmbunătăți eficiența, se impune optimizarea eficienței, în special pentru sistemele WECS, la care adesea generatorul funcționează într-un domeniu larg de turații, inclusiv la turații mari și turații joase, datorită instabilității și variației energiei vântului [Kni 2005, Tay 2009].

În cazul sistemului WECS considerat, problema constă în faptul că, deși este capabil să asigure tensiune constantă la turații joase, eficiența generatorului, comparată cu cea din domeniul turațiilor mari, scade foarte mult cu descreșterea turației și/sau a sarcinii în domeniul turațiilor joase. Nerezolvarea acestei caracteristici, ar putea împiedica utilizarea în domeniul larg de turații.

Pentru sistemul propus, SEC are proprietatea de a ridica tensiunea și, la turații joase, poate păstra tensiunea de ieșire constantă și să atingă valoarea prescrisă, chiar dacă tensiunea înfășurării W2 este mică și variabilă, astfel are posibilitatea de optimizare a eficienței de funcționare a DSWIG la turație joasă și sarcină ușoară.

Modelul DSWIG considerând pierderile în fier. Pentru analiza de regim sinusoidal staționar, modelul DSWIG în sistemul de referință al axelor d - q considerând pierderile în fier este dat în Fig.4.5.11 prin conectarea unei rezistențe paralel cu ramura de magnetizare [Lev 1995]. În Fig.4.5.11, atât înfășurarea de control W2 și parametrii rotorului sunt convertiți la înfășurarea de putere W1, componentele după axele d și q ale tensiunii rotorului, u_{rd} și u_{rq} , sunt nule deoarece rotorul DSWIG este de tip colivie în scurtcircuit. Pentru simplificare, inductanțele de scăpări mutuale ale înfășurărilor statorului sunt neglijate [BU 2015].

Conform schemelor din Fig.4.5.11, modelul DSWIG în sistemul de referință d - q , cu o viteză de rotație arbitrară, poate fi descris de următoarele ecuații:

- pentru tensiuni:

$$\begin{cases} u_{w1d} = R_{w1} i_{w1d} - \omega \psi_{w1q} + p \psi_{w1d} \\ u_{w1q} = R_{w1} i_{w1q} + \omega \psi_{w1d} + p \psi_{w1q} \\ u_{w2d} = R_{w2} i_{w2d} - \omega \psi_{w2q} + p \psi_{w2d} \\ u_{w2q} = R_{w2} i_{w2q} + \omega \psi_{w2d} + p \psi_{w2q} \\ 0 = R_r i_{rd} - (\omega - \omega_r) \psi_{rq} + p \psi_{rd} \\ 0 = R_r i_{rq} + (\omega - \omega_r) \psi_{rd} + p \psi_{rq} \\ p \psi_{md} = R_{Fe} i_{Fed} + \omega \psi_{mq} \\ p \psi_{mq} = R_{Fe} i_{Feq} - \omega \psi_{md} \end{cases} \quad (4.5.10)$$

- pentru curenți:

$$\begin{cases} i_{md} + i_{Fed} = i_{w1d} + i_{w2d} + i_{rd} \\ i_{mq} + i_{Feq} = i_{w1q} + i_{w2q} + i_{rq} \end{cases} \quad (4.5.11)$$

- pentru fluxuri:

$$\begin{cases} \psi_{w1d} = L_{lw1} i_{w1d} + L_m i_{md} \\ \psi_{w1q} = L_{lw1} i_{w1q} + L_m i_{mq} \\ \psi_{w2d} = L_{lw2} i_{w2d} + L_m i_{md} \\ \psi_{w2q} = L_{lw2} i_{w2q} + L_m i_{mq} \\ \psi_{rd} = L_{lr} i_{rd} + L_m i_{md} \\ \psi_{rq} = L_{lr} i_{rq} + L_m i_{mq} \\ \psi_{md} = L_m i_{md} \\ \psi_{mq} = L_m i_{mq} \end{cases} \quad (4.5.12)$$

- pentru cuplu:

$$T_e = n_p L_m [i_{rd} (i_{w1q} + i_{w2q} - i_{Feq}) - i_{rq} (i_{w1d} + i_{w2d} - i_{Fed})] \quad (4.5.13)$$

unde:

$$L_m = \frac{3}{2} L_{mS} \quad (4.5.14)$$

Calculul pierderile electromagnetice ale DSWIG. Îmbunătățirea eficienței mașinii este dată de reducerea pierderilor în mașină. Pentru mașina de inducție, pierderile pot fi clasificate ca pierderi în cupru, pierderi în fier, pierderi prin curenții turbionari și pierderi mecanice (prin ventilație, prin frecare în lagăre). Principalele pierderi, aproape 80% din totalul de pierderi, sunt pierderile în cupru (P_{Cu}) și pierderile în fier (P_{Fe}), astfel că se acordă o atenție mai mare acestor pierderi care vor fi numite ca pierderi "electromagnetice" (P_{elmag}). Pentru simplificarea analizei pierderilor, se vor considera următoarele ipoteze uzuale [Gar -1994]:

- i) datorită faptului că fluxul de scăpări este extrem de mic comparativ cu fluxul de magnetizare, inductanțele de scăpări ale statorului și rotorului sunt neglijate;
- ii) în regim staționar, curenții în sistemul de referință rotativ sincron de axe d - q sunt constante, astfel căderea de tensiune pe inductanțe este nulă;
- iii) Parametrii mașinii sunt considerați constanți, prin neglijarea efectului saturației magnetice și a temperaturii;
- iv) se va utiliza strategia CWFOC din Fig.4.5.9.

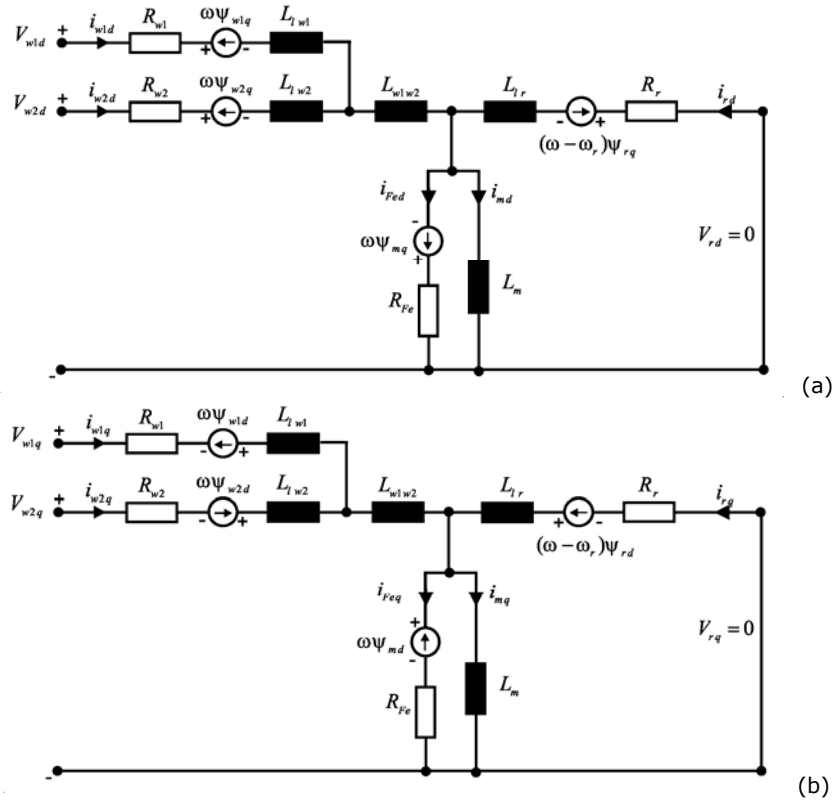


Fig.4.5.11. Modelul DSWIG în sistemul de referință d - q considerând pierderile în fier:
(a) axa d ; (b) axa q .

Pe baza ipotezelor, prin considerarea figurilor Fig.4.5.9 și Fig.4.5.11, respectiv a relațiilor (4.5.10) – (4.5.12), se pot deduce următoarele ecuații [Bu 2015]:

$$\begin{cases} \psi_{w2d} = \psi_{w1d} = \psi_{rd} = \psi_{md} = \psi_{w2amp} \\ \psi_{w2q} = \psi_{w1q} = \psi_{rq} = \psi_{mq} = 0 \\ \omega = \omega_1 = d\theta / dt \end{cases} \quad (4.5.15)$$

$$\begin{cases} u_{w1d} = R_{w1} i_{w1d} \\ u_{w1q} = R_{w1} i_{w1q} + \omega_1 \psi_{w1d} \\ u_{w2d} = R_{w2} i_{w2d} \\ u_{w2q} = R_{w2} i_{w2q} + \omega \psi_{w2d} \\ 0 = R_r i_{rd} \\ 0 = R_r i_{rq} + (\omega - \omega_r) \psi_{rd} \\ 0 = R_{Fe} i_{Fed} \\ 0 = R_{Fe} i_{Feq} - \omega \psi_{md} \end{cases} \quad (4.5.16)$$

Din (4.5.15) și (4.5.16) rezultă:

$$\left\{ \begin{array}{l} i_{rd} = 0 \\ i_{rq} = \frac{-(\omega_1 - \omega_r)\psi_{w2amp}}{R_r} = \frac{-\omega_{slip}\psi_{w2amp}}{R_r} \\ i_{Fed} = 0 \\ i_{Feq} = \frac{\omega_1 \psi_{w2amp}}{R_{Fe}} \\ i_{md} = \frac{\psi_{w2amp}}{L_m} \\ i_{mq} = 0 \end{array} \right. \quad (4.5.17)$$

unde ω_{slip} este viteza unghiulară de alunecare, care poate fi exprimată prin relația [Kra -1986]:

$$\omega_{slip} = \omega_1 - \omega_r = \frac{T_e R_r}{n_p \psi_r^2 amp} \quad (4.5.18)$$

unde: $\psi_{r amp}$ este amplitudinea fluxului rotorului ψ_r , care, conform cu (4.5.15), este:

$$\psi_{r amp} = \psi_{w2amp} \quad (4.5.19)$$

Pe baza relației (4.5.17), pierderile în cupru și pierderile în fier ale DSWIG pot fi calculate astfel:

- Pierderile în cuprul statorului, P_{CuS} :

$$P_{CuS} = R_{w2} (i_{w2d}^2 + i_{w2q}^2) + R_{w1} (i_{w1d}^2 + i_{w1q}^2) \quad (4.5.20)$$

Din Fig.4.5.8b, în domeniul turațiilor joase, redresoarele cu diode sunt blocate, înfășurarea W1 nu furnizează putere activă ieșirii, deci i_{w1q} poate fi neglijată, și i_{w1d} este aproape egală cu amplitudinea curentului înfășurării W2 produs de condensatoarele de excitație C_{ex1} conectate la înfășurarea W1.

Curenții i_{w1d} și i_{w1q} pot fi calculate cu expresiile:

$$\left\{ \begin{array}{l} i_{w1d} \approx \frac{E_p}{Z_{Cex1}} = \frac{\omega_1 \psi_{w2amp}}{1 / (\omega_1 C_{ex1})} = C_{ex1} \omega_1^2 \psi_{w2amp} \\ i_{w1q} \approx 0 \end{array} \right. \quad (4.5.21)$$

unde:

E_p - este amplitudinea forței electromotoare a unei faze a înfășurării de putere;

C_{ex1} - este capacitatea condensatorului de excitație C_{ex1} conectată la înfășurarea W1;

Z_{Cex1} - este impedența condensatorului C_{ex1} .

Curenții i_{w2d} și i_{w2q} pot fi calculați utilizând (4.5.12), (4.5.17) și (4.5.21), rezultând expresiile:

$$\begin{cases} i_{w2d} = i_{md} - i_{w1d} = \frac{\psi_{w2amp}}{L_m} - C_{ex1} \omega_1^2 \psi_{w2amp} \\ i_{w2q} = i_{Feq} - i_{rq} \approx -i_{rq} = \frac{\omega_{slip} \psi_{w2amp}}{R_r} \end{cases} \quad (4.5.22)$$

unde:

$$R_{Fe} \gg R_r \Rightarrow i_{Feq} \ll i_{rq} \quad (4.5.23)$$

rezultând că i_{Feq} poate fi neglijat. Acest mod de aproximare este uzual acceptat pentru mașinile de inducție [Gar -1994].

Considerând relațiile (4.5.20), (4.5.21), (4.5.22).și neglijând $\omega_{slip} \rightarrow 0$ se obține expresia pierderilor din cupru P_{CuS} :

$$\begin{aligned} P_{CuS} &= R_{w2} (i_{w2d}^2 + i_{w2q}^2) + R_{w1} (i_{w1d}^2 + i_{w1q}^2) = \\ &= R_{w2} \left(\left(\frac{\psi_{w2amp}}{L_m} - C_{ex1} \omega_1^2 \psi_{w2amp} \right)^2 + \left(\frac{\omega_{slip} \psi_{w2amp}}{R_r} \right)^2 \right) + \\ &\quad + R_{w1} \left((C_{ex1} \omega_1^2 \psi_{w2amp})^2 + 0^2 \right) = \\ &= R_{w2} \left[\left(\frac{1}{L_m} - C_{ex1} \omega_1^2 \right)^2 \psi_{w2amp}^2 + \left(\frac{\omega_{slip}}{R_r} \right)^2 \psi_{w2amp}^2 \right] + \\ &\quad + R_{w1} (C_{ex1} \omega_1^2)^2 \psi_{w2amp}^2 \approx \\ &\approx [R_{w2} \left(\frac{1}{L_m} - C_{ex1} \omega_1^2 \right)^2 + R_{w1} (C_{ex1} \omega_1^2)^2] \psi_{w2amp}^2 \\ &= \left[\frac{R_{w2}}{L_m^2} - 2 \frac{R_{w2} C_{ex1} \omega_1^2}{L_m} + (R_{w1} + R_{w2}) (C_{ex1} \omega_1^2)^2 \right] \psi_{w2amp}^2 \end{aligned} \quad (4.5.24)$$

- Pierderile în cuprul rotorului, P_{Cur} :

$$P_{Cur} = R_r i_{rq}^2 = R_r \frac{T_e^2}{n_p \psi_{w2amp}^2} \quad (4.5.25)$$

- Pierderile în fier, P_{Fe} :

$$P_{Fe} = R_{Fe} i_{Feq}^2 = \frac{\omega_1^2 \psi_{w2amp}^2}{R_{Fe}} \quad (4.5.26)$$

Rezultă că pierderile electromagnetice P_{elmag} sunt:

$$\begin{aligned} P_{elmag} &= P_{CuS} + P_{Cur} + P_{Fe} = \\ &= \left[R_{w2} \left(\frac{1}{L_m} - 2 C_{ex1} \omega_1^2 \right)^2 + R_{w1} C_{ex1} \omega_1^2 + \frac{\omega_1^2}{R_{Fe}} \right] \psi_{w2amp}^2 + \frac{(R_{w2} + R_r) T_e^2}{n_p^2 \psi_{w2amp}^2} \end{aligned} \quad (4.5.27)$$

unde:

ψ_{w2amp} este obținut din (4.5.7);

T_e , prin utilizarea relației (4.5.13) în conjuncție cu (4.5.11), (4.5.12) și (4.5.15), poate fi obținută prin următoarea ecuație:

$$\begin{aligned}
T_e &= n_p \psi_{w2amp} (i_{w2q} + i_{w1q} - i_{Feq}) = \\
&= n_p \psi_{w2amp} \left(i_{w2q} - \frac{\omega_1 \psi_{w2amp}}{R_{Fe}} \right)
\end{aligned} \tag{4.5.28}$$

unde i_{w2q} este calculat din i_{w2a} , i_{w2b} și i_{w2c} prin transformarea de coordonate de la $d-q$ la $a-b-c$ pe baza unghiului de orientare θ al fluxului înfășurării W2.

Determinarea valorii prescrierii tensiunii de linie al înfășurării de control în domeniul turațiilor joase. Se poate vedea că din relația pierderilor electromagnetice P_{elmag} și ψ_{w2amp} din (4.5.27), de funcționare a DSWIG în domeniul turațiilor joase, există o valoare optimă a fluxului înfășurării W2, care face ca pierderile electromagnetice P_{elmag} , să devină minimă.

Pentru DSWIG cu o sarcină la o turație dată, (4.5.29) poate fi dedusă din (4.5.27) utilizând derivata parțială:

$$\begin{aligned}
\frac{\partial P_{elmag}}{\partial \psi_{w2amp}} &= 2 \left[R_{w2} \left(\frac{1}{L_m} - 2 C_{ex1} \omega_1^2 \right)^2 + R_{w1} C_{ex1} \omega_1^2 + \frac{\omega_1^2}{R_{Fe}} \right] \psi_{w2amp} \\
&\quad - \frac{2(R_{w2} + R_r) T_e^2}{n_p^2 \psi_{w2amp}^3}
\end{aligned} \tag{4.5.29}$$

Valoarea amplitudinii optime pentru fluxul înfășurării de control poate fi calculată când se anulează relația (4.5.29), rezultă [Bu 2015]:

$$\psi_{w2ampOpt} = \sqrt[4]{\frac{(R_{w2} + R_r) T_e^2}{n_p^2 \left[R_{w2} \left(\frac{1}{L_m} - 2 C_{ex1} \omega_1^2 \right)^2 + R_{w1} C_{ex1} \omega_1^2 + \frac{\omega_1^2}{R_{Fe}} \right]}} \tag{4.5.30}$$

Conform (4.5.1), pentru DSWIG, tensiunea înfășurării W2 este determinată de fluxul înfășurării W2, astfel că prin controlul fluxului din înfășurarea W2 poate fi implementat de blocul de control al tensiunii înfășurării W2. În domeniul turațiilor joase, pentru a îmbunătăți eficiența generatorului DSWIG prin optimizarea controlului fluxului înfășurării W2, pe baza relației (4.5.30), valoarea tensiunii de prescriere a tensiunii de linie a înfășurării, notată u_{w2l}^* în (4.5.9), va și dată de :

$$u_{w2l}^* = \sqrt{3} K_{w2w1} \omega_1 \psi_{w2ampOpt} \tag{4.5.31}$$

unde: K_{w2w1} este raportul de transformare al înfășurării de control W2 față de înfășurarea de putere W1.

Concluzii privind strategiile de conducere a WECS cu DSWIG

Pentru funcționarea într-un domeniu larg de turații, incluzând turațiile mari și cele joase, a unui sistem WECS c.c. cu DSWIG, având circuitele de c.c. ale celor două seturi de înfășurări, de putere și de control, conectate în paralel printr-o diodă, s-a studiat implementarea unei strategii de control cu orientare după câmpul fluxului din înfășurarea de control și de creștere a eficienței generatorului la turații joase pe baza modelului cu pierderi la joasă turație. Strategia de control pe baza sistemului propus permite menținerea tensiunii c.c. de ieșire constantă la o variație a turației într-un raport mare. De asemenea, se consideră posibilitatea de funcționare în regim optimal, captură maximă de energie eoliană disponibilă, și în

regim de limitare a puterii capturate, la viteze ale vântului mari, peste viteza nominală, până la turația maxim admisibilă de funcționare.

4.6. Concluzii

Studiul regimului dinamic al generatorului de inducție cu două înfășurări trifazate statorice ortogonale DSWIG este important pentru domeniul generatoarelor pentru sisteme de conversie a energiei eoliene. Bazat pe simulările prezentate se pot analiza variațiile curenților și cuplului electromagnetic la modificări bruște ale cuplului mecanic. Simulările se bazează pe rezolvarea numerică a sistemelor de ecuații neliniare utilizând Scientific Work Place 4 (Maple) și Matematica7.

Metoda originală de dimensionare a înfășurărilor statorice a unui generator DSWIG obținut dintr-o mașină electrică de inducție din fabricația de serie, metodă care păstrează rotorul în scurtcircuit în colivie, dimensiunile mecanice ale mașinii electrice, parametrii circuitului magnetic. Cele două înfășurări statorice W1 și W2 au același număr de perechi de poli, puterea electrică de ieșire a înfășurărilor statorice ortogonale DSWIG, încărcate rezistiv, având o singură sursă de excitație, în înfășurarea de excitație W2, este aproximativ apropiată de puterea mecanică a motorului transformat.

Strategiile de conducere a sistemelor WECS cu turație variabilă, cu ieșire în c.c. sau a.c., cu generator DSWIG trebuie să asigure menținerea parametrilor de funcționare (tensiunea de ieșire) într-un domeniu de variație a turației de antrenare a DSWIG în limite cât mai largi. Soluțiile prezentate permit funcționarea într-un domeniu larg, cu reducerea sau chiar eliminarea condensatoarelor din circuitul înfășurării de sarcină W1 și din cea a înfășurării de excitație W2, micșorând dimensiunile sistemului de control al excitației (SEC).

5. SISTEME WECS BAZATE PE GENERATORUL PMSG

5.1. Modelarea generatorului sincron cu magneți permanenți (PMSG)

5.1.1. Preliminarii. Principiul de funcționare al PMSG

Sistemele WECS cu turație variabilă sunt cele mai des utilizate în prezent, fiind destinat extragerii energiei maxime în condițiile de variație a vitezei vântului. Generatoare sincrone sunt utilizate în astfel de sisteme. Generatoarele sincrone pot fi în principal de două tipuri cu magneți permanenți, respectiv cu rotor bobinat, care depind de tipul de sistem de excitație utilizat. În funcție de tipul constructiv al polilor, generatoarele pot fi cu poli aparenti sau îngropați. Generatoarele cu magneți permanenți sunt destinate, în particular, sistemelor WECS de putere mică, reprezentând una din cele mai recente tendințe în sistemele de conversie a energiei eoliene [EIA 2014]. PMSG sunt proiectate cu un număr mare de poli cu scopul de a se obține o turație de funcționare cât mai mică. Progresele făcute în domeniul tehnologiilor materialelor magnetice au contribuit la dezvoltarea mașinilor cu magneți permanenți. Structura generatoarelor cu magneți permanenți este mult mai compactă față de cea a generatoarelor cu rotor bobinat, deoarece sistemul de excitație este constituit numai din magnetul permanent care solicită un volum mult mai mic comparativ cu rotorul bobinat care necesită și un sistem de excitație de la o sursă externă. Lipsa oricărei înfășurări fizice în circuitul rotorului elimină pierderile din cupru, ceea ce face PMSG mult mai eficient comparativ cu cel cu generatorul sincron cu rotorul bobinat WRSG.

Principalul dezavantaj constă în faptul că nu poate fi construit pentru puteri foarte mari, deoarece magneții mari nu sunt disponibili.

PMSG are câmpul de excitație asigurat de magneții permanenți ai rotorului și nu mai necesită perii cu inele.

În Fig.5.1.1 se prezintă o secțiune simplificată a unui PMSG cu înfășurările statorice trifazate amplasate fizic la 120° una față de alta, cu o înălțuire a statorului simetrică. Mișcarea relativă dintre rotor și stator induce semnale sinusoidale centrate pe axele magnetice ale fazelor respective. Diferența de fază dintre fluxul magnetic al magnetului rotorului (orientat după axa d) și axa magnetică a statorului este definit ca unghi de poziție al rotorului (θ_r). Viteza unghiulară a rotorului este definită ca variația unghiului de poziție al rotorului în timp (ω_r).

Constructiv mașina sincronă cu magneți permanenți (PMSG) pot fi:

- de tip cu magneți permanenți de suprafață (SPM), la care magneții sunt lipiți pe suprafața rotorului cu adezivi epoxidici sensibili la temperaturi mari, și expuși direct la efectul de demagnetizare ca reacție a statorului. Mașinile de tip SPM au o capacitate limitată de funcționare cu slăbire de câmp, nefiind utilizabili peste turația nominală, acest tip de mașină fiind recomandată să funcționeze la turații mici.

- de tip cu magneți permanenți interiori (IPM), la care magneții sunt încorporați în rotor, fiind practic protejate la efectul de demagnetizare. Prezența fizică a magneților în rotor face ca valoarea inductanței axei d să fie mai mică decât cea a axei q, rezultând o componentă suplimentară a cuplului, numită inductanța de reluctanță. Mașina IPM are performanțe foarte bune la funcționarea la cuplu constant, fiind utilizabilă pentru funcționarea într-un domeniu larg de turații.

Rotorul poate fi din material feromagnetic solid sau din tole perforate, cu polii deplasați pentru a se minimiza cuplul cogging de pornire.

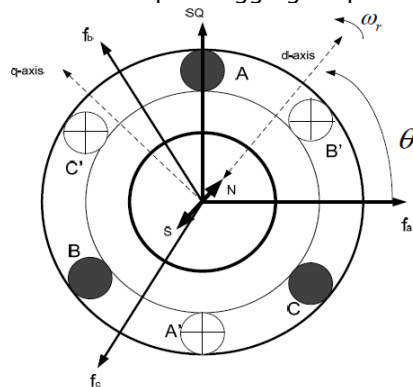


Fig.5.1.1. Secțiunea prin mașina sincronă cu magneți permanenți (PMSG)

5.1.2. Modelarea PMSG în sistemul de referință staționar *abc*

Modelul matematic al mașinii electrice sincrone cu magneți permanenți ("Permanet Magnet Synchronous Machine" - PMSG) este similar celui al mașinii sincrone cu rotor bobinat. Ecuațiile de tensiune în sistemul de referință staționar *abc* al statorului PMSG pot fi exprimate în funcție de valorile instantanee ale curenților.

$$\vec{V}_{abc} = R_{S abc} \cdot \vec{i}_{abc} + p \cdot \vec{\psi}_{abc} \quad (5.1.1)$$

unde:

\vec{V}_{abc} - vectorul tensiunilor statorice în sistemul de referință *abc*

$$\vec{V}_{abc} = [V_a \ V_b \ V_c]^T \quad (5.1.2)$$

\vec{i}_{abc} - vectorul curenților statorici în sistemul de referință *abc*

$$\vec{i}_{abc} = [i_a \ i_b \ i_c]^T \quad (5.1.3)$$

$\vec{\psi}_{abc}$ - vectorul fluxurilor în sistemul de referință *abc*

$$\vec{\psi}_{abc} = [\psi_a \ \psi_b \ \psi_c]^T \quad (5.1.4)$$

$R_{S abc}$ - rezistența statorică în sistemul de referință *abc*

$$R_{S abc} = \text{diag}[R_s \ R_s \ R_s] \quad (5.1.5)$$

unde s-a notat cu R_s rezistența unei înfășurări statorice;

Fluxului statoric al unui sistem magnetic poate fi calculat astfel :

$$\bar{\psi}_{abc} = L_{abc} \cdot \bar{i}_{abc} + \bar{\psi}_{mabc} \quad (5.1.6)$$

unde:

$$L_{abc} = \begin{bmatrix} L_{aa} & L_{ab} & L_{ac} \\ L_{ba} & L_{bb} & L_{bc} \\ L_{ca} & L_{cb} & L_{cc} \end{bmatrix} \quad (5.1.7)$$

$$\bar{\psi}_{mabc} = \psi_m \begin{bmatrix} \cos \theta_r \\ \cos(\theta_r - 2\pi/3) \\ \cos(\theta_r + 2\pi/3) \end{bmatrix} \quad (5.1.8)$$

Inductanțele statorice din (5.1.7) pot fi exprimate astfel:

$$L_{aa} = L_{1s} + L_{0s} + L_{2s} \cos 2\theta_r \quad (5.1.9)$$

$$L_{bb} = L_{1s} + L_{0s} + L_{2s} \cos 2(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) \quad (5.1.10)$$

$$L_{cc} = L_{ca} = L_{1s} + L_{0s} + L_{2s} \cos 2(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) \quad (5.1.11)$$

$$L_{ab} = L_{ba} = -\frac{1}{2} L_{0s} + L_{2s} \cos 2(\theta_r - \frac{\pi}{3}) \quad (5.1.12)$$

$$L_{ac} = L_{ca} = -\frac{1}{2} L_{0s} + L_{2s} \cos 2(\theta_r + \frac{\pi}{3}) \quad (5.1.13)$$

$$L_{bc} = L_{cb} = -\frac{1}{2} L_{0s} + L_{2s} \cos 2(\theta_r + \pi) \quad (5.1.14)$$

unde:

L_{aa}, L_{bb}, L_{cc} - inductanțele proprii fiecărei înfășurări de fază

L_{ac}, L_{bc}, L_{cc} - inductanțele mutuale dintre faze

ψ_m - fluxul creat de magnetul permanent al rotorului.

Inductanța de scăpări, L_{ls} , este constituită dintr-o inductanță de magnetizare L_{0s} , și o componentă rotorică L_{2r} , care sunt dependente de poziția rotorului. În cazul unui PMSM-IPM, L_{0s} este pozitivă, respectiv L_{2r} este negativă. Ca urmare, inductanța L_{mq} față de axa q , este mult mai mare decât inductanța axei de magnetizare directe L_{md} .

Fluxul statoric din ecuația (5.1.6) poate fi scrisă sub forma extinsă astfel:

$$\begin{bmatrix} \psi_a \\ \psi_b \\ \psi_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{aa} & L_{ab} & L_{ac} \\ L_{ba} & L_{bb} & L_{bc} \\ L_{ca} & L_{cb} & L_{cc} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} + \psi_m \begin{bmatrix} \cos \theta_r \\ \cos(\theta_r - 2\pi/3) \\ \cos(\theta_r + 2\pi/3) \end{bmatrix} \quad (5.1.15)$$

5.1.3. Modelarea PMSM în sistemul de referință rotativ sincron d-q

Analiza electromagnetică a unei mașini PMSM se poate realiza ușor în cadrul sistemului de referință rotativ a rotorului d - q . Transformarea Park [Par 1985]

elimină toate inductanțele variabile din ecuațiile de tensiune ale mașinii sincrone, care se produc datorită a două circuite electrice în mișcare relativă și cu reluctanțe magnetice diferite. Transformarea Parc directă $T_{abc \rightarrow dq}$ și inversă $T_{abc \rightarrow dq}^{-1}$ pot fi exprimate matematic astfel [Par 1985]:

$$\begin{bmatrix} f_d \\ f_q \\ f_0 \end{bmatrix} = T_{abc \rightarrow dq0} \begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos \theta_r & \cos\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) \\ -\sin \theta_r & -\sin\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix} \quad (5.1.16)$$

$$\begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix} = T_{abc \rightarrow dq0}^{-1} \begin{bmatrix} f_d \\ f_q \\ f_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta_r & -\sin \theta_r & 1 \\ -\sin \theta_r & -\sin\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & 1 \\ \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_d \\ f_q \\ f_0 \end{bmatrix} \quad (5.1.17)$$

În ecuațiile (5.1.17) și (5.1.18) f poate reprezenta fie tensiune, curent sau variabilă vectorială de fluxuri.

Sistemul de referință poate să se rotească cu unghiuri constante sau variabile în raport cu viteza de rotație, sau pot rămâne staționare ca în cazul transformatei Clarke [Dor 2005].

Pentru un sistem trifazat echilibrat, fără componentă homopolară, matricea de transformare $T_{abc \rightarrow dq0}^{-1}$ din (5.1.17) se poate reduce la $T_{abc \rightarrow dq}$:

$$\begin{bmatrix} f_d \\ f_q \end{bmatrix} = (T_{abc \rightarrow dq}) \begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos \theta_r & \cos\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) \\ -\sin \theta_r & -\sin\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix} \quad (5.1.18)$$

Ecuația (5.1.4) poate fi scrisă în sistemul de referință rotativ astfel:

$$\bar{V}_{dq0} = R_S \bar{i}_{dq0} + T_{abc \rightarrow dq0} \cdot p \cdot (T_{abc \rightarrow dq0}^{-1}) \bar{\psi}_{dq0} + p \cdot \bar{\psi}_{dq0} \quad (5.1.19)$$

unde

\bar{V}_{dq0} - vectorul tensiunilor în sistemul de referință $d-q$

$$\bar{V}_{dq0} = [V_d \ V_q \ V_0]^T \quad (5.1.20a)$$

\bar{i}_{dq0} - vectorul curenților în sistemul de referință $d-q$

$$\bar{i}_{dq0} = [i_d \ i_q \ i_0]^T \quad (5.1.20b)$$

$\bar{\psi}_{dq0}$ - vectorul fluxurilor în sistemul de referință $d-q$

$$\bar{\psi}_{dq0} = [\psi_d \quad \psi_q \quad \psi_0]^T \quad (5.1.20c)$$

De asemenea, fluxul statoric calculat cu relația (5.1.6), poate fi scris în sistemul de referință al rotorului prin relația:

$$\bar{\psi}_{dq0} = L_{dq0} \dot{i}_{dq0} + \bar{\psi}_{dq0m} \quad (5.1.21)$$

unde, fluxul magnetic are numai componentă după axa d (axa de magnetizare a magnetului permanent al rotorului), și poate fi scris sub forma matricială astfel:

$$\bar{\psi}_{dq0m} = [\psi_m \quad 0 \quad 0]^T \quad (5.1.22)$$

$$L_{dq0} = \begin{bmatrix} L_d & 0 & 0 \\ 0 & L_q & 0 \\ 0 & 0 & L_0 \end{bmatrix} \quad (5.1.23)$$

$$L_d = L_{1s} + L_{mq} = L_{1s} + \frac{3}{2}(L_{0s} + L_{2s}) \quad (5.1.24)$$

$$L_0 = L_{1s} \quad (5.1.25)$$

Mai mult, relația dintre L_d , L_q și L_{0s} , L_{2s} poate fi redată prin:

$$L_{md} = \frac{3}{2}(L_{0s} + L_{2s}) \quad (5.1.26)$$

$$L_{mq} = \frac{3}{2}(L_{0s} - L_{2s}) \quad (5.1.27)$$

$$L_{0s} = \frac{2}{3} \frac{L_{md} + L_{mq}}{2} = \frac{1}{3}(L_{md} + L_{mq}) \quad (5.1.28)$$

$$L_{2s} = L_{0s} = \frac{2}{3} \frac{L_{md} - L_{mq}}{2} = \frac{1}{3}(L_{md} - L_{mq}) \quad (5.1.29)$$

unde:

L_d - este inductanța statorică a axei directe d

L_q - este inductanța statorică a axei în cuadratură q .

Într-un mod similar:

$$P \cdot (T_{abc \rightarrow dq0})^{-1} = \omega_r \begin{bmatrix} -\sin \theta_r & -\cos \theta_r & 0 \\ -\sin(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & -\cos(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & 0 \\ -\sin(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) & -\cos(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) & 0 \end{bmatrix} \quad (5.1.30)$$

din care se obține :

$$T_{abc \rightarrow dq0} \cdot P \cdot (T_{abc \rightarrow dq0})^{-1} = \omega_r \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (5.1.31)$$

Prin considerarea relațiilor (5.1.21) și (5.1.32) în (5.1.20), se obține:

$$\begin{bmatrix} V_d \\ V_q \\ V_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_S & 0 & 0 \\ 0 & R_S & 0 \\ 0 & 0 & R_S \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \end{bmatrix} + \omega_r \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \left(\begin{bmatrix} L_d & 0 & 0 \\ 0 & L_q & 0 \\ 0 & 0 & L_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \psi_m \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \right) + \\ + p \cdot \left(\begin{bmatrix} L_d & 0 & 0 \\ 0 & L_q & 0 \\ 0 & 0 & L_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \psi_m \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \right) \quad (5.1.32)$$

Prin simplificarea relației (5.1.32) rezultă:

$$\begin{cases} V_d = R_S i_d + L_d \frac{d i_d}{dt} + \omega_r L_q i_q \\ V_q = R_S i_q + L_q \frac{d i_q}{dt} + \omega_r L_d i_d + \omega_r \psi_m \\ V_0 = R_S i_0 + L_0 \frac{d i_0}{dt} \end{cases} \quad (5.1.33)$$

La o funcționare echilibrată a PMSM, ecuația homopolară poate fi neglijată.

Schemele echivalente ale PMSM pentru axele d și q , sunt reprezentate în Fig.5.1.2a și Fig.5.1.2b.

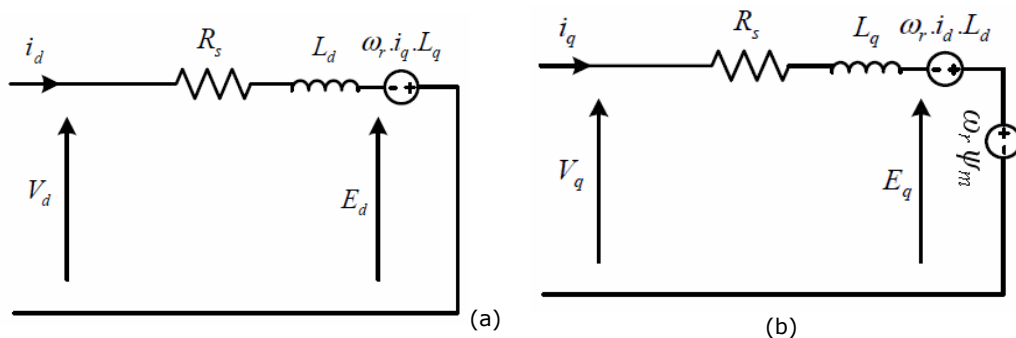


Fig.5.1.2. Schema echivalentă a PMSM pentru: (a) axa d ; (b) axa q .

În Fig.5.1.2, E_d și E_q sunt forțe contraelectromotare ale axelor d , respectiv q . Ele pot fi exprimate prin relațiile:

$$\begin{cases} E_d = -\omega_r \psi_q = -\omega_r L_q i_q \\ E_q = \omega_r \psi_d = \omega_r L_d i_d + \omega_r \psi_m \end{cases} \quad (5.1.34)$$

Puterea mecanică creată de PMSM poate fi scrisă:

$$P_m = \frac{3}{2} (E_d i_d + E_q i_q) = \frac{3}{2} (\omega_r \psi_d i_d + \omega_r \psi_q i_q) \quad (5.1.35)$$

De asemenea, pornind de la ecuația derivată din expresia puterii mecanice din (5.1.35), expresia cuplului electromagnetic, T_e , în sistemul de referință rotativ sincron este:

$$T_e = \frac{P_m}{\omega_m} = \frac{P_m \rho}{\omega_r 2} \quad (5.1.36)$$

unde

ω_m - viteza unghiulară de rotație mecanică;
 ρ - numărul de perechi de poli.

Considerând relațiile (5.1.35) și (5.1.36) se obține expresia următoare a cuplului electromagnetic:

$$T_e = \frac{3\rho}{2} (\psi_d i_q - \psi_q i_d) \quad (5.1.37)$$

Mașina sincronă cu magneți permanenți fiind destinată pentru a fi exploatată în regim de funcționare de generator, circulația curenților în circuitul statoric va fi în sens invers. Prin considerarea sensului invers al curenților, ecuațiile de tensiune în mod generator (PMSG) pot fi scrise astfel:

$$\begin{cases} V_d = -R_S i_d - L_d \frac{d i_d}{dt} + \omega_r L_q i_q \\ V_q = -R_S i_q - L_q \frac{d i_q}{dt} + \omega_r L_d i_d - \omega_r \psi_m \end{cases} \quad (5.1.38)$$

Rezultă schemele echivalente ale PMSG pentru axele d și q, din figurile Fig.5.1.3a, și, respectiv, Fig.5.1.3b.

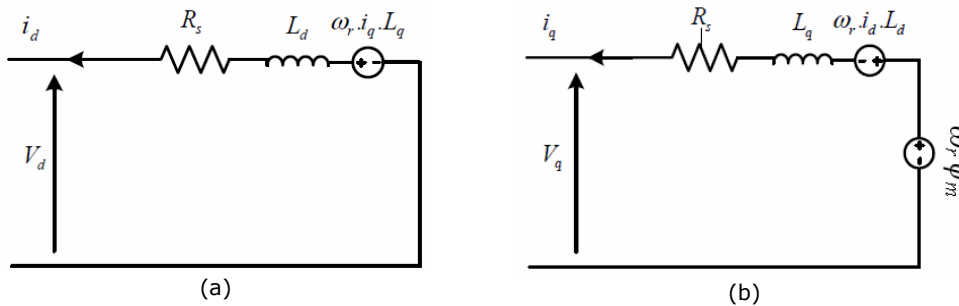


Fig.5.1.3. Schema echivalentă a PMSG pentru: (a) axa - d; (b) axa - q.

La mașinile sincrone cu magneți permanenți rotorului are o suprafață netedă și oferă astfel influențe egale asupra axelor d și q, rezultând o egalitate inductanțelor $L_d = L_q$. În consecință, se obține pentru cuplului electromagnetic expresia:

$$T_e = \frac{3\rho}{2} \psi_m i_q, \quad (5.1.39)$$

care evidențiază faptul că se poate controla cuplul electromagnetic al PMSG prin controlul componentelor sale de curent după axa în cuadratură, q.

5.1.4. Calculul randamentului generatorului PMSG

Modelul pentru generator a fost construit pe baza datelor buletinului de testare oferit de furnizor (Electromotor Timișoara) [EMT-2010].

Extinderea modelului la alte turații și alte încărcări s-a făcut pe baza algoritmilor furnizat de Filiala Academiei Române [ART-2010].

Modelul are la bază aproximarea pierderilor în generator.

$$P_G = P_{arb} - (P_{L1Cu} + P_{L2Fe} + P_{L3Lagar}) \quad (5.1.40)$$

unde:

P_L - pierderile totale din generator

$$P_L = P_{L1Cu} + P_{L2Fe} + P_{L3Lagar} \quad (5.1.41)$$

P_{L1Cu} , P_{L2Fe} , $P_{L3Lagar}$ - pierderi în cupru, în fier și în lagăre;

P_G - puterea utilă la bornele generatorului.

P_{arb} - Puterea la arborele generatorului

Expresia randamentului generatorului η_G este:

$$\eta_G = \frac{P_G}{P_{arb}} = 1 - \frac{P_L}{P_{arb}} = 1 - \frac{P_{L1Cu} + P_{L2Fe} + P_{L3Lagar}}{P_{arb}} \quad (5.1.42)$$

- Calculul pierderilor de putere în generator

Pierderile în cupru, în fier și lagăre sunt date de [Mad 2010]

$$P_{L1Cu} = c_L \cdot I_G^2 ; \quad P_{L2Fe} = d_L \cdot n^{1,3} ; \quad P_{L3Lagar} = f_L \cdot n . \quad (5.1.43)$$

Expresia de aproximare a pierderilor din generator:

$$P_L(n, I_G) = c_L \cdot I_G^2 + d_L \cdot n^{1,3} + f_L \cdot n \quad (5.1.44)$$

unde constantele modelului sunt:

$$c_L = 15,33 ; \quad d_L = 0,11 ; \quad f_L = 0,51 ;$$

- Calculul puterii la bornele generatorului

$$P_G = 3 \cdot U_{Gf} \cdot I_G ; \quad (5.1.45)$$

$$U_{Gf} = k_1 \cdot n = (a_G - b_G I_G) n \quad (5.1.46)$$

Rezultă relația de aproximare a puterii la arborele generatorului.

$$P_G(n, I_G) = 3 \cdot (a_G - b_G I_G) I_G n ; \quad (5.1.47)$$

unde:

- constantele modelului sunt: $a_G = 1,78 ;$ $b_G = 0,045 ;$
- I_G - curentul de fază al generatorului [A]
- U_{Gf} - tensiune de fază [V]; în cazul utilizării tensiunii de linie (U_{GI}) relațiile trebuie corectate ($U_{GI} = \sqrt{3} \cdot U_{Gf}$)

Puterea la arborele generatorului, furnizată de turbina eoliană, este

$$P_T(n, v) = c_{pT} n v^2 + a_{pT} n^\alpha v^{3-\alpha} - b_{pT} n^\beta v^{3-\beta} \quad (5.1.48)$$

unde coeficienții sunt:

$$a_{pT} = \rho a \frac{S}{2} \left(\frac{\pi R}{30} \right)^\alpha ; \quad b_{pT} = \rho b \frac{S}{2} \left(\frac{\pi R}{30} \right)^\beta ; \quad c_{pT} = \rho \frac{C_{M0} S}{2}. \quad (5.1.49)$$

constantele turbinei fiind date în Tabelul 5.1.1.

Tabel 5.1.1. Valorile parametrilor și constantelor turbinei eoliene WT1-UPT

TSRo(λ_0)	R	S	C_{M0}	C_{Pmax}	a	b	α	β
4	2.225	πR^2	0.0125	0,4650	0.0626	0.0046	2	3.5
3	2.225	πR^2	0.0222	0,4281	0.0986	0.0113	2	3.5

Randamentul analitic al generatorului rezultă din relația

$$\eta_G = \frac{P_U}{P_{arb}} = 1 - \frac{P_{p1} + P_{p2} + P_{p3}}{P_{arb}}, \quad (5.1.50)$$

după înlocuirea expresiilor puterilor determinate anterior, se obține dependența randamentului generatorului η_G de turația n [rpm], curentul de fază al generatorului I_G [A] și viteza vântului v [m/s]:

$$\eta_G(n, I_G, v) = \frac{P_G}{P_{arb}} = 1 - \frac{P_L}{P_{arb}} = 1 - \frac{c_L \cdot I_G^2 + d_L \cdot n^{1,3} + f_L \cdot n}{c_{pT} v^2 n + a_{pT} v^{3-\alpha} n^\alpha - b_{pT} v^{3-\beta} n^\beta}. \quad (5.1.51)$$

unde:

c_L, d_L, f_L - constantele modelului de pierderi a generatorului PMSG
 a_{pT}, b_{pT}, c_{pT} - coeficienții puterii la arborele turbinei WT1-UPT

Relații de calcul a randamentului [EEA-2009, Mad 2010] determinate în procesul de proiectare a PMSG pentru agregatul aeroelectric WT1-UPT sunt date în expresiile (5.1.52) și (5.1.53), exprimând dependența randamentului, $\eta = \eta(n, I_G)$, de turația n [rpm] și curentul generatorului, I_G [A].

$$\eta(n, I_G) = \frac{3,63 n I_G}{0.102 I_G^3 + 3.225 I_G^2 + 3.63 n I_G + 0.1727 n^{1.5}} \quad (5.1.52)$$

$$\eta(n, I_G) = \frac{4.25 n I_G}{0.09 I_G^3 + 2.9 I_G^2 + 4.25 n I_G + 0.075 n^{1.5}} \quad (5.1.53)$$

- Ecuația de legătură dintre turație, curent generator și viteza vântului

Ecuația de legătură dintre turație, curent generator și viteza vântului, necesară pentru determinarea uneia dintre mărimi când se cunosc celelalte două mărimi, se obține din condiția echilibrului de puteri al grupului turbină eoliană - generator electric:

$$P_{arb}(n, v) = P_G(n, I_G) + P_L(n, I_G) \quad (5.1.54)$$

Din relația (5.1.54) se poate obține expresia funcției $F(n, I_G, v)$

$$F(n, I_G, v) = P_{arb}(n, v) - P_G(n, I_G) - P_L(n, I_G) = 0 \quad (5.1.55)$$

$$\begin{aligned} F(n, I_G, v) = & \\ = & \left(c_{PT} v^2 n + a_{PT} v^{3-\alpha} n^\alpha - b_{PT} v^{3-\beta} n^\beta \right) - \\ & - \left[3 \cdot (a_G - b_G I_G) I_G n \right] - \left(c_L \cdot I_G^2 + d_L \cdot n^{1,3} + f_L \cdot n \right) = 0 \end{aligned} \quad (5.1.56)$$

După ordonare, se obține expresia:

$$\begin{aligned} F(n, I_G, v) = & \left[-c_L \cdot I_G^2 \right] + \left[c_{PT} v^2 - 3 \cdot (a_G - b_G I_G) I_G - f_L \right] \cdot n + \\ & d_L \cdot n^{1,3} + \left[a_{PT} v^{3-\alpha} \right] \cdot n^\alpha - \left[b_{PT} v^{3-\beta} \right] \cdot n^\beta = 0 \end{aligned} \quad (5.1.57)$$

Rezolvarea ecuației (5.1.57) permite determinarea unei variabile când se impun (sau se cunosc) celelalte două dintre ele.

Astfel se poate determina turația necesară n pentru a se menține un curent al generatorului I_G impus, cunoscând viteza vântului v .

5.1.5. Caracteristicile PMSG

Pe standul experimental realizat în condiții reale pentru generatorul PMSG al sistemului de conversie a energiei eoliene, s-au determinat caracteristicile de mers în gol, $U_{G0} = U_{G0}(n_G) |_{pt. I_G = 0}$, și caracteristicile de mers în sarcină, $U_G = U_G(I_G) |_{pt. n_G = const}$.

Datele nominale ale generatorului sincron cu magneți permanenți sunt prezentate în Tabelul 5.1.2.

Tabel 5.1.2. Datele nominale ale PMSG

Mărimea	Notăția	Valoarea
Puterea nominală:	P_{nom}	5kVA
Curent nominal:	I_{nom}	12 A
Turația nominală	n_{nom}	120 rpm
Frecvența nominală	f_{nom}	32 Hz
Număr de creștături statorice	N_c	33
Număr de perechi de poli	p	16

Schema de montaj utilizată pe standul de probă din laborator este dată în Fig.5.1.4, în care elementele componente sunt: TT - traductor de turație, MAS - mașină asincronă de antrenare (care substituie turbina eoliană pe standul de probă) alimentat printr-un convertor de frecvență a.c.-a.c., RT - reductorul de turație, TM - traductorul de cuplu mecanic, PMSG - generator sincron cu magneți permanenți (5 kVA, prototip 2), RD - redresor în punte trifazată cu diode, HDC - convertor hibrid c.c.-c.c., PA1 - analizor de putere trifazat tip Norma LEM D4000, PA2 - analizor de putere monofazat tip Norma LEM D4355, PC - calculator.

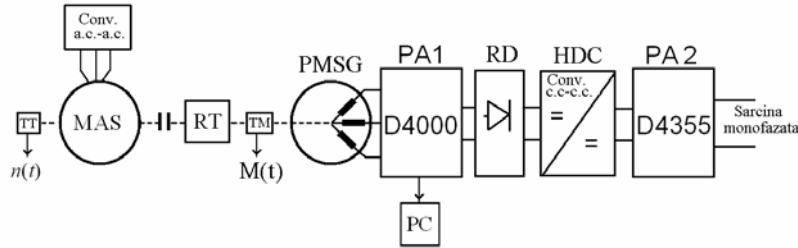


Fig.5.1.4. Schema de montaj a standului de probă din laborator pentru PMSG.

- Caracteristica de mers în gol a PMSG

Măsurătorile s-au făcut cu generatorul fără sarcină ($I_G = 0$).

S-a măsurat cu precizie turația motorului n_M și, cunoscând raportul de reducere de turație a cutiei de viteze $i_{RT} = 6.03$, s-a determinat turația generatorului $n_G = n_M / i_{RT}$.

Rezultatele sunt prezentate în Tabelul 5.1.3., în care s-a notat cu: n_M - turația motorului de antrenare; n_G - turația generator sincron cu magneți permanenți; ω_G - viteza unghiulară de rotație a generator sincron cu magneți permanenți; U_G - curent pe fază la bornele generatorului (c.a. - valoare efectivă).

Tabel 5.1.3. Caracteristica de gol experimentală a PMSG

n_M [rpm]	n_G [rpm]	U_{G_faza} [V]
60.6	10.0	17.76
100.9	16.7	24.90
151.0	25.0	37.48
200.8	33.3	49.74
251.1	41.6	62.15
301.0	49.9	74.53
351.2	58.2	86.89
401.1	66.5	99.41
451.0	74.8	111.57
501.1	83.1	124.00
551.1	91.4	136.42
601.4	99.7	148.69
651.2	108.0	161.31
701.1	116.3	173.40
720.9	119.6	178.35
751.5	124.6	186.25

Prin aplicarea metodelor de regresie, pe baza datelor experimentale din Tabelul 5.1.3, se poate determina estimarea expresiei caracteristicii de mers în gol a PMSG $U_{G0X} = F_{UGx}(n_G) | I_G = 0$, rezultând expresie liniară (5.1.58) cu reprezentarea grafică din Fig.5.1.5.

$$U_{G0X} = a_{n01} + a_{n02} n_G ; \text{ pentru } I_G = 0, \quad (5.1.58)$$

$$a_{n01} = 0.78110276 ; \quad a_{n02} = 1.4841802$$

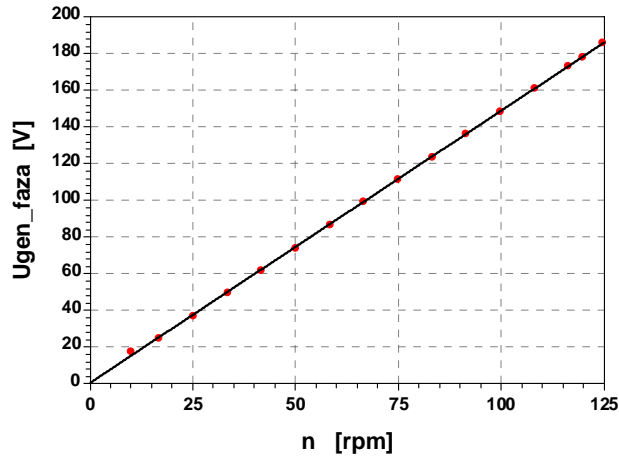


Fig.5.1.5. Caracteristica de mers în gol estimată a PMSG.

- Caracteristica de sarcină a PMSG

Măsurătorile s-au făcut cu sarcină variabilă, menținând turația PMSG aproximativ constantă, în trei cazuri: $n_G = 60, 100, 120$ rpm.

S-a măsurat cu precizie turația motorului n_M și cunoscând raportul de reducere de turație a cutiei de viteze $i_{RT} = 6.03$, s-a determinat turația generatorului $n_G = n_M / i_{RT}$.

Tabel 5.1.4.a. Caracteristica de sarcină experimentală a PMSG. Caz $n_G = 60$ rpm

Nr. Crt.	n_G [rpm]	ω_G [rad/s]	M_G [Nm]	P_{arb} [W]	I_G [A]	U_G [V]	P_G [W]	η_G	η_{Gx}
1	59.967	6.280			0.0198	88.76567	0.107183		
2	60.000	6.283			0.7370	88.85833	190.445		
3	59.967	6.280			2.3500	87.13200	592.820		
4	60.000	6.283	133.000	835.664	3.0600	86.49300	768.660	0.920	0.924
5	60.033	6.287	195.000	1225.898	4.5400	84.82000	1117.120	0.911	0.918
6	59.967	6.280	217.000	1362.698	5.2100	84.10667	1272.050	0.933	0.913
7	60.050	6.288	279.000	1754.462	6.5200	82.51500	1563.340	0.891	0.901
8	60.033	6.287	327.000	2055.737	7.9700	80.64967	1863.540	0.907	0.885
9	60.033	6.287	361.000	2269.484	8.8300	79.76967	2041.650	0.900	0.875
10	59.751	6.257	364.000	2277.597	8.8100	79.59000	2031.660	0.892	0.874

Rezultatele sunt prezentate în Tabelele 5.1.4.a,b,c., în care s-a notat cu: n_G -turația; ω_G -viteza unghiulară de rotație; M_G - cuplu de antrenare la arborele generatorului sincron cu magneti permanenți; P_{arb} - putere mecanică de intrare la arbore; I_G - curent pe fază la bornele generatorului (c.a. - valoare efectivă); U_G - curent pe fază la bornele generatorului (c.a. - valoare efectivă); P_G - putere

electrică (activă), totală, la ieșire generator; η_G – randamentul generatorului; η_{Gx} – randamentul generatorului estimat prin metode de regresie.

Tabel 5.1.4.b. Caracteristica de sarcină experimentală a PMSG. Caz $n_G = 100$ rpm

Nr. Crt.	n_G [rpm]	ω_G [rad/s]	M_G [Nm]	P_{arb} [W]	I_G [A]	U_G [V]	P_G [W]	η_G	η_{Gx}
1	99.983	10.470	6	62.821	0.0193	148.72670	0.08234	0.001	
2	100.033	10.475	111.000	1162.775	2.5400	146.36000	1083.750	0.932	0.919
3	100.033	10.475	219.000	2294.123	5.1800	143.23670	2155.600	0.940	0.930
4	100.000	10.472	289.000	3026.401	6.8800	141.04330	2818.100	0.931	0.924
5	100.000	10.472	357.000	3738.495	8.5600	138.29000	3450.600	0.923	0.914
6	100.017	10.474	417.000	4367.538	10.1000	136.19330	3990.100	0.914	0.903
7	100.066	10.479	471.000	4935.572	11.5000	134.12330	4475.900	0.907	0.891
8	100.017	10.474	506.000	5299.698	12.4000	132.41670	4775.000	0.901	0.884

Tabel 5.1.4.c. Caracteristica de sarcină experimentală a PMSG. Caz $n_G = 120$ rpm

Nr. Crt.	n_G [rpm]	ω_G [rad/s]	M_G [Nm]	P_{arb} [W]	I_G [A]	U_G [V]	P_G [W]	η_G	η_{Gx}
1	120.033	12.570	136.000	1709.499	3.13	175.54000	1585.450	0.927	0.925
2	120.050	12.572	190.000	2388.600	4.44	172.89330	2241.520	0.938	0.933
3	119.950	12.561	278.000	3492.003	6.60	170.54330	3273.600	0.937	0.931
4	120.033	12.570	361.000	4537.714	8.65	167.39670	4202.900	0.926	0.922
5	119.983	12.565	420.000	5277.146	10.14	164.71330	4860.400	0.921	0.913
6	120.000	12.566	490.000	6157.522	11.93	161.66670	5616.700	0.912	0.902

În funcție de necesitățile sistemului de conducere, datele din tabelele cu măsurători pot fi prelucrate prin metode de regresie astfel încât să se obțină expresiile dependențelor necesare între mărimile PMSG:

- pentru cazul când variabilele sunt I_G și n_G avem dependențele:
 $U_G = F(I_G, n_G)$, $P_G = F(I_G, n_G)$, $M_G = F(I_G, n_G)$;
- pentru cazul când variabilele sunt U_G și n_G avem dependențele:
 $I_G = F(U_G, n_G)$, $P_G = F(U_G, n_G)$, $M_G = F(U_G, n_G)$;
- pentru cazul când variabilele sunt P_G și n_G avem dependențele:
 $U_G = F(P_G, n_G)$, $I_G = F(P_G, n_G)$, $M_G = F(P_G, n_G)$;
- pentru cazul când variabilele sunt M_G și n_G avem dependențele:
 $U_G = F(M_G, n_G)$, $I_G = F(M_G, n_G)$, $P_G = F(M_G, n_G)$.

- Estimarea $U_G = F(I_G)$, $P_G = F(I_G)$, $M_G = F(I_G)$, la $n_G[\text{rpm}] = 60, 100, 120$ (const.)

Utilizând rezultatele măsurătorilor experimentale din Tabelele 5.1.4.a,b,c., obținute pe standul de laborator de modelare a WECS, s-au determinat caracteristicile de mers în sarcină ale PMSG pentru puterea $P_G(I_G)$, cuplul $M_G(I_G)$ și

tensiunea $U_G(I_G)$ la turație constantă, $n[\text{rpm}] = \{n_1, n_2, n_3\} = \{60, 100, 120\}$. Expresiile estimate și valorile coeficienților rezultate prin regresie sunt sintetizate în Tabelul 5.1.5.

Tabelul 5.1.5. Caracteristici de sarcină estimate pentru PMSG.
Caz $n = 60, 100, 120$ rpm

n = 60 rpm	n = 100 rpm	n = 120 rpm
$U_G = F(I_G)$	$U_G = F(I_G)$	$U_G = F(I_G)$
$U_{Gx} = a_{Ux} + b_{Ux}I_G + c_{Ux}I_G^2$ $a_{Ux} = 89.098556$ $b_{Ux} = -0.77105424$ $c_{Ux} = -0.034602234$	$U_{Gx} = a_{Ux} + b_{Ux}I_G + c_{Ux}I_G^2$ $a_{Ux} = 149.13677$ $b_{Ux} = -1.0109965$ $c_{Ux} = -0.026767262$	$U_{Gx} = a_{Ux} + b_{Ux}I_G + c_{Ux}I_G^2$ $a_{Ux} = 179.04122$ $b_{Ux} = -1.1407796$ $c_{Ux} = -0.026166586$
$P_G = F(I_G)$	$P_G = F(I_G)$	$P_G = F(I_G)$
$P_{Gx} = a_{Px} + b_{Px}I_G + c_{Px}I_G^2$ $a_{Px} = -4.652671$ $b_{Px} = 264.17593$ $c_{Px} = -3.7096151$	$P_{Gx} = a_{Px} + b_{Px}I_G + c_{Px}I_G^2$ $a_{Px} = -9.6218224$ $b_{Px} = 442.28355$ $c_{Px} = -4.5456736$	$P_{Gx} = a_{Px} + b_{Px}I_G + c_{Px}I_G^2$ $a_{Px} = -35.633746$ $b_{Px} = 534.87049$ $c_{Px} = -5.12919$
$M_G = F(I_G)$	$M_G = F(I_G)$	$M_G = F(I_G)$
$M_{Mx} = a_{Mx} + b_{Mx}I_G$ $a_{Mx} = 13.358779$ $b_{Mx} = 39.663742$	$M_{Mx} = a_{Mx} + b_{Mx}I_G$ $a_{Mx} = 11.501077$ $b_{Mx} = 40.054102$	$M_{Mx} = a_{Mx} + b_{Mx}I_G$ $a_{Mx} = 11.501077$ $b_{Mx} = 40.054102$

5.1.6. Metodă de determinare a $P_G = F(I_G, n_G)$, $M_G = F(I_G, n_G)$, $U_G = F(I_G, n_G)$.

Metoda propusă în cele ce urmează reprezintă în fapt o generalizare, care permite extrapolarea caracteristicilor generatorului PMSG, $P_G = F(I_G, n_G)$, $M_G = F(I_G, n_G)$, $U_G = F(I_G, n_G)$, în domeniul de variație nominal al curentului I_G și turației n_G , având un număr limitat de caracteristici determinate experimental. Metoda presupune parcurgerea mai multor etape, prezentate în cazul determinării caracteristicii $P_G = F(I_G, n_G)$

Metodă de determinare a puterii generatorului $P_G = F(I_G, n)$

Utilizând rezultatele măsurătorilor experimentale, obținute pe standul de laborator de modelare a WECS, pentru un set de k_{mes} măsurători ale caracteristicilor în sarcină $P_G(I_G)$, pentru $n_G = \text{const.}$, $n_G[\text{rpm}] = \{n_{G1}, n_{G2}, \dots, n_{Gk_{mes}}\}$. Metoda propusă de determinare a puterii generatorului presupune parcurgerea următoarelor etape:

1. Se determină prin regresie, pentru fiecare set de valori, $k = 1, \dots, k_{mes}$, expresia funcției de aproximare corespunzătoare

$$P_{Gk,j} = F_k(I_{Gj}), \text{ pentru } n_{Gk}, k = 1, 2, \dots, k_{mes},$$

care, pentru cazul particular de măsurători din Tabelul 5.1.4.a,b,c considerat, $k_{mes} = 3$, au expresiile (din Tabelul 5.1.5).

$$P_{Gk,j} = F_k(I_{Gj}) = a_{Pk} + b_{Pk} I_{Gj} + c_{Pk} I_{Gj}^2 \quad (5.1.59)$$

unde:

I_{Gj} , $j = 0, 1, 2, \dots, k_j$, reprezintă un set de valori de calcul pentru curentul I_G , în limitele $0 \leq I_{Gmin} \leq I_{Gj} \leq I_{Gmax} \leq I_{Gnom}$, determinate cu relația:

$$I_{Gj} = I_{Gmin} + j \Delta I_G, j = 0, 1, 2, \dots, k_j \quad (5.1.60)$$

în care, ΔI_G este pasul de variație ales pentru curentul I_G .

2. Se restructurează datele calculate, conform unui nou set de valori:

$$\{I_{Gj}, P_{Gk,j}, n_{Gk}\}, \quad k = 1, 2, \dots, k_{mes}. \quad (5.1.61)$$

3. Se determină funcțiile de aproximare prin regresie corespunzătoare noului set de valori, $\{P_{Gi}, n_{Gi}\}$ pentru I_{Gi} , $i = 1, 2, \dots, k_i$. Pentru cazul particular considerat acestea vor fi de forma:

$$P_{G,i} = F_i(n_G) = a_{pi} + b_{pi} n_G + c_{pi} n_G^2, \quad \text{pentru } I_{Gi}, \quad i = 1, 2, \dots, k_i \quad (5.1.62)$$

4. Se grupează valorile obținute ale coeficienților a_i , b_i , c_i cu valoarea I_{Gi} și se determină funcțiile de aproximare prin regresie a dependenței acestor coeficienți de curentul I_G , rezultând din setul de valori:

$$\begin{aligned} \{I_{Gi}, a_{pi}\}, \quad i = 1, 2, \dots, k_i & \quad \text{dependența} \quad a_{px} = a_{px}(I_G) \\ \{I_{Gi}, b_{pi}\}, \quad i = 1, 2, \dots, k_i & \quad \text{dependența} \quad b_{px} = b_{px}(I_G) \\ \{I_{Gi}, c_{pi}\}, \quad i = 1, 2, \dots, k_i & \quad \text{dependența} \quad c_{px} = c_{px}(I_G) \end{aligned} \quad (5.1.63)$$

5. În final, se obține expresia puterii estimate a generatorului P_{GX} în funcție de n_G și I_G următoare:

$$P_{GX}(n, I_G) = F_{PX}(n, I_G) = a_{PX}(I_G) + b_{PX}(I_G)n + c_{PX}(I_G)n^2 \quad (5.1.64)$$

Relația (5.1.64) obținută pentru P_G permite determinarea caracteristicilor:

$$P_{GX}(n) \quad \text{pentru } I_G = \text{const.} \quad (5.1.65)$$

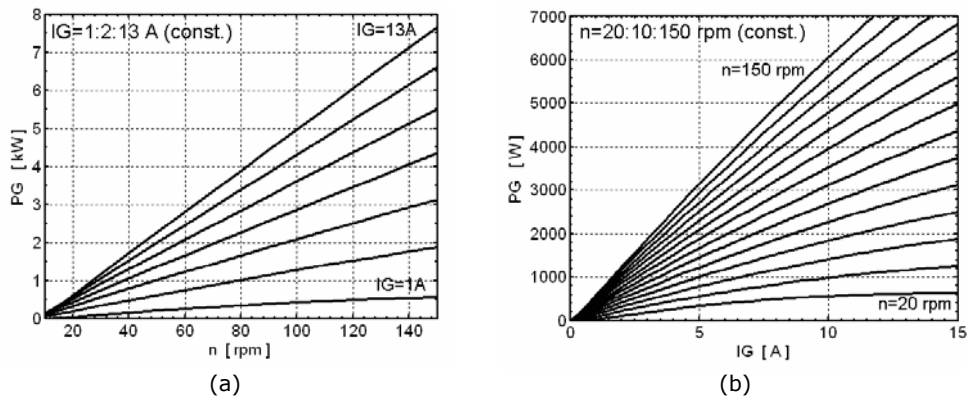


Fig. 5.1.6. Dependența estimată $P_{GX}(n_G, I_G)$ sub forma:
(a) $P_{GX}(n)$ la $I_G = \text{const.}$; (b) $P_{GX}(I_G)$ la $n = \text{const.}$

sau

$$P_{GX}(I_G) \quad \text{pentru } n_G = \text{const.} \quad (5.1.66)$$

pentru întreg domeniul de variație nominală a curentului I_G și a turației n_G .

Figura Fig.5.1.6.a,b prezintă rezultatul aplicării metodei de determinare a caracteristicilor estimate propusă.

Metoda considerată poate fi extinsă și pentru determinarea următoarelor mărimi:

- Determinarea tensiunii generatorului $U_{GX} = F_{UX}(n, I_G)$,

Procedând asemănător, se obține pentru dependența $U_G = F_{UX}(n_G, I_G)$ expresia de estimare:

$$U_{GX}(n_G, I_G) = F_{UX}(n_G, I_G) = a_{UX}(I_G) + b_{UX}(I_G)n_G + c_{UX}(I_G)n_G^2 \quad (5.1.67)$$

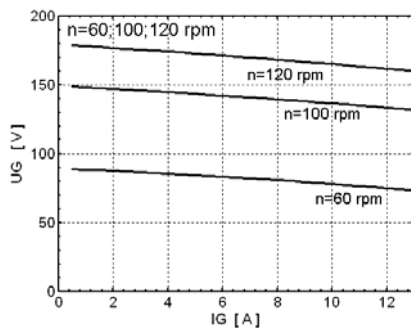


Fig.5.1.7. Caracteristica de sarcină $U_G(I_G)$ la $n=60, 100, 120$ rpm (const.), determinată experimental.

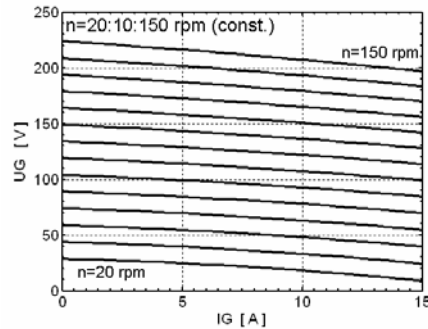


Fig.5.1.8. Dependența estimată $U_G(I_G)$ la $n=const.$.

- Determinarea cuplului generatorului $M_{GX} = F_{MX}(n_G, I_G)$,

În acest caz, se poate aplica atât metoda propusă, cât și, utilizând direct relația (4.2.30) dintre M_G și P_G , obținându-se în final expresia estimată a cuplului generatorului:

$$M_{GX}(n_G, I_G) = P_{GX}(n_G, I_G) / (\pi n_G / 30) \quad (5.1.68)$$

- Determinarea puterii la arborele generatorului $P_{GarbX} = F_{GarbX}(n_G, I_G)$:

Cunoscând expresia (5.1.53) a randamentului generatorului $\eta_G(n, I_G)$ furnizată de către proiectantul generatorului PMSG [Mad 2011], se poate determina puterea mecanică estimată de la arborele generatorului, P_{GarbX} , corespunzătoare unei puteri P_{GX} dată a generatorului, considerând relația de definiție a randamentului generatorului:

$$\eta_G = P_G / P_{GarbX} \quad (5.1.69)$$

Din relațiile (5.1.53), (5.1.64) și (5.1.69) se obține expresia estimată a puterii mecanice de la arborele generatorului PMSG:

$$P_{GarbX} = F_{GarbX}(n, I_G) = P_{GX}(n, I_G) / \eta_G(n, I_G) \quad (5.1.70)$$

5.1.7. Caracteristici estimate pentru WT1 și PMSG - rezultate prin simulare în Matlab

Caracteristicile estimate pentru generatorul PMSG și pentru turbina WT1 reprezintă expresii care pot fi ușor implementate în algoritmi numerici de conducere, timpii de calcul necesari fiind mult mai mici.

Pe de altă parte, expresiile estimate permit reprezentarea grafică în diferite condiții, în vederea determinării unor parametri funcționali ai componentelor sistemului WECS considerat în diferitele regimuri de funcționare.

În figurile Fig.5.1.9 ... Fig.5.1.12 sunt reprezentate caracteristici ale WT1-UPT și PMSG pe baza expresiilor estimate, în diferite combinații:

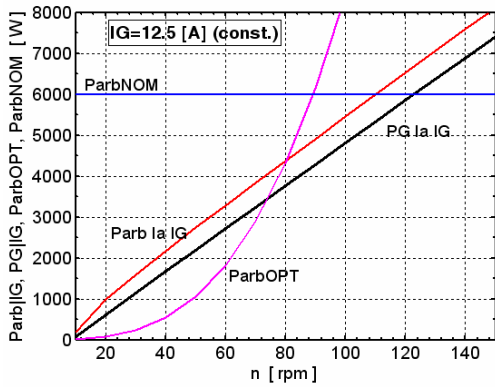


Fig.5.1.9. Dependentele de turație estimate P_G , P_{arb} , P_{arbOpt} , P_{arbNom} la $I_G=12.5A$.

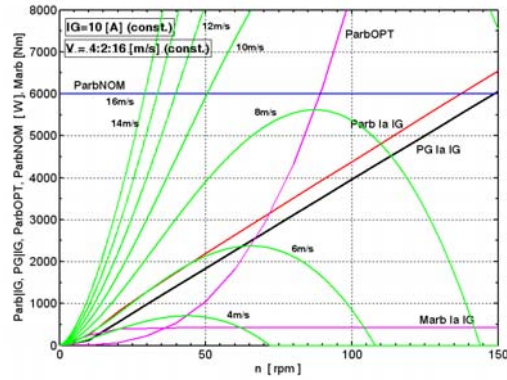


Fig.5.1.10. Caracteristicile estimate pentru PMSG și WT1-UPT ($I_G=10A$, $I=4:2:16$ m/s).

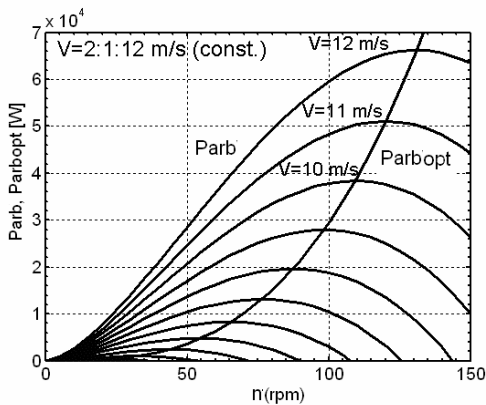


Fig.5.1.11. Dependentele de turație estimate pentru $P_{arb}(n)$ și $P_{arbOpt}(n)$ la $V=2, \dots, 12$ m/s (const.).

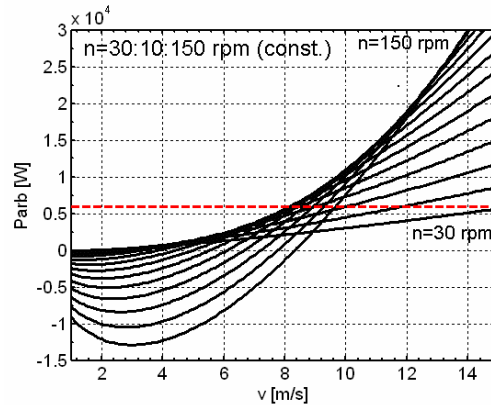


Fig.5.1.12. Dependenta de viteza vântului estimate pentru $P_{arb}(V)$ la $n=30, \dots, 150$ rpm (const.).

- pentru turbina eoliană WT1-UPT ($n = 0 \dots 150$ rpm; $v = 4 \dots 16$ m/s):

$P_{arb}(n) | v = const$ - caracteristica de putere

$P_{arb}(v) | n = const$ - caracteristica de putere

$P_{arbOPT}(n)$ - caracteristica de putere maximă (optimă)

$P_{arbNOM} = const$ - puterea nominală

- pentru generatorul PMSG ($n = 0 \dots 150$ rpm; $I_G = 10$ A= const)

$P_G(n)|_{I_G = const}$ - caracteristica puterii de ieșire a PMSG

$P_{Garb}(n)|_{I_G = const}$ - caracteristica puterii mecanice de la arborele PMSG

$M_{Garb}(n)|_{I_G = const}$ - caracteristica cuplului mecanic de la arborele PMSG

Concluzii privind modelarea și caracteristicile PMSG

S-a determinat modelul matematic al generatorului trifazat cu magneți permanenți PMSG pe baza modelului PMSM în sistemul de referință sincron d-q. Calculul randamentului PMSG, prin calculul pierderilor de putere în generator și a puterii de la bornele generatorului, permite stabilirea unei ecuații de legătură dintre turația, curentul generatorului și viteza vântului, necesară pentru determinarea uneia dintre mărimi când se cunosc celelalte două mărimi. Se propune o metodă originală de generalizare, care permite extrapolarea caracteristicilor generatorului PMSG, $P_G=F(I_G, n_G)$, $M_G=F(I_G, n_G)$, $U_G=F(I_G, n_G)$, în domeniul de variație nominal al curentului I_G și turației n_G , având un număr limitat de caracteristici determinate experimental. Corelând caracteristicile determinate pentru PMSG cu cele estimate pentru turbina eoliană WT1-UPT, se face analiza caracteristicilor sistemului de conversie a energiei eoliene cu PMSG.

5.2. Variante de conducere pentru PMSG, fără MPPT

Sunt considerate strategiile de control cele mai utilizate pentru conducerea WECS, care au în vedere o extragere optimă de energie de la vânt, și care nu utilizează metode de control prin urmărirea punctului de putere maximă (MPPT).

Este propusă o strategie de control care elimină traductoarele de măsurare a vitezei vântului (anemometre) și traductoarele de măsurare a turației (encoder, turometre, etc.) și le înlocuiește cu estimatoare bazate pe mărimi măsurate din sistem, crescând astfel fiabilitatea sistemului de conducere (traductoarele sunt supuse defectării). Principalul dezavantaj este cel al necesității cunoașterii, în prealabil, al modelului și caracteristicilor turbinei eoliene.

De asemenea inverterul de pe partea de rețea nu este inclus în studiu, având în vedere că supercondensatoarele asigurând o decuplare a circuitului de pe partea generatorului de circuitul de pe partea rețelei. Metoda de monitorizare a fost simulată în Matlab / Simulink. Rezultatele simulării, fiind analizate rezultatele obținute.

Sistemele de conversie a energiei eoliene cu viteză de rotație variabile (WECS) oferă multiple avantaje față de WECS cu funcționare la viteză de rotație constantă. Unul dintre avantaje este capacitatea sistemului de a urmări punctul maxim de putere și de a se recolta, în fiecare moment, maximum de energie de la vânt [Bud 2008]. Acest lucru se datorează faptului că puterea extrasă de la vânt este influențată atât de viteza vântului, cât și de viteza de rotație a paletelor [Bud 2010].

Sistemul considerat de conversie a energiei vântului

Recent au fost raportate noi topologii WECS. Se propune o astfel de topologie, folosind un nou tip de convertor c.c.-c.c. numit "hibrid DC-DC convertor" (HDC) și supercondensatoare în circuitul intermediar de c.c., așa cum se arată în Fig.5.2.1. [EEA 2009]

Topologia WECS constă dintr-un generator sincron cu magneți permanenți (PMSG), o punte redresoare cu diode (RD), un convertor c.c.-c.c. hibrid (HDC),

supercondensator, bancuri de acumuloare (Baterie Acumulat) și un invertor de tensiune ridicător de tensiune (BVI) pe partea de sarcină. Rezistența de disipare din circuitul intermediar de c.c. este utilizată la frânare sau la disiparea energiei în cazul când sarcina este mică și bateria de acumuloare este încărcată la maxim.

Supercondensatorul acționează ca un element de înmagazinare a energiei și are rolul de a separa generatorul de invertor și astfel generatorul poate fi controlat pentru a obține putere maximă de la vânt, în timp ce invertorul este controlat pentru a genera, la rândul său, curentul și tensiunea de ieșire de o anumită amplitudine și frecvență cu distorsiuni armonice reduse [Bud 2010], [Mun 2010].

Caracteristicile turbinei de vânt de tip WT1-UPT sunt prezentate în §3.3.1-§3.3.2: puterea extrasă de turbina eoliană de la vânt P_{arb} (rel. 3.3.51); coeficientul de putere C_p (rel. 3.3.38); coeficientul cuplului turbinei eoliene, C_M (rel. 3.3.41); cuplul mecanic la arborele turbinei, M_{arb} , (rel. 3.3.65), puterea optimă $P_{arb Opt}$ (rel. 3.3.86, 3.3.87, 3.3.89, 3.3.89); cuplul optim $M_{arb Opt}$ (rel. 3.3.81).

Pentru două modele de turbine de vânt cu parametrii din Tabelul 3.3.1, pentru două valori optime a tip-speed ratio de $\lambda_o=3$ și, respectiv, $\lambda_o=4$, și curbele coeficienților de putere și de moment corespunzătoare prezentate în Fig. 3.3.3, cele două curbe au maximum la diferite valori ale rapidității turbinei eoliene λ , $\lambda_{0 Cp} \neq \lambda_{0 Cm}$. Aceasta este o observație importantă care arată că, cuplul optim, $M_{arb Opt}$, și puterea extrasă optimă, $P_{arb Opt}$, sunt obținute la diferite valori ale rapidității turbinei. De obicei, în locațiile cu valori mici ale vitezei vântului, turbinele eoliene sunt proiectate pentru valori scăzute pentru λ . Modelul turbinei WT1-UPT utilizat în simulări este cel pentru $\lambda = 4$.

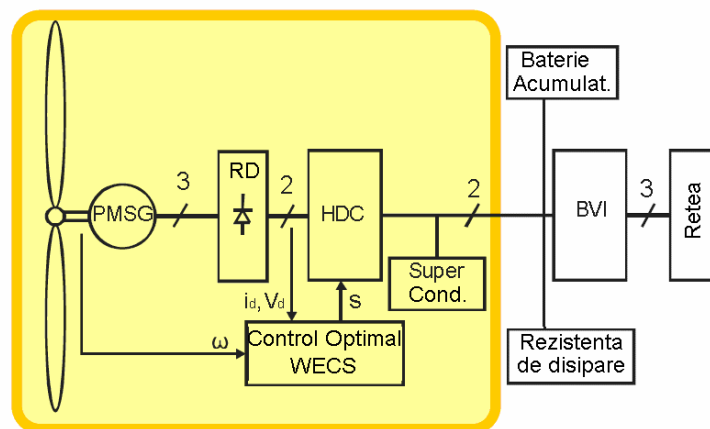


Fig.5.2.1. Topologia WECS cu noul convertor HDC pentru consumatori autonomi

Structura propusă pentru HDC este dezvoltată în §6.1.2 .

Pentru simulare se consideră sistemul de conversie a energiei eoliene având ca ieșire tensiunea de pe supercondensatorul din circuitul intermediar de c.c.

Există mai multe metode de a controla puterea optimă a turbinei eoliene prin comanda de prescriere a curentului I_{HDCopt} , cunoscând caracteristicile turbinei și a elementelor componente ale WECS, și anume [Bor 2011]:

- (i) Controlul puterii optime pe baza relației dintre I_{HDCopt} și viteza vântului v :
- $$I_{HDCopt} = F(v) \quad (5.2.1)$$

Sucesiunea de calcul este următoarea:

$$\begin{aligned} n_{opt} \rightarrow P_{T\ opt} \rightarrow (P_G)_{P_{T\ opt}} \rightarrow V_{G\ opt} \rightarrow I_{G\ opt} \rightarrow \\ \rightarrow I_{DB} \rightarrow V_{DB} \rightarrow P_{HDC\ opt} \rightarrow V_{HDC\ opt} \rightarrow I_{HDC\ opt} = F(v) \end{aligned}$$

unde:

n_{opt} - turația corespunzător puterii optime (maxime);

$P_{T\ opt}$ - puterea optimă a turbinei la n_{opt} ;

$(P_G)_{P_{T\ opt}}$ - puterea generată de PMSG când puterea turbinei este $P_{T\ opt}$;

$V_{G\ opt}$ - tensiunea generatorului pentru situația n_{opt} și $(P_G)_{P_{T\ opt}}$;

$I_{G\ opt}$ - curentul rezultat pentru $(P_G)_{P_{T\ opt}}$ și $V_{G\ opt}$;

I_{DB} - curentul c.c. de la ieșirea redresorului cu diode RD corespunzător lui

$I_{G\ opt}$

V_{DB} - tensiunea c.c. de la ieșirea redresorului cu diode RD corespunzător

lui $V_{G\ opt}$

$P_{HDC\ opt}$ - puterea c.c. de la ieșirea HDC rezultată;

$V_{HDC\ opt}$ - tensiunea c.c. de la ieșirea HDC rezultată;

$I_{HDC\ opt} = F(v)$ - relația finală între $I_{HDC\ opt}$ și v pentru comanda HDC.

(ii) Controlul puterii optime pe baza relației $I_{HDC\ opt}$ și n :

$$I_{HDC\ opt} = F(n). \quad (5.2.2)$$

Sucesiunea de calcul este următoarea:

$$\begin{aligned} P_{T\ opt} \rightarrow (P_G)_{P_{T\ opt}} \rightarrow V_{G\ opt} \rightarrow I_{G\ opt} \rightarrow I_{DB} \rightarrow \\ \rightarrow V_{DB} \rightarrow P_{HDC\ opt} \rightarrow V_{HDC\ opt} \rightarrow I_{HDC\ opt} = F(n) \end{aligned}$$

(iii) Controlul puterii optime pe baza relației $I_{HDC\ opt}$ și $(P_G)_{P_{T\ opt}}$:

$$I_{HDC\ opt} = F\left((P_G)_{P_{T\ opt}}\right) \quad (5.2.3)$$

Sucesiunea de calcul este următoarea:

$$V_{G\ opt} \rightarrow I_{G\ opt} \rightarrow I_{DB} \rightarrow V_{DB} \rightarrow P_{HDC\ opt} \rightarrow V_{HDC\ opt} \rightarrow I_{HDC\ opt} = F\left((P_G)_{P_{T\ opt}}\right)$$

(iv) Controlul puterii optime pe baza relației $I_{G\ opt}$ și $V_{G\ opt}$:

$$I_{G\ opt} = F(V_{G\ opt}) \quad (5.2.4)$$

(v) Controlul puterii optime pe baza relației I_{HDCopt} și V_{HDC} :

$$I_{HDC opt} = F(V_{HDC}) . \quad (5.2.5)$$

Pentru sistemul WECS realizat cu turbina eoliană WT1-UPT și WT2-UPT, plecând de la legea de control optim bazat pe măsurarea mărimilor din circuitul intermediar de c.c., $I_{HDC opt} = F(V_{HDC})$, (din cauza accesibilității mărimilor I_{HDC} și V_{HDC}) a fost dezvoltată o strategie de control, bazată pe măsurarea mărimilor în circuitul intermediar de c.c. care este prezentată în continuare, pentru structura WECS cu HDC.

5.2.1. Strategii bazate pe măsurarea mărimilor în circuitul intermediar de c.c.

5.2.1.1. Controlul HDC pentru extracția de putere maximă

Structura propusă a strategiei de control al convertorului HDC este prezentată în Fig.5.2.3. Ideea principală a acestei strategii este aceea rezultată din relațiile pentru WT1-UPT din § 3, de a obține valoarea maximă a puterii extrasă, la o viteză de rotație dată [Haq 2010].

Se poate extrage putere maximă de la turbina eoliană, dacă coeficientul de putere C_P , dat de producătorul turbinei, are valoarea maximă $C_{P Max}$. Această valoare $C_{P Max}$ este obținută din (3.3.11) pentru o anumită valoare a rapidității turbinei $\lambda_{P Opt}$, corespunzătoare caracteristicilor aerodinamice ale tipului de model al turbinei de vânt:

$$C_{POpt} = C_P(\lambda_{POpt}), \quad (5.2.6)$$

unde λ_{POpt} , din (3.3.7), rezultă:

$$\lambda_{POpt} = \frac{\omega_{POpt} R}{v} = \frac{\pi R}{30} \frac{n_{POpt}}{v} \quad (5.2.7)$$

Puterea optimă extrasă, $P_{arb Opt}$ rezultă din (3.3.12), considerând (5.2.6) și (5.2.7), în funcție de viteza unghiulară ω_{POpt} :

$$P_{arb Opt} = k_{POpt1} (\omega_{POpt})^3 \quad (5.2.8)$$

unde

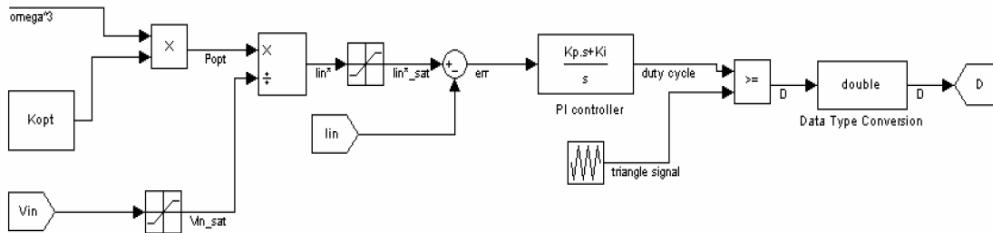
$$k_{POpt1} = 0.5 \rho A C_{POpt} \times \left(\frac{R}{\lambda_{POpt}} \right)^3 \quad (5.2.9)$$

respectiv, în funcție de turația turbinei eoliene n_{POpt} :

$$P_{arb Opt} = k_{POpt2} (n_{POpt})^3 \quad (5.2.10)$$

unde

$$k_{POpt1} = 0.5 \rho S C_{POpt} \times \left(\frac{\pi R}{30 \lambda_{POpt}} \right)^3 \quad (5.2.11)$$

Fig.5.2.3. Structura buclei de control al curentului convertorului HDC pentru $P_{arb Opt}$.

Sistemul aerodinamic a fost realizat pentru a reproduce turbina WT1-UPT, descrisă în § 3.3.2, având parametrii corespunzător cazului constructiv cu $\lambda_{opt} = 4$.

Generatorul electric este un generator trifazat PMSG, cuplat direct la arborele turbinei de vânt, viteza de rotație fiind cea a turbinei eoliene. Parametrii și modelele pentru generatorul PMSG au fost prezentate în § 5.1.

Turbina și generatorul sunt de putere nominală de 5kW.

Generatorul PMSG este antrenat cu un cuplu furnizat de subsistemul aerodinamic al WT1-UPT implementat pe baza relației (3.3.81) stabilite în § 3.3.2

Sistemul de conducere în regim optimal, pentru domeniul nominal de funcționare a sistemului WECS, din Fig.5.2.3, este format dintr-un bloc de calcul al prescrierii curentului de intrare al HDC, I_{in}^* , pe baza vitezei unghiulare de rotație a turbinei și a tensiunii de intrare a HDC, V_{in} . Convertorul c.c.-c.c. HDC fizic include regulatorul buclei de curent, realizat hardware prin utilizarea unor amplificatoare operaționale în blocul de comandă și protecție a HDC. Regulatorul rezultat este de tipul PI (proporțional integrator). Bucla de curent este utilizată atât pentru reglarea curentului de intrare al HDC, cât și pentru limitarea acestuia.

Rezultate obținute

Pentru studiu de caz a fost utilizat modelul de simulare considerat, în două situații de variație a vitezei vântului:

a) Rezultatele simulării pentru o secvență de variație a vitezei vântului aleatoare în jurul valorii de 7m/s pentru o durată de 10s, prezentate în Fig.5.2.4. Regulatorul de curent impune curentul de intrare al HDC, modificând turația turbinei prin acțiunea convertorului c.c.-c.c. HDC și a curentului de sarcină al generatorului, cu scopul de a obține puterea maximă de la turbina eoliană.

După cum se poate observa din Fig.5.2.4b, turația turbinei eoliene urmează secvența aleatoare de variație a vitezei vântului din Fig.5.2.4a, pentru a obține funcționarea la putere maximă extrasă. Acest mod de funcționare este subliniat în Fig.5.2.4d, ilustrând C_p (coeficientul de putere), care este menținut la valoarea maximă pe tot parcursul regimului de funcționare.

În Fig.5.2.4c este prezentată variația puterii de ieșire a turbinei eoliene funcție de viteza de rotație - care este pe curba de putere maximă, iar variația C_p în funcție de tip-speed ratio este dat în Fig.5.2.4e.

În Fig.5.2.4f este reprezentată variația tensiunii de ieșire a HDC.

Sarcina rezistivă R a sistemului WECS cu ieșire în curent continuu prin tensiunea de pe supercondensator este constantă.

b) Rezultatele simulării pentru o secvență de variație a vitezei vântului în trepte succesive pe o durată de 14 s sunt prezentate în Fig.5.2.5.

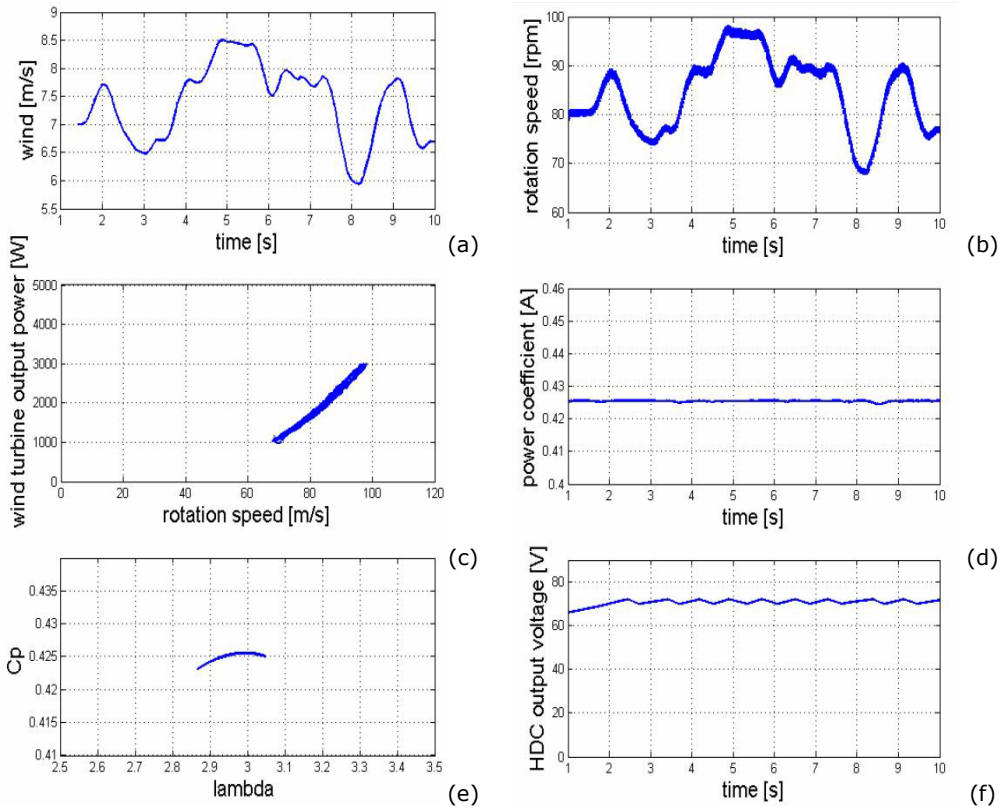


Fig.5.2.4. Rezultate prin simulare (Studiul de caz 1).

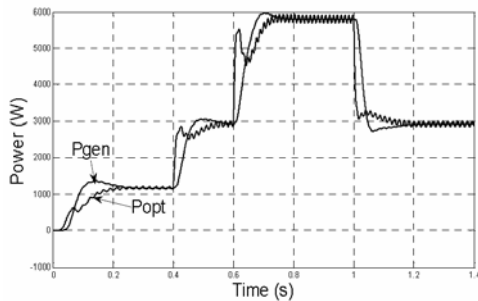
În simularea se consideră 4 modificări succesive în treaptă a vitezei vântului:

- la $t = 0.0s$ se aplică o treaptă de 3 m/s (creștere)
- la $t = 0.4s$ se aplică o treaptă de +1 m/s (creștere)
- la $t = 0.8s$ se aplică o treaptă de +1 m/s (creștere)
- la $t = 1.0s$ se aplică o treaptă de -1 m/s (descreștere)

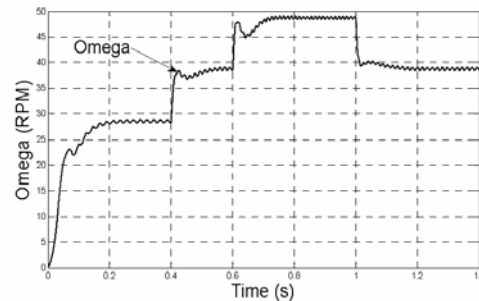
După cum se poate observa din Fig.5.2.5a, la începutul simulării, începând cu o variație a vitezei vântului între 0 și 3 m/s, puterea reală actuală fiind mai mare decât cea calculată.

După acest moment, puterea de referință are efect și puterea generatorului urmează, cu o anumită întârziere, puterea optimă impusă. Acesta este rezultatul inerției mecanice a sistemului turbină eoliană - generator și acțiunii sistemului de reglare.

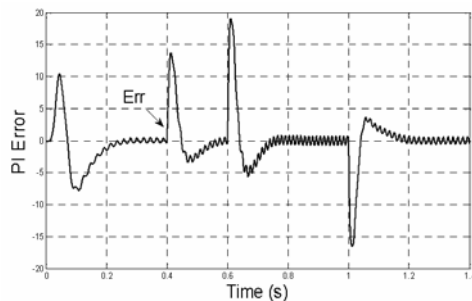
În Fig.5.2.5c este prezentată abaterea de reglare și modificarea acesteia în timpul variațiilor vitezei vântului.



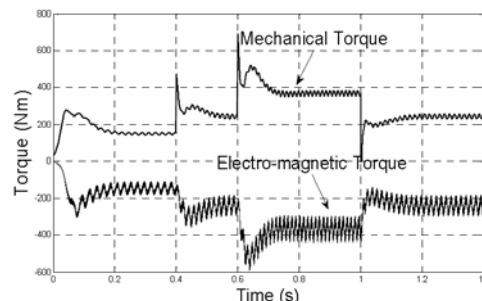
(a) Puterea de ieșire optimă și putere de ieșire a generatorului



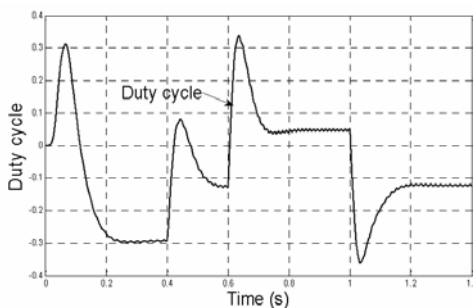
(b) Viteza de rotație a turbinei de vânt



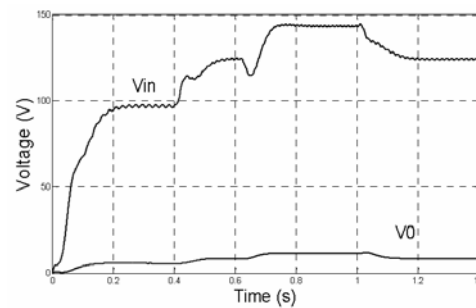
(c) Abaterea de la intrarea regulatorului PI



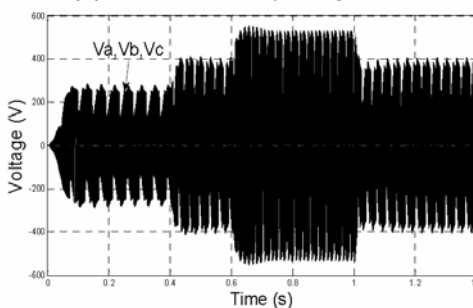
(d) Cuplul mecanic și cuplul electromagnetic



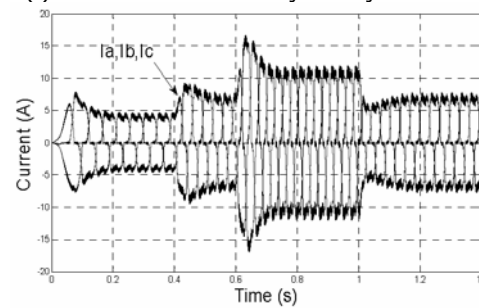
(e) Factorul de umplere generat



(f) Tensiunea de intrare și de ieșire a HDC



(g) Tensiunea de ieșire a generatorului



(h) Curentul de ieșire al generatorului

Fig.5.2.5. Variația mărimilor din sistem obținute prin simulare.

Fig.5.2.5e prezintă factorul de umplere D generat de semnalul de ieșire al regulatorului PI. Comanda tranzistorului comutator se face prin metoda PWM ("pulse width modulation"). Factorul de umplere este obținut prin compararea valorii de ieșire a regulatorului PI cu un semnal cu forma de undă triunghiulară cu frecvența de comutare f_{sw} și se generează comanda pe grila tranzistorului comutator.

Din relația (6.1.2.X.37) se poate determina relația dintre tensiunea de ieșire V_{out} și tensiunea de intrare V_{in} a convertorului HDC în funcție de factorul de umplere D de comandă a tranzistorului de comutație:

$$V_0 = \frac{D}{2-D} V_{in} \quad (5.2.13)$$

Prin variația factorului de umplere D al tranzistorului comutator conform relației (5.2.13) se poate observa modificarea atât a tensiunii de la intrare, cât și de la ieșire a convertorului HDC într-un raport diferit, din cauza regimului de alimentare (Fig.5.2.5f).

Fig.5.2.5b, Fig.5.2.5d prezintă variația cuplul mecanic al turbinei și a cuplului electromagnetic al PMSG în funcție de viteza de rotație care caracterizează comportarea din punct de vedere mecanic al grupului turbină - generator.

Formele de undă pentru tensiunea și curentul de ieșire al generatorului sunt prezentate, respectiv, în Fig.5.2.5g și Fig.5.2.5h.

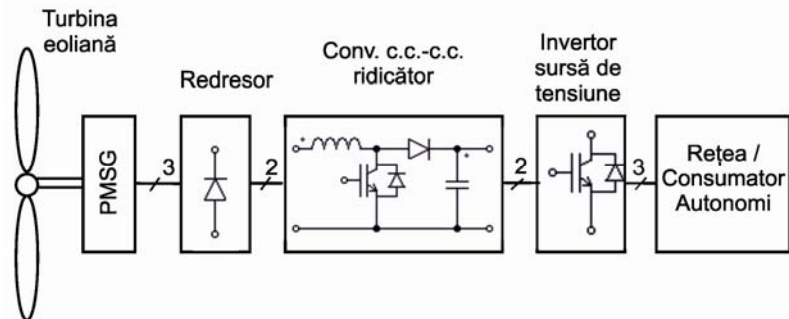
În simulare, ca și în aplicația reală, există armonici de curent și de tensiune din cauza comutației tranzistorului din convertorul HDC. Măsurarea mărimilor electrice, pentru a putea fi folosite ca semnale în strategia de control, trebuie să se facă prin intermediul unor filtre „trece jos”. În acest caz, filtrele de ordinul doi, elimină componentele armonice de înaltă frecvență. Utilizarea filtrelor în simulare are un efect similar utilizării traductoarelor în aplicația reală.

5.2.1.2. Strategie de control bazată pe estimarea vitezei vântului

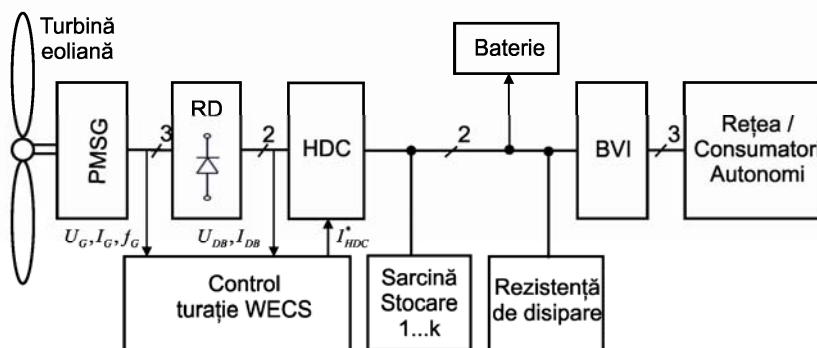
Este propusă o strategie de control a turației structurii WECS de mică putere (vezi Fig.5.2.1) bazată pe estimarea vitezei vântului, dedicată optimizării, eficienței și furnizării de energie electrică. Este considerat cazul unei turbine cu ax orizontal, fără reglajul paletelor, realizat în cadrul UPT [EEA-2009].

Sistemele WECS de mică putere sunt utilizate, în mare parte, în zone îndepărtate cu vânt și fără conectare la rețea. Acestea au un preț relativ mare și, comparativ cu turbinele eoliene mari, se produce energie la costuri mai mari. În prezent cercetările actuale au ca scop reducerea prețului lor și asigurarea, de asemenea, unei funcționări sigure. În cele ce urmează se au în vedere următoarele direcții de preocupare: (i) eliminarea unor traductoare prin înlocuirea cu estimatoare software; (ii) sisteme noi de convertoare ac-dc-ac; (iii) promovarea unei strategii inovativă optimizată de control al turației.

Topologia unui sistem WECS convențional cu convertor c.c.-c.c. boost este prezentată în Fig.5.2.6a [Deh 2009]. Această configurație include un redresor cu diode, un convertor dc-dc boost și un convertor inverter sursă de tensiune de interfațare cu rețeaua sau consumatorii autonomi. În această topologie, convertorul boost este comandat pentru a controla extragerea maximă de putere de la vânt.



(a)



(b)

Fig.5.2.6. Sistem WECS de mică putere cu PMSG și cuplaj direct:
 (a) convențional cu convertor c.c.-c.c. (chopper boost); (b) topologie WECS
 cu un convertor c.c.-c.c. hibrid nou HDC pentru consumatori autonomi.

Recent au fost semnalate noi topologii de sisteme WECS [Che 2009] [Deh 2009] [Ari 2005] [Ni 2009] [www-Sch] [Axe 2008]. Topologia propusă prezentată în Fig.5.2.6b, utilizează un nou tip de convertor c.c.-c.c. hibrid ("hybrid dc-dc converter"- HDC) [Deh 2009].

5.2.1.3. Strategia de control al turației pentru WECS

Metoda se bazează pe cunoașterea caracteristicii randamentului PMSG, $\eta_G = MP_1(n, I_G)$, și caracteristica turației optime a turbinei de vânt $n_{opt} = MP_2(v)$ pentru $n \leq n_{admisibil}$. Caracteristicile menționate MP_1 și MP_2 pot fi determinate folosind anterior modelul teoretic și posterior modelul experimental, determinat și studiat prin teste pe stand, în tunele de aerodinamice sau direct pe instalația reală.

Caracteristica $\eta_G = MP_1(n, I_G)$ poate fi obținută din caracteristica experimentală $\eta_G = MP_1(n, I_G)$, pentru $n = n_k$, $k = 1, 2, \dots$, utilizând funcții de regresie după una sau două variabile [Bud 2008].

Caracteristica $n_{opt} = MP_2(v)$ poate fi obținută din modelul matematic al turbinei eoliene dat de relația cuplului $M_T(\rho, v, n)$, teoretică sau experimentală [Bud 2008], prin rezolvarea ecuației derivatei nule a cuplului turbinei M_T , pentru valori discrete ale vitezei vântului v_k , $k = 1, 2, \dots$ [Bud 2008].

Strategia propusă de control al turației pentru WECS este ilustrată în Fig.5.2.7.

Caracteristica randamentului generatorului $\eta_G = MP_1(n, I_G)$

Pentru studiul cazului unui generator PMSG de 2.5 kW caracteristica randamentului a fost determinată folosind funcția de regresie a dependenței randamentului în funcție de turație și de curent, care a fost obținută din testele producătorului [Bud 2008].

Caracteristicile testelor experimentale pe stand ale PMSG considerat sunt date în Tabelul 5.2.1.

Tabel 5.2.1. Dependența randamentului PMSG de turație și de curent.

n [rpm]	M [Nm]	U [V]	I_l [A]	P [W]	η
$n_1=150$					
150	52	106	3.49	648.75	0.844
150	64.5	105	4.61	810	0.851
150	88	99	6.7	1147.5	0.839
150	109	93	8.84	1417.5	0.811
$n_2=250$					
250	74.5	172	5.84	1755	0.875
250	92	170	7.34	2126.25	0.871
250	117	163.5	9.2	2621.25	0.855
250	135.5	159	10.8	2970	0.837
$n_3=350$					
350	100	242	7.91	3296.25	0.886
350	118	236	9.43	3870	0.877
350	133	233	10.79	4275	0.8685
350	170	220	13.9	5276.25	0.833

Pentru fiecare viteză de rotație n , ca parametru, se poate determina o funcție de regresie, care să aproximeze randamentul generatorului ca funcție de curentul generat I , din perechile de valori (I_{ik}, η_{ik}) din Tabelul 5.2.1. Se generează o familie de funcții de regresie descrise de ecuația:

$$(\eta)_{n_i} = f_i(I), \quad n_i = n_1, n_2, \dots = \text{const.} \quad (5.2.14)$$

Pentru o determinare mai precisă a funcțiilor de regresie, sunt necesare date experimentale pentru un număr cât mai mare de viteze de rotație din domeniul de funcționare al generatorului.

Bazat pe valorile experimentale din Tabelul 5.2.1., se obțin următoarele familii de funcții de regresie care asigură o aproximare mai bună a randamentului generatorului PMSG considerat (de exemplu programul CurveExpert):

$$(\eta)_{n_k} = \frac{a_k + b_k I}{1 + c_k I + d_k I^2} \quad (5.2.15)$$

cu parametrii a_k , b_k , c_k și d_k dependenți de valorile vitezei de rotație $n = n_k$, $k=1,2,3 = \{150, 250, 350\}$ [rpm], sintetizați în Tabelul 5.2.2..

Tabelul 5.2.3 prezintă valorile randamentului generatorului η_{ik} ca o funcție de curentul I_j , calculată cu ecuația (5.2.15) pentru trei valori ale turației n_k , $k = 1, 2, 3$ ($n_1 = 150$ rpm, $n_2 = 250$ rpm, $n_3 = 350$ rpm) pentru un PMSG de 2,5 kW.

Tabel 5.2.2. Valoarea parametrilor a_k , b_k , c_k și d_k pentru ecuația (5.2.15)

n_k [rpm]	$n_1=150$	$n_2=250$	$n_3=350$
a_k	4.02E-07	-1.33E-08	1.80E-07
b_k	1.594579	1.082819	0.742496
c_k	1.440851	0.907401	0.570554
d_k	0.046557	0.027199	0.017883

Tabel 5.2.3. Tabelul bază de date a randamentului unui PMSG de 2.5 kW (studiu de caz)

I [A]	2	3	4	5	6	7
n [rpm]						
150	0.784	0.833	0.849	0.851	0.845	0.835
250	0.740	0.818	0.855	0.870	0.875	0.872
350	0.671	0.775	0.832	0.863	0.879	0.885

(continuare)

I [A]	8	9	10	11	12	13
n [rpm]						
150	0.822	0.809	0.794	0.780	0.765	0.751
250	0.866	0.857	0.846	0.834	0.822	0.809
350	0.885	0.881	0.874	0.865	0.854	0.843

Pentru simplificarea calculelor on-line și pentru minimizarea răspunsului în timp al controlerului, în continuare se va utiliza un algoritm asemănător pentru generarea off-line a bazei de date $\eta(n, I)$ din Tabelul 5.2.4. Acest tabel de căutare ("lookup table") este folosit pentru o determinare prin interpolare on-line a randamentului generatorului în cadrul strategiei de control al WECS. În studiul de caz considerat, un astfel de tabel pentru $\Delta n = 20$ rpm și $\Delta I = 1$ A este prezentat în Tabelul 5.2.4, pașii Δn și ΔI sunt considerați aleatori. O valoare optimă a pașilor de incrementare Δn și ΔI pentru tabela bazei de date de căutare poate fi obținută prin simulare și comparare.

Structura de control a turației sistemului WECS considerată în acest caz este prezentată în Fig.5.2.7.

Structura propusă pentru controlul turației WECS

Structura de control propusă a turației WECS este prezentată în Fig.5.2.7, ea asigurând:

- determinarea indirectă a vitezei de rotație n a WECS, calculată de blocul B- n , turația generatorului sincron PMSG fiind proporțională cu frecvența f a tensiunii generate, $n = 60f / p$, unde p este numărul de perechi de poli ai PMSG;
- determinarea indirectă a randamentului η_G al PMSG folosind blocul de memorare și interpolare B- η_G , cu relația $\eta_G = MP_1(n, I)$, unde I este curentul generatorului;
- memorarea modelului matematic al turbinei eoliene prin relația $M_T(\rho, v, n)$ prin blocul MEMORY M_T ; este considerat modelul matematic al turbinei WT1-UPT, determinat în § 3.3, prin expresia (3.3.64) a cuplului la arbore $M_T(\rho, v, n)$;
- determinarea vitezei vântului v cu blocul de calcul B- v , din relația $P_G = \omega M_T(\rho, v, n) \cdot \eta_G(n, I)$;

Tabel 5.2.4. Tabela extinsă a bazei de date $\eta_G = MP_1(n, I)$

n [rpm] \ I [A]	2.0	3.0	4.0	5.0	6.0	7.0
20	0.146	0.153	0.154	0.358	0.308	0.282
40	0.265	0.279	0.282	0.568	0.509	0.474
60	0.373	0.393	0.399	0.692	0.639	0.605
80	0.469	0.496	0.504	0.764	0.723	0.697
100	0.554	0.587	0.598	0.807	0.778	0.754
120	0.627	0.667	0.680	0.832	0.813	0.795
140	0.689	0.735	0.751	0.846	0.838	0.823
160	0.739	0.791	0.810	0.855	0.851	0.842
180	0.778	0.836	0.858	0.860	0.861	0.855
200	0.805	0.869	0.894	0.863	0.867	0.864

(continuare)

n [rpm] \ I [A]	8.0	9.0	10.0	11.0	12.0	13.0
20	0.264	0.250	0.239	0.229	0.221	0.213
40	0.449	0.429	0.412	0.398	0.385	0.373
60	0.579	0.557	0.538	0.521	0.506	0.492
80	0.669	0.648	0.629	0.612	0.596	0.581
100	0.733	0.714	0.695	0.678	0.662	0.647
120	0.778	0.760	0.743	0.727	0.711	0.696
140	0.809	0.794	0.778	0.763	0.748	0.733
160	0.831	0.818	0.804	0.789	0.775	0.760
180	0.846	0.835	0.822	0.808	0.795	0.751
200	0.857	0.847	0.835	0.823	0.809	0.796

- determinarea vitezei de rotație optimală n_{opt} a WECS , memorarea și interpolarea cu blocul de calcul B- n_{opt} , prin rezolvarea ecuației $\frac{d}{dt} M_T(\rho, v, n) = 0$

- selecția regimului de control al vitezei de rotație a WECS prin SW, în funcție de valoarea vitezei de rotație: (1) în cazul $n \leq n_{admisibil}$, controlul extragerii puterii maxime disponibile $P_{arb Opt}$ sau (2) în cazul când $n > n_{admisibil}$, controlul de protecție cu limitare la puterea maxim admisibilă $P_{arb Max}$.

Blocul CONTROL-n, va genera $I_{in}^*_{HDC}$, mărimea de prescriere pentru bucla de reglare a curentului de intrare al convertorului HDC, $I_{in HDC}$.

Mărimile de intrare măsurate sunt: frecvența tensiunii PMSG (f), curentul PMSG (I), puterea electrică a PMSG (P_G), densitatea masică a aerului (ρ), respectiv, mărimi de intrare de prescriere sunt: curentul maxim admisibil (I^*_{max}), turația maxim admisibilă (n_{max}).

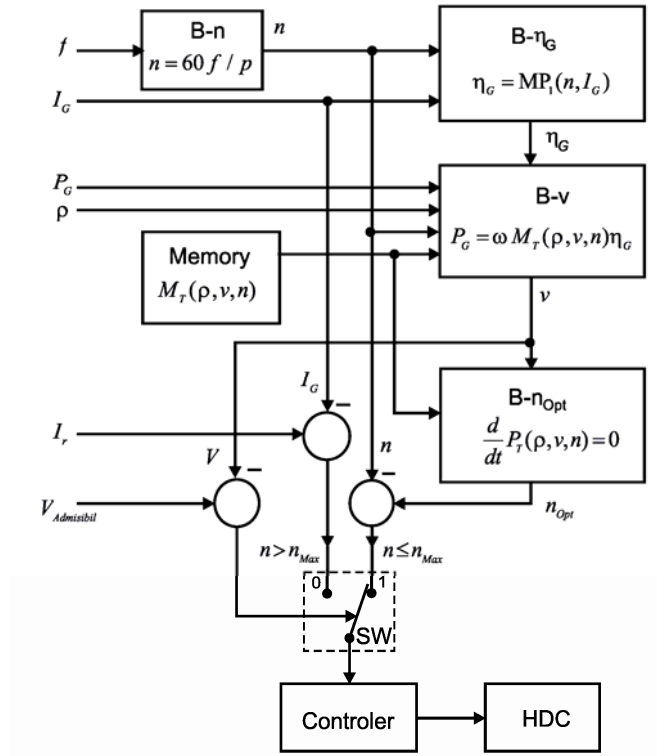


Fig.5.2.7. Structura de control al vitezei de rotație a WECS .

Studiul de caz, considerând viteza de rotație optimă a turbinei eoliene, $n_{opt} = MP_2(v)$

Așa cum s-a arătat, valorile optime ale vitezei de rotație a turbinei de vânt pot fi obținute prin anularea derivatei cuplului turbinei M_T pentru diverse valori discrete ale vitezei vântului v_k .

Valorile determinate pentru viteza de rotație optimă n_{opt} , pentru cazul de studiu considerat (turbina de vânt WT1-UPT), sunt date în Tabelul 5.2.5.

Tabel 5.2.5. Valorile vitezei de rotație optime, corespunzând valorilor vitezei vântului până la $v = v_{Nom}$, $I = I_{Nom}$

v[m/s]	n_{opt} [RPM]	v[m/s]	n_{opt} [RPM]
4	50	9	125
5	55	10	135
6	60	11	145
7	80	12	160
8	110		

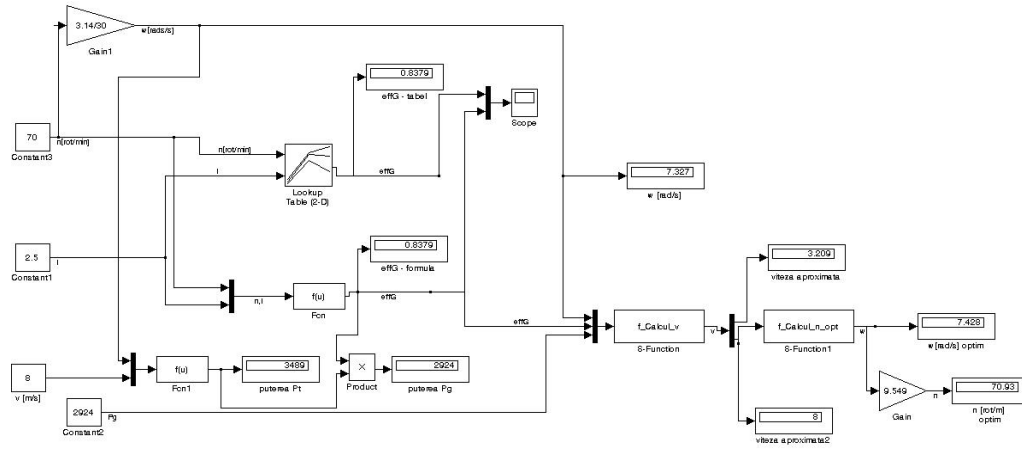


Fig.5.2.8. Schema Matlab - Simulink de testare a algoritmului de estimare a vitezei vântului

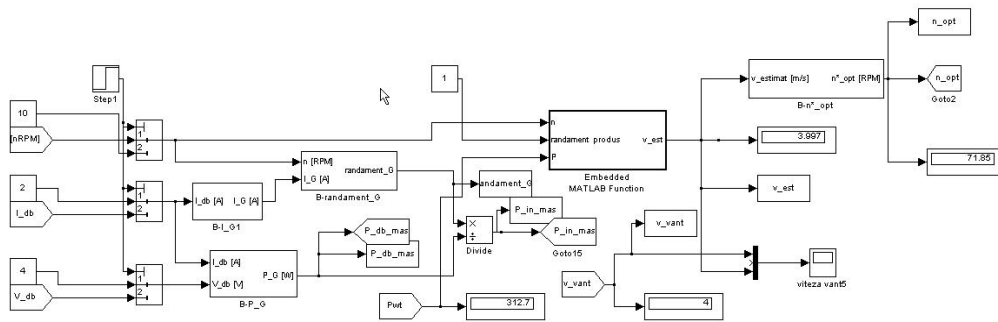


Fig.5.2.9. Implementarea în Matlab/Simulink a strategiei de conducere

Rezultate prin simulare

Schema de testare a algoritmului de estimare a vitezei vântului în Matlab - Simulink este prezentată în Fig.5.2.8.

Modelul WECS pentru implementarea în Matlab - Simulink a strategiei de conducere bazată pe estimarea vântului este prezentat în Fig.5.2.10.

Sistemul aerodinamic a fost realizat pentru a reproduce turbina WT1-UPT, descrisă în § 3.3, având parametrii corespunzător cazului constructiv cu $\lambda_{opt} = 4$.

Generatorul electric este un generator trifazat PMSG, cuplat direct la arborele turbinei de vânt, viteza de rotație fiind cea a turbinei de vânt. Parametrii și modelele pentru generatorul PMSG au fost prezentate în § 3.

Turbina și generatorul luate în considerare sunt de putere nominală de 5kW.

Schema de implementare a strategiei propuse de conducere în Matlab - Simulink este prezentată în Fig.5.2.9.

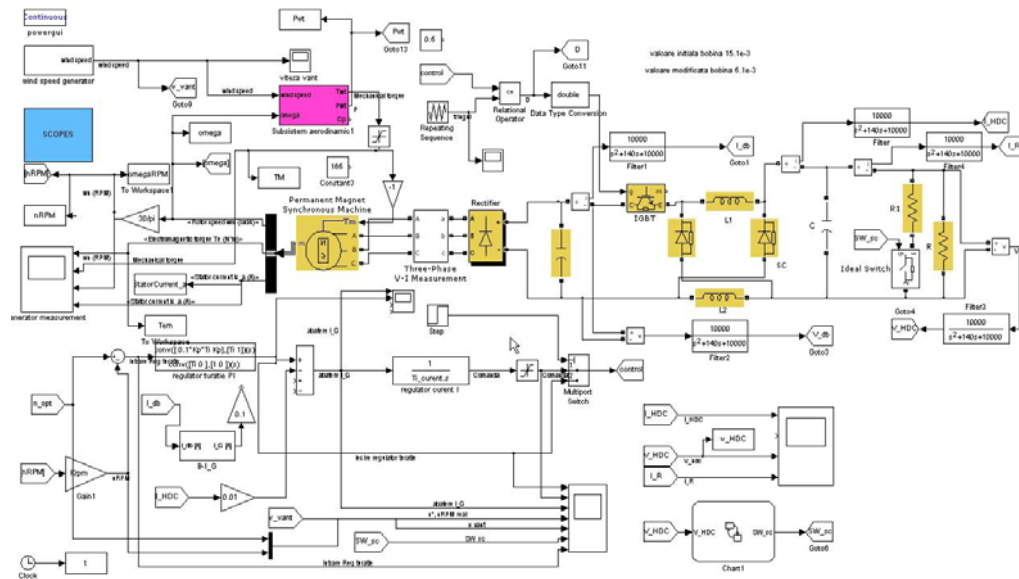


Fig.5.2.10. Modelul WECS pentru implementarea în Matlab/Simulink a strategiei de conducere bazată pe estimarea vântului.

În simulare se consideră 4 modificări în treaptă a vitezei vântului (Fig.5.2.11a):

- la $t = 0.0 \text{ sec}$ se aplică o treaptă de 3 m/s (creștere);
- la $t = 0.4 \text{ sec}$ se aplică o treaptă de $+1 \text{ m/s}$ (creștere);
- la $t = 0.8 \text{ sec}$ se aplică o treaptă de $+1 \text{ m/s}$ (creștere);
- la $t = 1.0 \text{ sec}$ se aplică o treaptă de -1 m/s (descreștere).

Variația turației (reale și de prescriere optimă), rapidității turbinei (tip speed ratio), coeficienților de putere și de cuplu ai turbinei sunt redate, respectiv, în Fig.5.2.11d, b, c, e. Forma de variație a puterii (mecanice la arbore și electrice în circuitul de c.c.) și a cuplului (mecanic la arbore și electromagnetic al PMMSG) se prezintă, respectiv, în Fig.5.2.11f și g. Tensiunea de ieșire a convertorului HDC are evoluția din Fig.5.2.11h.

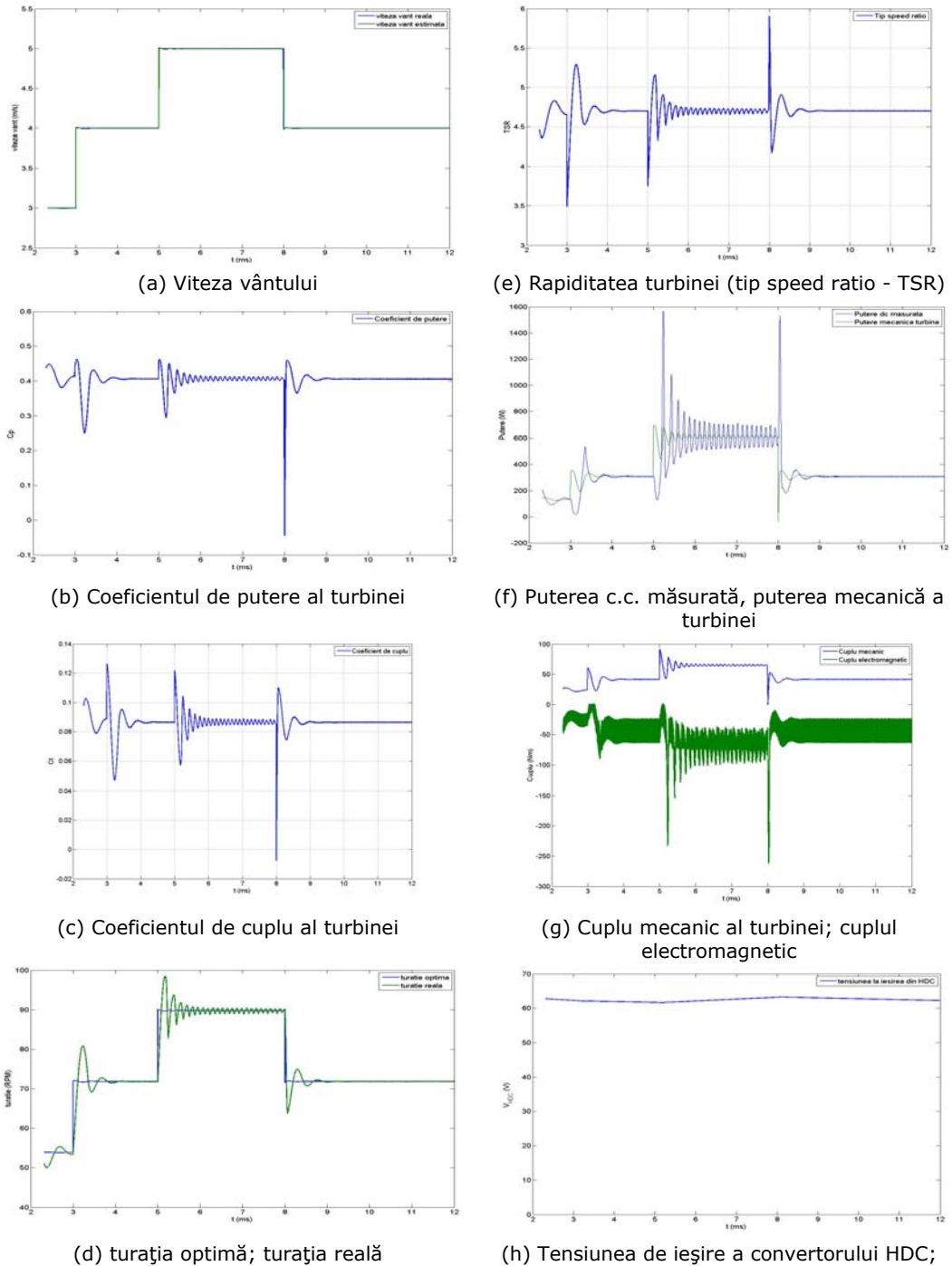


Fig.5.2.11. Rezultate ale simulării sistemului WECS cu WT1-UPT în Matlab - Simulink.

Rezultatele simulării, prin variația mărimilor prezentate în Fig.5.2.11, demonstrează că strategia de control asigură o variație în limite mici a tensiunii continue de ieșire a supercondensatorului și o extragere a energiei maxime, prin menținerea coeficientului de putere la valoarea maximă.

Concluzii

Bazat pe modelul turbinei de vânt, algoritmul de control propus urmărește punctul maxim de putere al WECS, (așa cum se arată în Fig.5.2.5a). Algoritmul utilizează viteza estimată a vântului și impune viteza optimă de rotație a turbinei eoliene. Metoda de control este simulată în Matlab - Simulink, iar rezultatele confirmă evoluția bună a sistemului, regulatorul impune punctul de funcționare al WECS la putere maximă. Rezultatele simulării demonstrează că strategia de control asigură funcționarea WECS în regim optim și permite urmărirea variației vântului.

5.2.2. Strategii de conducere în regim de frânare

Problema limitării turației și a frânării turbinei eoliene este foarte importantă la o depășire a vitezei nominale a turbinei, situație în care puterea furnizată de turbină crește foarte mult favorizând condiții de avarii mecanice sau electrice.

Rezolvarea problemei se poate face pe două căi: (i) prin modificarea comportării aerodinamice a turbinei (prin efect "stall" la WT cu poziție fixă a paletelor, sau prin modificarea unghiului de atac la turbinele cu palete cu unghi de atac ajustabil); (ii) printr-o strategie de conducere adecvată.

Studiul implementării unui sistem de conducere aferent unei secvențe de frânare, pentru un sistem de conversie a energiei eoliene, în regimuri de funcționare care depășesc valorile regimului nominal. Având în vedere datele unui WECS real, sunt prezentate două scenarii: în primul caz, frânarea în timpul unei rafale puternice de vânt prin activarea frânării electrodinamice și electromecanice, și, în al doilea caz, frânarea este cauzată de o defecțiune a generatorului sincron cu magnet permanent (PMSG).

Acest studiu permite dimensionarea corectă a rezistorului de sarcină de frânare electrodinamică și de stabilire a valorilor pentru viteza de rotație la care trebuie să se activează diferite sisteme de frânare, cu scopul de a respecta limitele structurale impuse: curentul maxim prin PMSG, cuplul maxim suportat de axa turbinei de vânt, forțele maxime centrifuge ale paletelor, nivelul de vibrații admisibil, etc.

Controlul sistemului WECS, în acest caz, are ca obiective principale:

- Pornirea și conectarea la rețea / consumatori a WECS, la o viteză a vântului la care puterea turbinei eoliene este mai mare decât cea a pierderilor de putere din sistemul de conversie și, prin urmare, începe livrarea de energie electrică [Koc 2011] [Che 2006] [Bud 2010] .

- Pentru a asigura funcționarea WECS la putere optimă a turbinei eoliene pentru domeniul de viteze a vântului între valoarea momentului de pornire și valorile nominale [Che 2006] [Bud 2010].

- Oprire în condiții normale de funcționare a WECS, la cererea operatorului uman.

- Oprirea automată de protecție a WECS în cazul unei situații de avarie a condițiilor de exploatare (viteză extremă a vântului, scurt-circuite, deteriorarea paletelor, defecțiuni mecanice).

În literatura de specialitate, un număr mare de lucrări implementează prin software dedicate modele dinamice ale diferitelor tipuri de generatoare electrice,

strategii de control, regimuri de funcționare ale WECS, etc. [Cha 2010] [Ova 2007] [Yin 2009].

Se vor considera sisteme WECS echipate cu cele două tipuri de turbine experimentale WT1-UPT cu palete fixe și limitare prin "stall activ" și WT2-UPT cu sistem de protecție automată la suprațurație prin rotirea paletelor.

5.2.2.1. Frânare în cazul WT1-UPT cu palete fixe

Se consideră regimul de funcționare menționat al WECS de 5 kW cu turbină WT1-UPT cu PMSG cuplat direct [Koc 2010].

Regimul de funcționare staționar al generatorului este determinat de:

- M_{arb} - cuplul mecanic la arborele turbinei eoliene ;
- $M_{G\ arb}$ - cuplul mecanic la arbore generatorului electric;
- M_{brake} - cuplul mecanic dezvoltat de sistemul de frânare electromecanic de protecție.

Cuplul la arborele turbinei eoliene este determinat de:

- v - viteza vântului;
- θ - unghiul de deviere a axei turbinei eoliene față de direcția vântului (devierea orizontală a rotorului turbinei de vânt față de direcția vântului);
- devierea expunerii (devierea planului de rotație al rotorului față de direcția vântului)
- intensitatea turbulenței: raportul dintre abaterea standard a vitezei vântului și viteza medie a vântului, determinate pentru același set de măsurători ale vitezei vântului, considerând și intervalul de timp.

Modelul de simulare

Structura completă a WECS este prezentată în Fig.5.2.12 în care: WT – rotorul turbinei de vânt; PMSG – generatorul sincron cu magneți permanenți; RD – punte redresoare trifazată cu diode; HDC – convertor c.c.-c.c. hibrid coborât de tensiune; BVI – convertor c.c.-a.c. ridicător (invertor sursă de tensiune ridicător); BRK – sistem de frânare electromecanic de protecție; ELBRK – sistem de frânare electrodinamic cu rezistență de sarcină.

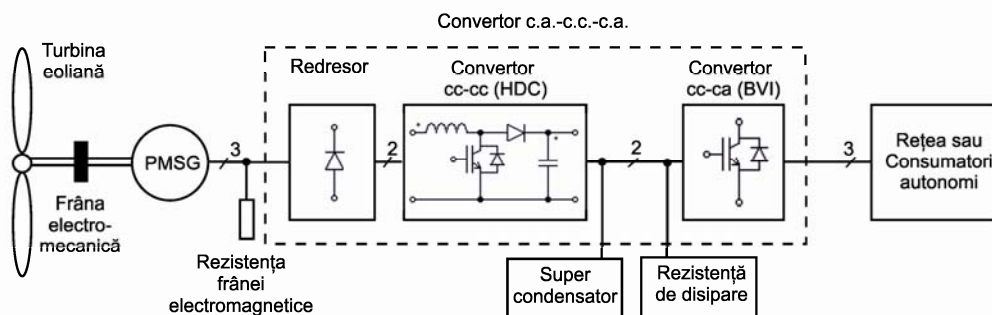


Fig.5.2.12. Structura sistemului de conversie a energiei eoliene (WECS)

Modelul de simulare în ceea ce privește regimurile tranzitorii de frânare ale WECS este dezvoltat în Matlab / Simulink [Koc 2010].

Utilizând mediul de programare Matlab / Simulink [Bud 2010] [Koc 2010], pentru sistemul WECS din Fig.5.2.12, a fost obținut modelul de simulare pentru regimuri tranzitorii de frânare ale WECS, așa cum se arată în Fig.5.2.13, în cazul în care caracteristicile funcționale ale elementelor sistemului sunt cunoscute din testele de producător sau determinate experimental în laborator (UPT).

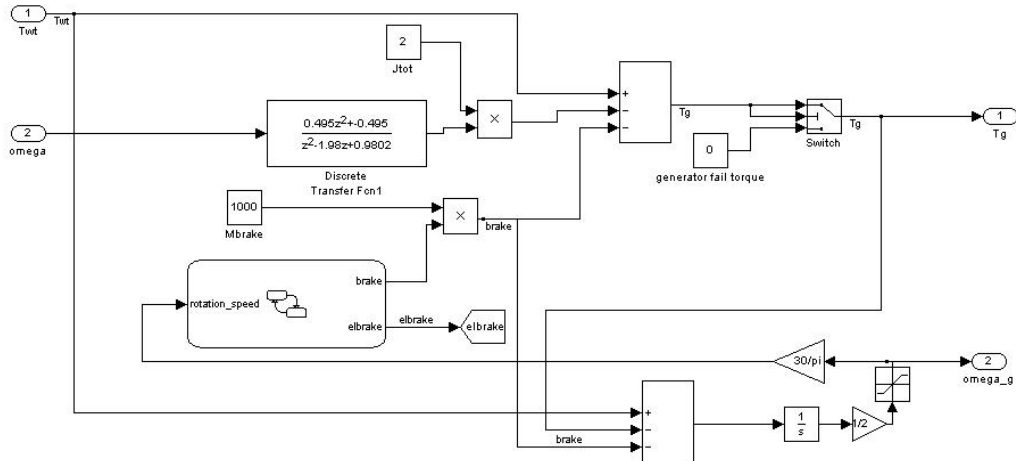


Fig.5.2.13. Structura Matlab - Simulink care simulează frânarea WT1-UPT.

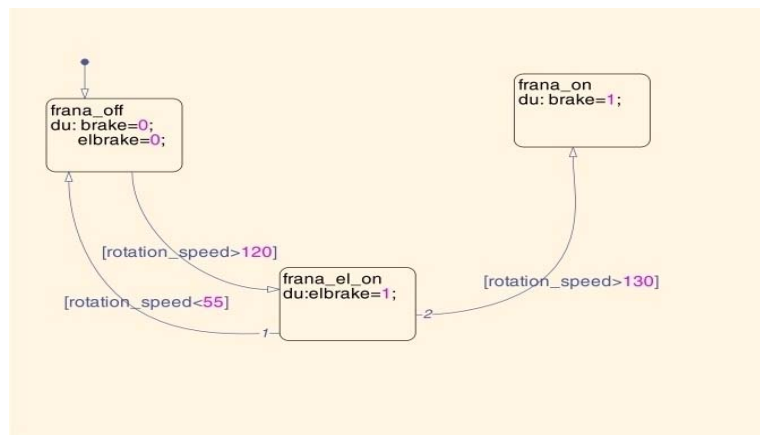


Fig.5.2.14. Implementarea logicii de frânare a WT1-UPT.

Comanda de frânare electrodinamică este dată de semnalul "elbrake", când turația depășește 120 rpm, respectiv, se dezactivează când turația scade sub 55 rpm. Comanda de frânare electromecanică este dată de semnalul "brake", când turația depășește 130 rpm. Algoritmul de frânare al WT1-UPT, prezentat în Fig.5.2.14, este implementat prin blocul "logic chart".

unde: J – momentul de inerție al turbinei de vânt și al generatorului ; M_T – cuplul turbinei de vânt ; M_G – cuplul electric al generatorului ; M_{brake} – cuplul frânei electromecanice .

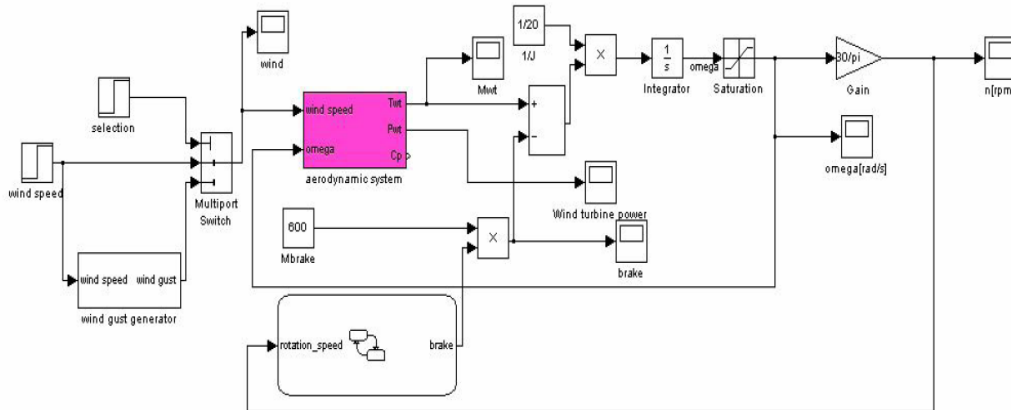


Fig.5.2.17. Structura Matlab - Simulink a WECS care simulează frânarea în cazul defectării PMSG.

Pentru cuplul turbinei eoliene a sistemului WECS de 5 kW studiat, echipat cu turbina eoliană WT1-UPT, este utilizat modelul matematic determinat în § 3.3.

Simularea regimurilor de funcționare în condiții de siguranță

Simularea unor astfel de regimuri permit verificarea și stabilirea valorilor de funcționare în condiții de siguranță, în limite admisibile pentru WECS (viteza vântului, viteza de rotație, cuplul, tensiunea, curentul, etc.) și, prin urmare, se poate stabili regimul nominal al WECS.

Simulările au fost realizate pentru regimuri, impuse de standarde [IEC-2006], cu următoarele profiluri ale variației vitezei vântului:

- **Profilul de vânt în rafală extremă funcțională:** Pentru o perioadă de reparație de N ani, forma de undă a unei rafale de vânt este dată de relația [IEC-2006]:

$$V(z, t) = \begin{cases} V(z) - 0.37 V_{gust N} \sin(3\pi t / T) (1 - \cos(2\pi t / T)); & 0 \leq t \leq T \\ V(z); & t < 0, t > T \end{cases} \quad (5.2.17)$$

(vezi Fig.5.2.18), unde:

$$V(z) = V_{hub}(t = 0);$$

$$(T)_{N=50} = 14;$$

$N=50$ ani (perioada de reparație);

$$V_{gust N} = \beta \left(\frac{\sigma_1}{1 + 0.1(D / A_1)} \right);$$

$$(\beta)_{N=50} = 6.4;$$

$I_{15} = 0.18$ – valoarea caracteristică a intensității a turbulenței la înălțimea butucului, la viteza medie a vântului de 15 m/s timp de 10 min;

$a = 2$ – este parametrul de pantă adimensional ;

D – diametrul rotorului ;

$$A_1 = \begin{cases} 0.7 z_{hub}, & z_{hub} < 30m \\ 21m, & z_{hub} \geq 30m \end{cases} ;$$

- **Profilul de vânt în rafală coerentă**: se menține valoarea maximă un timp mai îndelungat (vezi Fig.5.2.19).

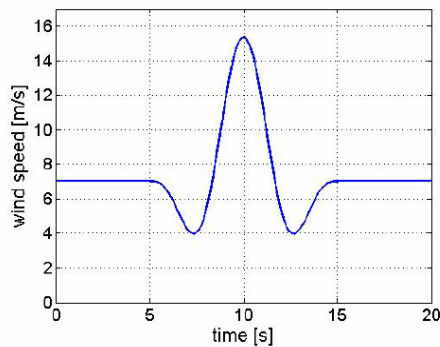


Fig.5.2.18. Variația vitezei vântului la rafală extremă funcțională

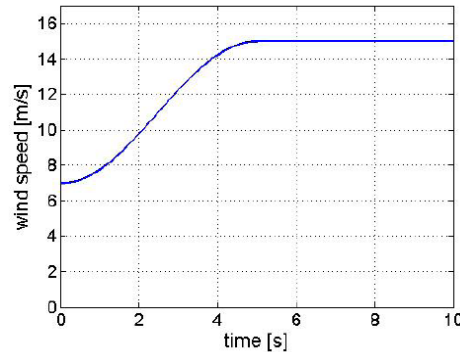


Fig.5.2.19. Variația vitezei vântului la rafală extremă coerentă

$$V(z, t) = \begin{cases} V(z), & t < 0 \\ V(z) + 0.5V_{cg}(1 - \cos(\pi t / T)), & 0 \leq t \leq T \\ V(z) + V_{cg}, & t > T \end{cases} \quad (5.2.18)$$

unde,

$T = 10$ s - timpul de creștere

$V_{cg} = 15$ m/s - mărimea rafalei extreme coerente

Studiu de caz

A fost simulat regimului tranzitoriu de frânare, având în vedere starea inițială a sistemului WECS ($V(z) = 7$, $n(0) = 80$ rpm, a se vedea Tabelul 5.2.6, rândul marcat) pentru variația vitezei vântului în rafală extremă dată de ecuația (5.2.17). Variația mărimilor de funcționare sunt prezentate în Fig.5.2.20 și Fig.5.2.21.

Parametrii mecanici dați de producătorul turbinei de vânt sunt:

$\rho = 1.225$ kg/m³; $A = 19.6$ m²; $R = 2.5$ m;

$C_{MO} = 0.0222$, $a = 0.0986$, $b = 0.0113$ – coeficienți constructivi mecanici

Cuplul mecanic pentru frâna mecanică de siguranță a fost considerat $M_{brake} = 1000$ Nm.

Regimurile optime ale turbinei de vânt sunt prezentate în Tabelul 5.2.6, pentru diferite viteze ale vântului, fiind calculate puterea nominală și viteza optimă de rotație.

Limitele vitezei de rotație ale turbinei de vânt la care se cuplează sistemele de frânare sunt prezentate în Tabel 5.2.7.

Funcționarea WECS în secvența normală de frânare: în cazul în care turbina de vânt depășește o anumită limită impusă vitezei de rotație, frânarea electrodinamică este activată, având ca efect reducerea vitezei de rotație (vezi Fig.5.2.20f). Dacă viteza vântului continuă să fie la valori mari și viteza de rotație crește peste a doua limită, este activată și frânarea electromecanică. Frânarea electromecanică acționează la arborele turbinei de vânt printr-un cuplu de frânare M_{brake} și, prin urmare, turbina se oprește.

Tabel 5.2.6. Evaluarea vitezelor de rotație optime și puterea pentru diferite valori ale vitezei vântului pentru sistemul WECS cu generator PMSG de 5 kW și turbina eoliană WT1-UPT.

Viteza vântului [m/s]	P_{WT} [W]	Viteza de rotație [rpm]
2	40	23
3	136	34
4	322	46
5	630	57
6	1089	69
7	1728	80
8	2581	92
9	3674	103
10	5040	114
11	5500	126

Tabel 5.2.7. Vitezele de rotație considerate pentru activarea sistemelor de frânare

Tip de frânare	Viteza de rotație de activare [rpm]	Viteza de rotație de dezactivare [rpm]
Electrodinamică	130	65
Electromecanică	140	-

Efectul activării celor două sisteme de frânare asupra: puterii, cuplului și vitezei de rotație a turbinei de vânt, este prezentat în Fig.5.2.20b, d, f.

Din Fig.5.2.20g se poate analiza variația curentului de fază al generatorului PMSG. Activarea sistemului de frânare electrodinamică, prin cuplarea la bornele PMSG a unor rezistențe de sarcină suplimentare, nu trebuie să producă în generator un curent de fază mai mare decât valoarea maxim admisibilă specificată de producător, în acest caz $I_{PMSG\ admisibil} = 30\text{ A}$.

În Fig.5.2.20h se poate observa evoluția coeficientului de putere ($C_{p\ WT}$), care este indicatorul pentru eficiența sistemului WECS. Pentru domeniul nominal de viteze de rotație sistemul de control urmărește valoarea maximă a $C_{p\ WT}$, atunci când sistemele de frânare sunt cuplate această urmărire încetează și eficiența scade (Fig.5.2.20h).

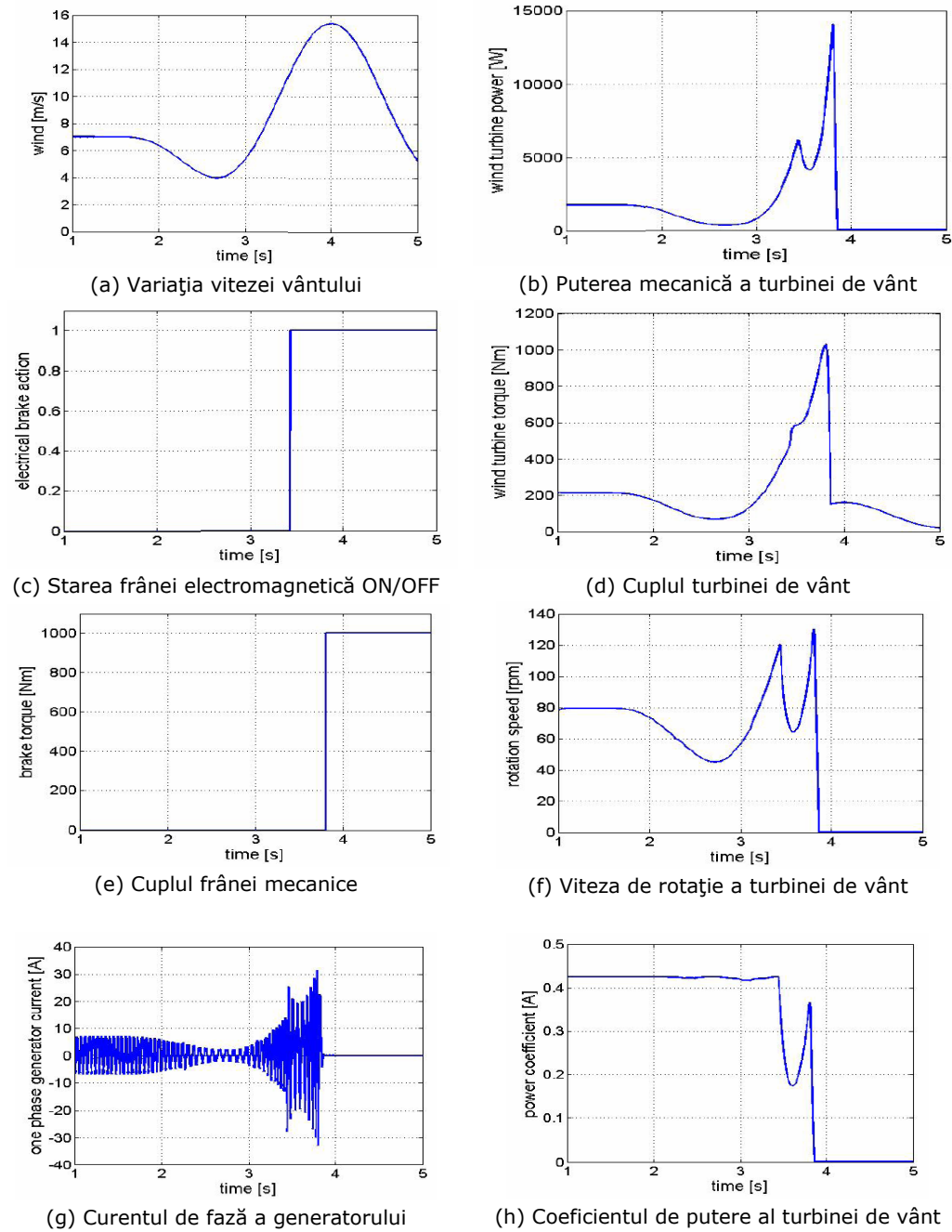
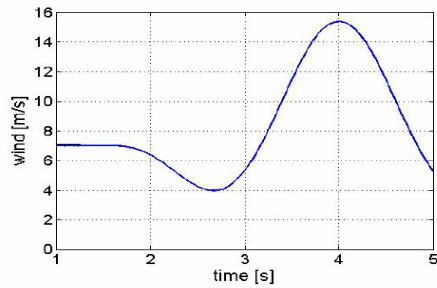
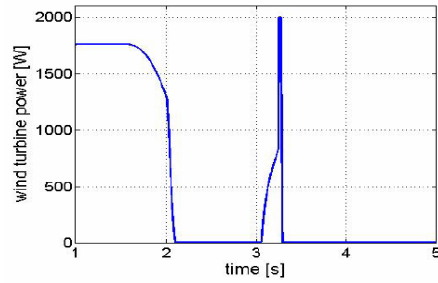


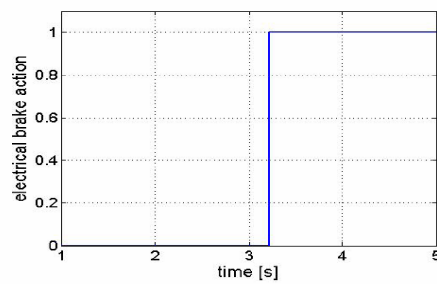
Fig.5.2.20. Rezultate ale simulării pentru o secvență de frânare normală a WECS



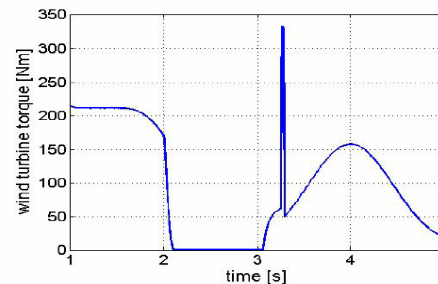
(a) Variația vitezei vântului



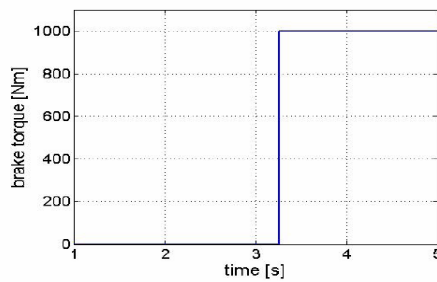
(b) Puterea mecanică a turbinei de vânt



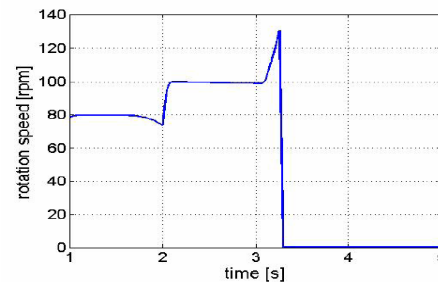
(c) Starea frânei electrodinamice (OFF/ON)



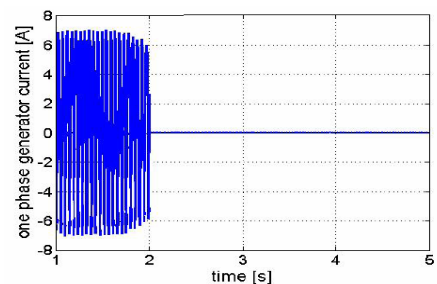
(d) Cuplul turbinei de vânt



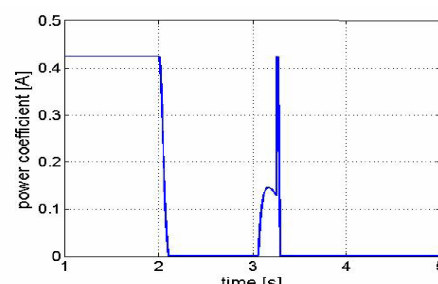
(e) Cuplul frânei electromecanice



(f) Viteza de rotație a turbinei de vânt



(g) Curentul de fază a generatorului



(h) Coeficientul de putere al turbinei de vânt

Fig.5.2.21. Rezultate ale simulării pentru o secvență de frânare în cazul unei avarii a generatorului PMSG a WECS

Funcționarea WECS în secvența de frânare la avarie: rezultatele simulării din Fig.5.2.21 prezintă cazul în care apare o rafală de vânt când există o defecțiune a generatorului, situație în care nu se mai poate utiliza frânarea electrodinamică cu rezistențe de sarcină la bornele generatorului.

Avaria generatorului are loc la $t = 2$ sec (vezi Fig.5.2.21g), prin anularea curentului de fază. Reacția imediată a sistemului este de a crește viteza de rotație (Fig.5.2.21f) dacă viteza vântului este de fapt în scădere (Fig.5.2.21a). Acest lucru poate fi explicat prin faptul că în timpul funcționării generatorului, viteza de rotație a fost menținută de către sistemul de control la valoarea maximă C_{MWT} (vezi Fig.5.2.21h). Atunci când se produce avaria, valoarea cuplului generatorului este zero și turbina de vânt accelerează până când valoarea cuplului este zero - pentru o viteză de rotație mai mare decât cea dinaintea de avarie (vezi Fig.5.2.21d).

Atunci când este atinsă viteza de rotație superioară (vezi Fig.5.2.21f), frâna electromecanică este activată (vezi Fig.5.2.21c) și turbina de vânt se oprește.

Concluzii (5.2.2.1)

Au fost considerate două regimuri tranzitorii de frânare pentru aceeași rafală extremă funcțională de vânt, descrisă de relația (5.2.17),:

- primul regim corespunde cu secvența normală de frânare a sistemului, atunci când sunt utilizate resursele proprii de frânare ale WECS, prin sistemele de frânare electrodinamică și electromecanic.

- al doilea regim prezintă frânarea în cazul unei defecțiuni a generatorului electric când numai frâna mecanică poate fi utilizată.

Ca rezultat al acestor simulări pot fi determinate valori pentru rezistențele electrice de frânare electrodinamică, valorile pentru vitezele de rotație la care diferitele sisteme de frânare trebuie să fie activate, în scopul de a respecta limitele impuse, și anume:

$$\begin{aligned} [n_{arb}(t)]_{max} &< [n_{arb}]_{admisibil} = 140 \text{ rpm} \\ [M_T(t)]_{max} &< [M_T]_{admisibil} = 1000 \text{ Nm} \\ [I_G(t)]_{max} &< [I_G]_{admisibil} = 30 \text{ A} \end{aligned} \quad (5.2.19)$$

5.2.2.2. Frânare în cazul WT2-UPT cu sistem SPAST

Se stabilește o metodă pragmatică preliminară pentru a obține strategia de control a unui prototip inovator de sistem de conversie a energiei eoliene WECS de putere mică. Este prezentată structura propusă a WECS cu componentele și subsistemele sale. S-au luat în considerare turbina eoliană WT2-UPT, generatorul PMSG, convertoarele electronice RD+HDC, sistemele de frânare (electrodinamică, electromecanică) și caracteristicile lor. Caracteristicile sunt obținute teoretic sau experimental, din modul de funcționare constructivă și pe un model de laborator dedicat. Pe baza caracteristicilor componentelor, a restricțiilor de exploatare și a intervalelor de variație a vitezei vântului, s-au stabilit: condițiile de pornire și de oprire, legea de control pentru funcționarea optimă a turbine eoliene în domeniul nominal de variație a vitezei vântului, metodele de control și legile pentru viteze mari ale vântului, metode de frânare a WECS pentru diferite regimuri de avarie.

Metoda propusă presupune cunoscute structura sistemului WECS și caracteristicile componentelor Fig.5.2.12) [EEA 2009].

Există multe soluții pentru creșterea puterii extrase din energia vântului [Che 2009, Mun 2010]. Pentru sistemele WECS mici (1 ... 10kW), există o piață importantă principalele tendințe actuale, fiind:

- utilizarea de palete nereglabile;
- utilizarea de generatoare sincrone cu magneți permanenți (PMSG);
- funcționarea cu viteză de operare variabilă, pentru a realiza un regim optim de funcționare a WECS;
- interfațarea generatorului la rețeaua electrică / la consumatori prin convertoare electronice de putere la intrare cu o frecvență și tensiune variabilă, respectiv, la ieșire frecvență și tensiune constantă.



Fig.5.2.22. Prototipul WECS de cercetare implementat cu WT1-UPT.



Fig.5.2.23. Prototipul WECS de cercetare implementat cu WT2-UPT.

În conformitate cu tendințele deja menționate, au fost studiate, adoptate și implementate componente corespunzătoare sistemului WECS considerat. În Fig.5.2.22 și Fig.5.2.23 prezintă sistemele WECS cu generator PMSG echipate, respectiv cu turbinele WT1-UPT cu palete fixe și WT2-UPT cu sistem de protecție automată la supraturaj centrifugal SPAST [EEA 2009].

Turbina de vânt (WT2-UPT): Este o turbină eoliană echipată cu un sistem autonom de protecție centrifugal la supraturaj, care adaptează unghiul de atac al

paletelor în scopul de a modifica caracteristicile aerodinamice ale paletelor (forța portantă a paletelor), reducând energia eoliană extrasă și, prin urmare, să asigure limitarea vitezei de rotație a sistemului WECS.

Posibilitățile pentru punerea în aplicare a cerințelor aerodinamice ale rotorului turbinei de vânt și metodele lor de rezolvare sunt din ce în ce mai diverse, fiind importantă nu doar rezolvarea problemelor aerodinamice, cât și rezistența mecanică, dar și, cele de construcție, tehnologie, problemele economice, etc. Soluțiile adoptate sunt originale [EEA-2009] și au evidențiat modul în care se realizează adaptarea tehnologiei standard a unui produs complex și introducerea unor procedee tehnologice speciale noi.

La realizarea paletelor a fost adoptată tehnologia cu poliester armat cu fibră de sticlă pentru un produs cu o structură complicată [Mil 2008, Mil 2010, Bej 2003].

Modelarea, caracteristicile și funcționarea turbinei eoliene WT2-UPT cu sistem de protecție automată la supraturaj (SPAST), a fost dezvoltată în § 3.3.3 - § 3.3.5.

Generatorul PMSG cu un sistem de frânare electromecanic încorporat: PMSG a fost proiectat la UPT și executat de firma BegaElectromotor, Timișoara, România. Prin teste experimentale de laborator s-au stabilit următorii parametrii electrici nominali: factorul de putere $\cos \varphi = 1$; turația nominală $n_{nom} = 122$ rpm; puterea nominală $P_{nom} = 6075$ W; tensiunea nominală de fază $U_{nom} = 162$ V; curentul nominal de fază $I_{nom} = 12.5$ A; cuplul la arbore nominal $M_{T_{nom}} = 484$ Nm; randamentul nominal $\eta_{nom} = 0,91$; fluxul magnetic de excitație $\Phi_{f0} = 1.42$ Wb; inductanțele de fază $L_d = L_q = 0.03$ H; reactanțele de fază $X_d = X_q = 6.15$ Ω ; momentul de inerție $J_{PMSG} = 40$ Kg. m²; numărul de perechi de poli $p = 16$; rezistența statorului $R = 1.5$ Ω .

Sistemul de frânare electromecanic a fost integrat în structura PMSG, constând dintr-un disc de fricțiune cu un sistem de acționare electromagnetic, având cuplul de frânare $M_{Brake} = 450$ Nm.

Modelul matematic, caracteristicile și simularea generatorului PMSG au fost dezvoltate în § 5.1.

Convertorul electronic de putere de interfațare între PMSG și consumatori / rețeaua electrică (s-au dezvoltat în § 6.1.2 - § 6.1.3): Uzual pentru sistemele WECS de mică putere, tensiunea trifazată a PMSG este redresată cu o punte cu diode. În domeniul electronicii de putere, în ultimii ani, s-au propus noi structuri de conversie c.c.-c.c. și conversie c.c.-a.c. cu câștig mare de tensiune (raportul tensiunii de ieșire / tensiunea de intrare), de exemplu, pentru convertorul c.c.-a.c., configurațiile hibride și în Z [Pen 2003, Axe 2008, Gao 2009], sunt adecvate pentru acest scop.

Sistemul electronic de conversie propus pentru sisteme WECS de mică putere luate în considerare, se bazează pe un circuit intermediar de c.c. cu supercondensator ca element de stocare a energiei, dintre convertorul c.c.-c.c. hibrid coborât (HDC), de partea punții redresoare cu diode (RD) și invertorul sursă de tensiune ridicător trifazat (BVI), pe partea de consumatori / rețeaua electrică.

Sistemele de limitare a turației și de frânare ale WECS considerat: Sistemele de limitare a turației și de frânare ale WECS considerat are trei sisteme de limitare a turației și de frânare:

1) sistem de limitare a turației aerodinamic integrat în structura turbinei de vânt (a se vedea § 3.3.5).

2) sistemul de frânare electrodinamică, constând din creșterea cuplului electromagnetic al PMSG prin conectarea la borne a unui rezistor controlat continuu sau prin scurtcircuitarea directă a bornelor PMSG.

3) sistemul de frânare electromecanică integrat în structura PMSG.

Controlul sistemului de conversie a energiei eoliene WECS: Controlul WECS are un algoritm propus care se bazează pe toate datele, caracteristicile și modele matematice ale componentelor WECS (generator, turbina, convertoare), pe modelul experimental WECS de laborator, emulator realizat special pentru acest scop (dezvoltat în § 3.4).

În Fig.5.2.24 sunt reprezentate caracteristicile de putere, $P_{WT}(v, n)$, și de putere maximă, $P_{WT\ Opt}(n)$, ale turbinei eoliene WT, caracteristica de putere electromecanică la arbore a generatorului PMSG, $P_{mG}(I_{Gr}, n)$, caracteristica de putere de conducere a WT recomandată de proiectant, $P_{WT\ recom}(n)$ și cea adoptată, $P_{WT}(n)$. Caracteristica de putere de conducere adoptată pentru o funcționare normală a WT, este delimitată de punctele "d-a-b-c" :

- punctul "a", (n_{START}, v_{START}) , corespunde momentului de intrare în funcțiune al WT,

- punctul "d", (n_{OPRIRE}, v_{OPRIRE}) , corespunde momentului de oprire automată, de ieșire din regim de generare de energie,

- punctul "b", (n_{NOM}, v_{NOM}) , corespunde momentului de delimitare a funcționării în regim de funcționare optim și de trecere la regimul de funcționare cu limitare,

- punctul "c", (n_{MAX}, v_{MAX}) , corespunde momentului de delimitare a funcționării în regim de funcționare cu limitare, la depășirea căruia se impune regimul de frânare al WT.

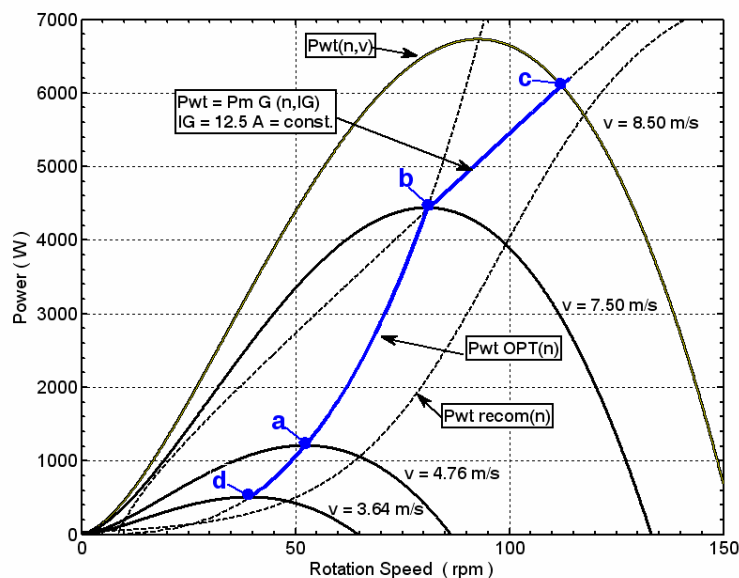


Fig.5.2.24. Caracteristica de conducere adoptată $P_{WT}(n)$ în planul caracteristicilor WT și PMSG.

Simularea WECS cu WT2-UPT în regimuri de funcționare cu limitare

Sistemul de conducere al WECS cu WT2-UPT și PMSG cu cuplaj direct în regim de frânare în Matlab-Simulink este prezentată în Fig.5.2.25.

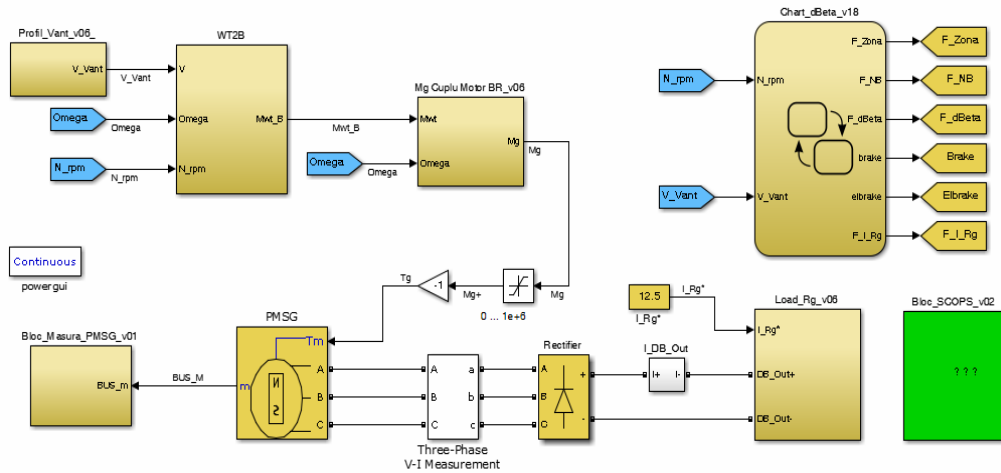


Fig.5.2.25. Sistemul de conducere al WECS cu WT2-UPT în Matlab-Simulink.

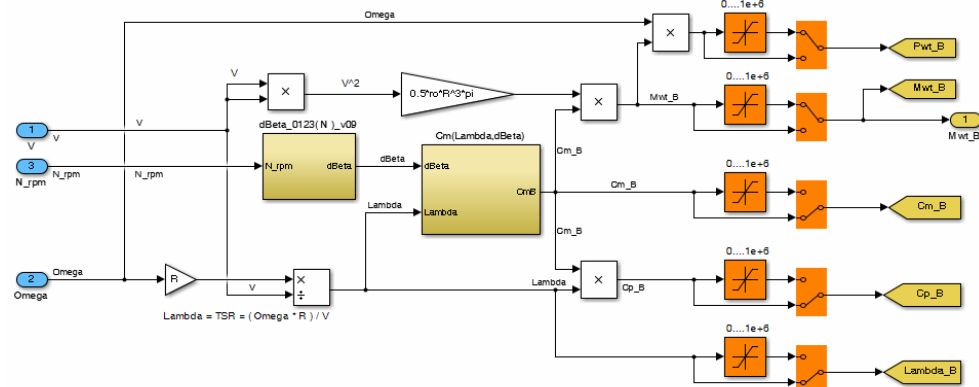


Fig.5.2.26. Bloc de modelare aerodinamică a WT2-UPT prin blocul WT2B

Structura modelează:

- *Profilul vitezei vântului* prin blocul **Profil_Vânt** de selecție al profilului vitezei vântului, prezentat în § 3.2.2;
- *Comportarea aerodinamică a turbinei WT2-UPT* echipată cu un sistem de protecție automată la supraturajie (SPAST) este simulată prin modulul **WT2B** (Fig.5.2.26), care, pe baza valorilor mărimilor de intrare (viteza vântului, viteza unghiulară de rotație, turație), generează la ieșire valoarea cuplului turbinei, utilizând caracteristicile turbinei WT2-UPT (stabilite în § 3.3). Blocul **dBeta** din Fig.5.2.27 modelează acțiunea sistemului de protecție SPAST, de modificare a unghiului de atac al paletelor. Blocul **CmB**, prezentat în Fig.5.2.28, calculează

valoarea coeficientului de cuplu al turbinei. Cuplul mecanic de antrenare la arborele generatorului MSG este calculat prin modulul **Mg_Cuplu Motor**, Fig.5.2.29.

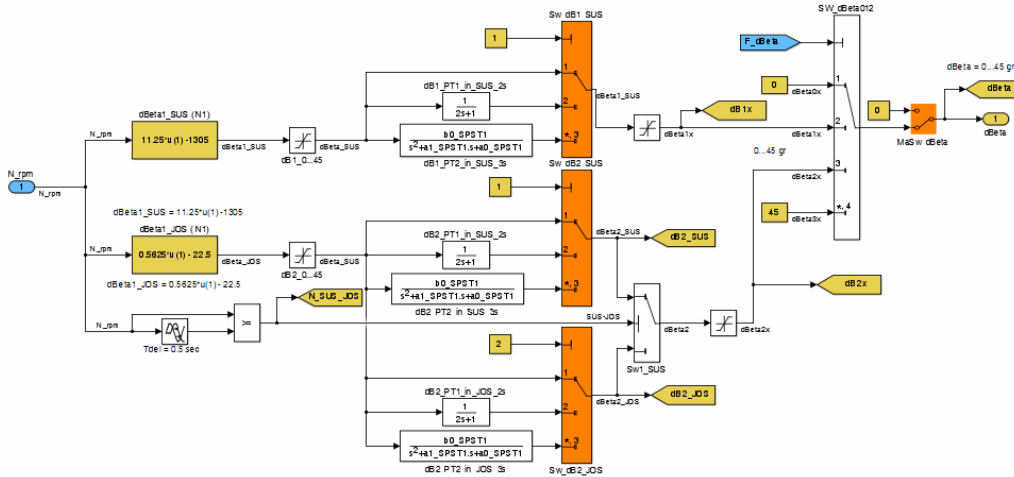


Fig.5.2.27. Blocul dBeta de implementare a acțiunii SPAST

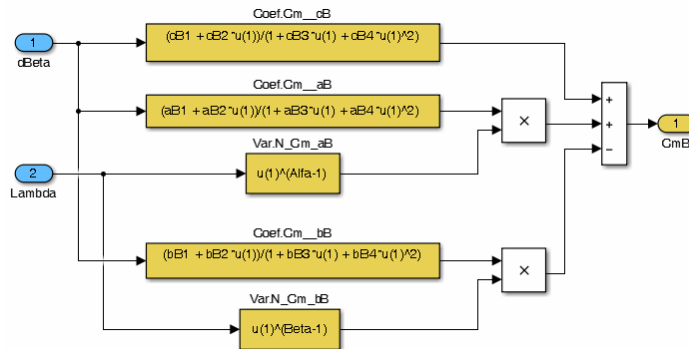


Fig.5.2.28. Blocul CmB de calcul al coeficientului de cuplu al turbinei.

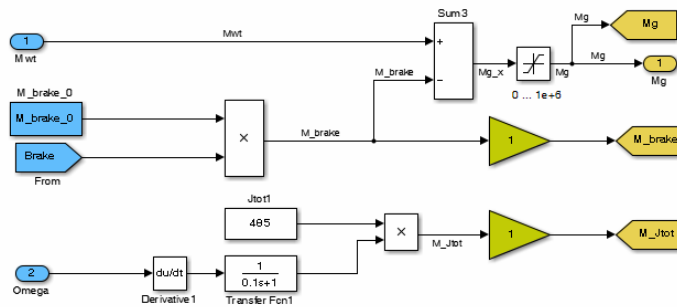


Fig.5.2.29. Blocul de generare a cuplului motor de antrenare MSG.

- *Generatorul PMSG* a fost implementat prin modelul Matlab-Simulink din cadrul SimPowerSystems [MATLAB-SIMULINK], **Blocul Măsură PMSG** din Fig.5.2.30, furnizând mărimile calculate. Acest model a fost cuprins în modelul dezvoltat pentru studiul sistemului, proiectare - implementare și simulare a strategiilor de conducere.

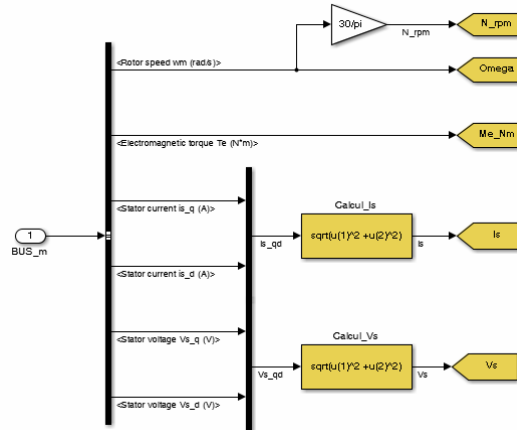


Fig.5.2.30. WT2B_x40_040_Bloc Măsură

Controlul curentului generatorului se face cu **Blocul de Sarcină Rg** cu schema prezentată în Fig.5.2.31, după redresarea tensiunii de ieșire a PMSG cu puntea redresoare trifazată cu diode, . Comutatorul static SW_Rg cu IGBT comandat prin tehnologia PWM, asigură un control continuu al curentului I_{Rg} , în timp ce comutatorul static SW_KRg are rolul de a scurtcircuita rezistența R_g când turația depășește 30 rpm.

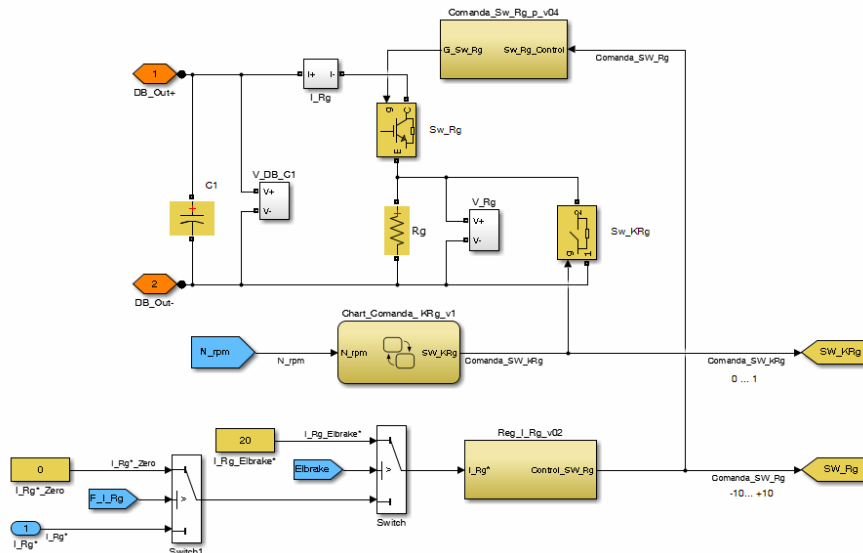


Fig.5.2.31. Bloc Sarcina_Rg de controlul curentului de sarcină I_{Rg} .

Comanda comutatorului SW_KRg este executată de blocul **Chart_Comandă_KRg**, din Fig.5.2.33, pe baza valorii turației. Comanda PWM pe grila IGBT a SW_Rg este generată de blocul **Comanda_SW_Rg**, cu schema din Fig.5.2.34, pe baza semnalului de ieșire al blocul **Regulator_I_Rg** din Fig.5.2.32, regulatorul buclei de reglare a curentului de sarcină I_Rg. Prescrierea de curent, I_Rg*, este controlată de cele două fanioane: F_I_Rg (comutație între I_Rg* și I_Rg*_Zero = 0A) și Elbreak (comutare între prescrierea de curent I_Rg* și prescrierea necesară asigurării frânării electrodinamice cu un curent maxim admisibil pentru MSG, I_Rg_Elbreak* = 20A, de scurtă durată).

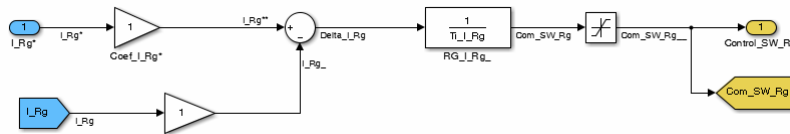


Fig.5.2.32. Blocul Regulator I_Rg.

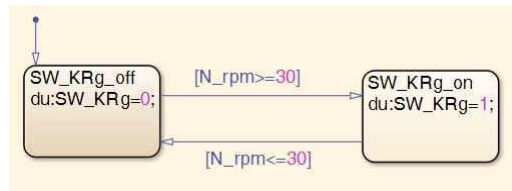


Fig.5.2.33. Blocul Chart_Comandă_KRg.

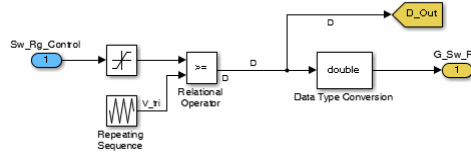


Fig.5.2.34. Blocul Comanda_SW_Rg.

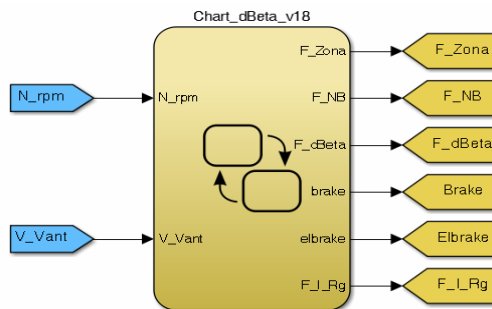


Fig.5.2.35. Blocul Chart_dBeta de implementare a algoritmului de control al regimurilor de limitare a turației sau de frânare.

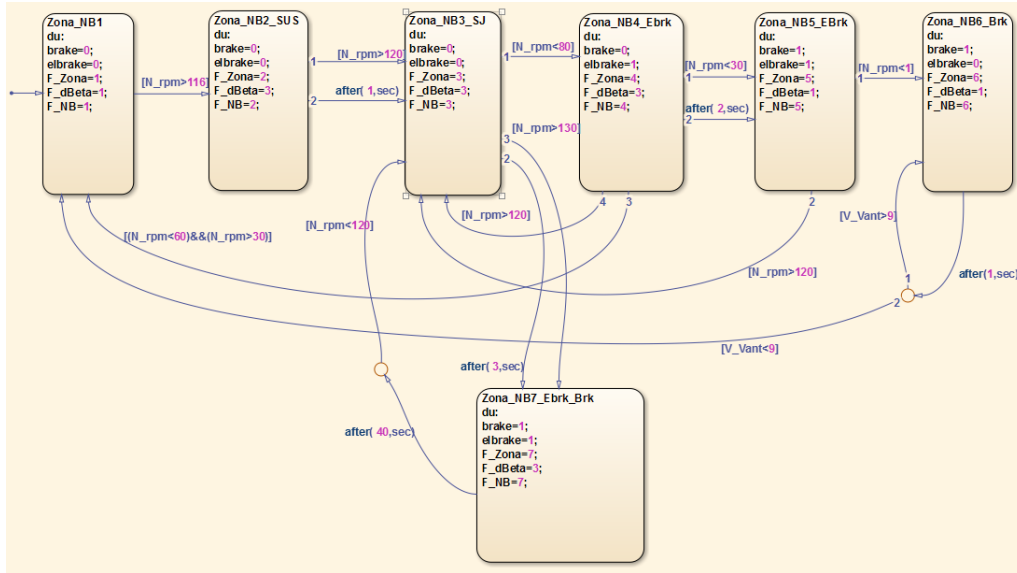


Fig.5.2.36. Tranzițiile blocului Chart_dBeta.

- **Algoritmul de control al turației turbinei** conform regimurilor de funcționare în caz de depășire a valorii nominale a turației sau a vitezei vântului, de limitare a turației și de frânare, respectiv al acțiunii sistemului SPAST, sunt implementate de Blocul **Chart_dBeta**. În funcție de valoarea turației și cea a vitezei vântului, blocul determină regimul de funcționare și generează fanioanele de semnalizare și de comandă: F_Zonă - pentru regimul de funcționare al WECS; F_NB - pentru semnalizarea domeniului de valori în care se încadrează turația; F_dBeta - comanda de activare sau dezactivare a acțiunii sistemului de protecție automată la suprarăglare (SPAST) modelat de Blocul **dBeta** din modulul aerodinamic **WT2**; Brake - comanda de dezactivare sau activare a frânei electromecanice a PMSG; Elbrake - comanda de activare sau dezactivare a frânării electrodinamice cu un curent $I_{Rg_Elbrake} = 20A$; F_I_Rg - comanda de comutare a prescrierii de curent de la 0A la I_{Rg}^* , prezentate în Fig.5.2.35. Condițiile și temporizările de tranziție între stările sistemului, definite de cele 6 zone aferente regimurilor de funcționare ale WECS sunt prezentate în Fig.5.2.36. Fiecărei stări corespunde un set de valori ale fanioanelor de semnalizare și de comandă.

- **Blocul_Scops** permite vizualizarea variațiilor mărimilor caracteristice al sistemului.

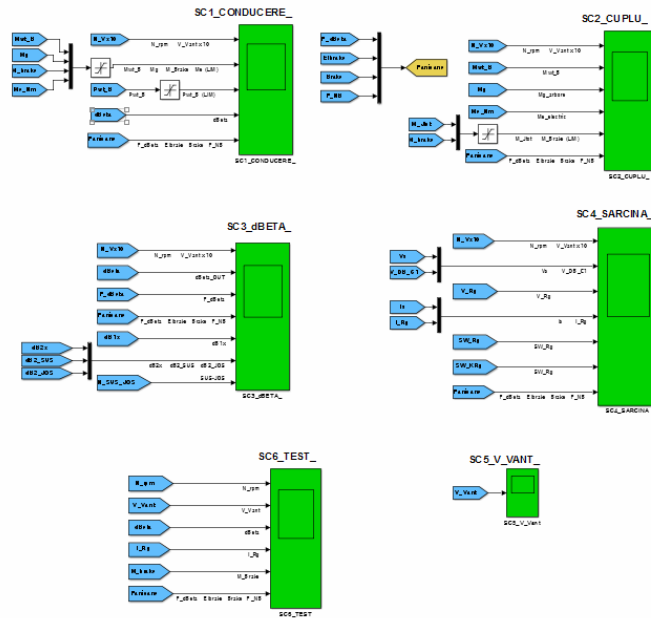


Fig.5.2.37. Blocul_Scops de vizualizare a mărimilor din procesul simulat.

Regimurile de funcționare ale WECS

(i) **Pornirea sistemului WECS.** Pornirea sistemului WECS poate fi validată numai dacă valoarea tensiunii de intrare a convertorului c.c. - c.c. hibrid HDC are valoarea $(U_{HDC})_{in} = (U_{HDC})_{START\ min} = 190V$, necesară asigurării conducerii convertorului HDC, care tensiunii de fază în gol a PMSG $(U_{PMSG})_{START\ min} = 77.86V$, respectiv viteza de rotație $n_{START\ min} = 52\ rpm$ și unei viteze a vântului $v_{START\ min} = 4.76\ m/s$. Valorile de start: $(U_{HDC})_{START\ min}$, $(U_{PMSG})_{START\ min}$, $n_{START\ min}$, $v_{START\ min}$, au fost stabilite experimental pe modelul WECS de laborator. Valorile experimentale rezultate sunt date în Tabelul 5.2.8.

Tabel 5.2.8. Valorile de pornire a WECS: $(U_{HDC})_{START}$, $(U_{PMSG})_{START}$, n_{START} , v_{START}

U_{HDC} [V]	U_{PMSG} [V]	n [rpm]	v [m/s]
190	77.86	52	4.76

Pornirea este marcată pe graficul $P_{WT}(v,n)$, de punctul "a".

(ii) **Oprirea automată a WECS.** Valorile $(U_{HDC})_{STOP}$, $(U_{PMSG})_{STOP}$, n_{STOP} , v_{STOP} pentru oprirea automată a WECS la turații mici, au fost determinate pe modelul WECS de laborator și sunt date în Tabelul 5.2.9.

Tabel 5.2.9. Valorile $(U_{HDC})_{STOP}$, $(U_{PMSG})_{STOP}$, n_{STOP} , v_{STOP} de oprire automată a WECS

U_{HDC} [V]	U_{PMSG} [V]	n [rpm]	v [m/s]
140	57.37	39.8	3.64

Oprirea automată este reprezentată în Fig.5.2.24 pe graficul $P_{WT}(n)$, prin punctul "d".

(iii) **Funcționarea WECS în domeniul vitezelor de rotație $n_{OPRIRE} < n_{START} \leq n^* \leq n_{Nom}$**

Acest regim de funcționare al WECS este determinat de următoarele constrângeri [Koc 2011, Bor 2011, Koc 2011]:

- valoarea maximă a tensiunii de intrare a convertorului HDC, $U_{HDCmax}=380V$
- valoarea maxim admisibilă a curentului, în cazul considerat $I_{HDCmax}=12.5A$.

Testele experimentale pe modelul WECS de laborator arată că se vor îndeplini constrângerile (în punctul "c" din Fig.5.2.24) la viteza de rotație $n = 112$ rpm, tensiunea de fază a generatorului $U_{PMSG} = 155 V$, curentul generatorului $I_{PMSG} = 12.5A$, puterea electrică a generatorului $P_{PMSG} = 5400 W$, viteza vântului $v = 8.5$ m/s. Valorile de funcționare menționate vor fi considerate valori nominale pentru WECS.

În acord cu constrângerile impuse menționate, se stabilește următoarea strategie de control a WECS:

- Funcționarea pe curba $P_{WTOpt}(n)$ între punctele "d-a-b", caracterizat prin $P_{WT} = 4500 W$ (la recomandarea proiectantului turbinei), $n = 80$ rpm, $P_{PMSG} = 4050 W$, $I_{HDC} = 12.5A$, $I_{PMSG} = 12.5A$ (valori experimentale, obținute pe modelul WECS de laborator, corespunzător puterii $P_{WT} = 4500W$).

- Funcționarea cu valoarea curentului HDC constantă, $I_{HDC} = 12.5A$, când viteza de rotație este $n > 80$ rpm, Acest regim este reprezentat în Fig.5.2.24 prin segmentul de "b-c", între curba $P_{WTOpt}(n)$ și caracteristica $P_{WT recom}(n)$, recomandată de proiectantul turbinei.

(iv) **Funcționarea WECS la valori de supraturație.** În acest caz de funcționare, când viteza vântului depășește $v = 8.5$ m/s, este necesar să se modifice caracteristica $P_{WT}(v, n)$, cu scopul de a reduce forța portantă a paletelor turbinei, astfel încât

$$I_{PMSG} = I_{HDC} + I_{Electrodynamic Brake} \leq I_{PMSG max} = 12.5A. \quad (5.2.20)$$

Această cerință este realizată prin intermediul sistemului de protecție automată la supraturație aerodinamic centrifugal (SPAST) care să schimbe unghiul de instalare a paletelor (prezentat în § 3.3.5).

În situația considerată sistemul de control acționează astfel:

- reduce curentul convertorului HDC la $I_{HDC} = 0 A$, ceea ce va determina creșterea vitezei de rotație și astfel, activarea sistemului aerodinamic de rotație a paletelor (ajustat corespunzător), va determina reducerea forței portante a paletelor și în consecință reducerea vitezei de rotație până la $n = 115$ rpm;

- când turația $n = 115$ rpm, se reactivează funcționarea convertorului HDC pentru a controla frânarea electrodinamică astfel ca :

$$I_{PMSG} = I_{HDC} + I_{Electrodynamic Brake} \leq I_{PMSG max} = 20 A. \quad (5.2.21)$$

Sistemul de control asigură o funcționare în condiții de siguranță la viteze de rotație $n \leq 115$ rpm.

Funcționarea WECS la valori extreme ale vitezei de rotație este posibilă până la valoarea maximă multianuală admisibilă a vitezei vântului din locația unde urmează să funcționeze sistemul WECS.

Sunt posibile două cazuri:

- depășire moderată a vitezei nominale a vântului (până la $v = 15$ m/s), caz în care apare limitarea aerodinamică ($\Delta\beta > 0$) și se poate utiliza frânarea electrodinamică și electromecanică, când, pe durata proceselor tranzitorii, viteza de rotație se menține sub valoarea nominală $n \leq 115$ rpm. În consecință WECS poate funcționa în siguranță.

- depășire mare a vitezei nominale a vântului, în domeniul vitezelor extreme ale vântului ($v \geq 15$ m/s), caz în care acționează limitarea aerodinamică a turației ($\Delta\beta > 0$). Utilizarea frânării electrodinamice și electromecanice nu permite oprirea turbinei eoliene, pe durata proceselor tranzitorii, viteza de rotație nu depășește valoarea nominală $n = 115$ rpm, astfel WECS poate funcționa în siguranță și în acest regim extrem.

În aceste două cazuri, dacă viteza vântului scade la valori mai mici decât cea nominală $v < 8.5$ m/s, WECS revine la unul din regimurile de funcționare (ii) sau (iii).

(v) Funcționarea WECS în regim de avarie.

S-au simulat diferite regimuri posibile de avarie:

a) În cazul regimului de avarie datorat defectării convertorului HDC, la viteza vântului $v < 11.5$ m/s, sistemul de control poate determina frânarea și oprirea WECS prin sistemele de frânare electrodinamică și electromecanic.

b) În cazul regimului de avarie care se datorează defectării înfășurărilor generatorului, situație în care frânarea electrodinamică nu mai poate fi folosită, turația crește și astfel sistemul de limitare aerodinamică a turației intră în funcțiune. Deși sistemul WECS nu poate fi oprit, viteza de rotație rămâne mai mică decât viteza de rotație maxim admisibilă $n_{\text{admis}}=150$ rpm. Dacă viteza vântului este în domeniul 12 m/s $< v < 15$ m/s oprirea poate fi realizată împreună cu frânarea electromecanică cu un cuplu de frânare de $M_{\text{Brake}} \leq 1000$ Nm într-un interval de circa 80 sec.

c) În regimul de avarie determinat de apariția unor vibrații mecanice la nacelă sau la turnul de susținere, semnalizate prin senzorii de accelerație, simularea arată că WECS poate fi oprit numai când, presupunând că toate sistemele de frânare sunt funcționale, valoarea vitezei vântului este sub $v \leq 11$ m/s).

În figurile Fig.5.2.38 ... Fig.5.2.41 se prezintă funcționarea WECS în domeniul de viteze mai mici de $v_{\text{Limită}} = 11$ m/s. În acest domeniu de viteze ale vântului, sistemele de limitare a turației și de frânare (electrodinamică și electromecanică) pot asigura oprirea turbinei eoliene WT2-UPT la comandă. Oprirea poate fi realizată la o variație a vitezei vântului în limita 3,5m/s ... 11m/s, când generatorul este în sarcină maximă cu $I_{\text{Rg}} = I_{\text{Rg Nom}}=12.5$ A (în Fig.5.2.38, 40), cu generatorul în gol (conform Fig.5.2.39) sau în situația când încărcarea generatorului variază în limitele 0A ... 12.5A (din Fig.5.2.41). Se poate observa că la depășirea limitei de turație $n = 115$ rpm intră în funcțiune sistemul de protecție automată la supraturație (SPAST) modificând valoarea unghiului de atac al paletelor turbinei, de la valoarea inițială $\Delta\beta = \Delta\beta_{\text{min}}=0$, în domeniul $\Delta\beta = \Delta\beta_{\text{min}}=0 \dots \Delta\beta_{\text{max}}=45^\circ$, în funcție de turație.

În toate cazurile prezentate, sistemul WECS va funcționa în condiții de siguranță și se asigură posibilitatea de oprire la o comandă de oprire.

În figurile Fig.5.2.42 ... Fig.5.2.46 se prezintă funcționarea WECS în domeniul de viteze mai mici de $v_{\text{Limită}} = 15$ m/s. După cum se poate observa, în toate situațiile prezentate, sistemul WECS nu poate realiza oprirea turbinei la

comandă, turația fiind limitată, sub valoarea maxim admisibilă, la o valoare dependentă de încărcarea turbinei eoliene la arbore prin cuplul electromagnetic al generatorului, dependent de curentul generatorului PMSG, și de cuplul de frânare electromecanică, respectiv de caracteristicile aerodinamice realizate de acțiunea continuă a sistemului SPAST, unghiul de atac al paletelor, $0 < \Delta\beta \leq \Delta\beta_{\max}$.

Figura Fig.5.2.42, prezintă situația când generatorul funcționează în gol, $I_{Rg}=0A$, la o creștere a vitezei vântului de la 5m/s la 15 m/s, turbina având o mișcare accelerată de creștere a turației, sistemul SPAST, determină creșterea lui $\Delta\beta$, având ca efect scăderea turației sub valoarea $n = 115rpm$. La intrarea în funcțiune simultană, $t=9.5s$, a frânării electrodinamice prin încărcarea generatorului, cu $I_{Rg \text{ Elbreak}} = 20A$, și aplicarea cuplului de frânare electromecanică, cu $M_{\text{Break}}=450Nm$, turația scade și se stabilizează la o valoare $n_{\text{Final}}=65rpm$, unghiul de atac al paletelor se va stabili la o valoare de $\Delta\beta=17^\circ$. La eliberarea frânei electromecanice, turația are tendința de creștere, ceea ce va determina o creștere corespunzătoare a lui $\Delta\beta$.

Micșorarea momentului de intervenție al frânării simultane electrodinamice și electromecanice, la $t=4.5s$, după cum rezultă din Fig.5.2.43, la o variație asemănătoare a vitezei vântului, determină reducerea valorii turației limitate, $n_{\text{Final}}=35rpm$, unghiul de atac fiind foarte mic, practic $\Delta\beta=0^\circ$. Se poate observa că prin reducerea turației, scade tensiunea la bornele generatorului, curentul I_{Rg} nu mai poate fi menținut la valoarea prescrisă buclei de curent, $I_{Rg \text{ Elbreak}}=20A$.

Numai prin acțiunea frânării electrodinamice, comandată la $t=4.5s$, din Fig.5.2.44, rezultă că limitarea turației se obține la o valoare mai mare, $n_{\text{Final}}=75rpm$, unghiul de atac stabil fiind $\Delta\beta=20^\circ$.

Variația vitezei vântului când turbina este în gol, fără cuplu electromagnetic al generatorului, situație corespunzătoare unei stări de avarie prin defectarea convertorului HDC, prin întreruperea înfășurărilor generatorului și o defectare prin blocare în poziție inactivă a frânei electromecanice, sistemul SPAST, va determina o limitare a creșterii și o scădere treptată spre o valoare inferioară turației admisibile, caz prezentat în Fig.5.2.45.

Un caz de avariere a controlului comenzii frânării electrodinamice și electromecanice, când generatorul funcționează numai cu o sarcină $I_{Rg}=12.5A$, este prezentat în Fig.5.2.46. Turația este limitată la $n_{\text{Final}}=75rpm$ și unghiul de atac stabilizat la $\Delta\beta=17^\circ$.

Sistemul WECS funcționează în condiții de siguranță, prin limitarea turației sub valoarea admisibilă, în toate situațiile prezentate, de funcționare normală, sau în condiții de avariere a unor subsisteme (generator, convertor HDC, frâna electromecanică).

Situația funcționării sistemului WECS la viteze ale vântului în domeniul vitezelor extreme, de 35m/s și 70m/s este prezentată în Fig.5.2.47, respectiv în Fig.5.2.48 și Fig.5.2.49. La o solicitare de acest nivel, sistemul WECS trebuie să asigure o limitare a turației sub valoarea admisibilă.

În figura Fig.5.2.47 se prezintă funcționarea WECS în domeniul de viteze mai mici de $v_{\text{extrem}}=35m/s$. Se aplică sistemului WECS o variație liniară a vitezei vântului de la $V_{\text{Lim}}=10m/s$ la $V_{\text{extrem1}}=35m/s$, având un curent de sarcină $I_{Rg}=12.5A$. SPAST va reacționa primul la creșterea rapidă a turației. sistemul de conducere intervine succesiv la $t=2.5s$ prin frânarea electrodinamică cu $I_{Rg \text{ Elbreak}} = 20A$, respectiv cu frâna electromecanică la $t=4.5s$ cu $M_{\text{Break}}=450Nm$. În final, turația sistemului se stabilizează la $n_{\text{Final}}=95rpm$, mai mică decât $n_{\text{admisibilă}}=150rpm$, cu un unghi de atac $\Delta\beta=30^\circ$.

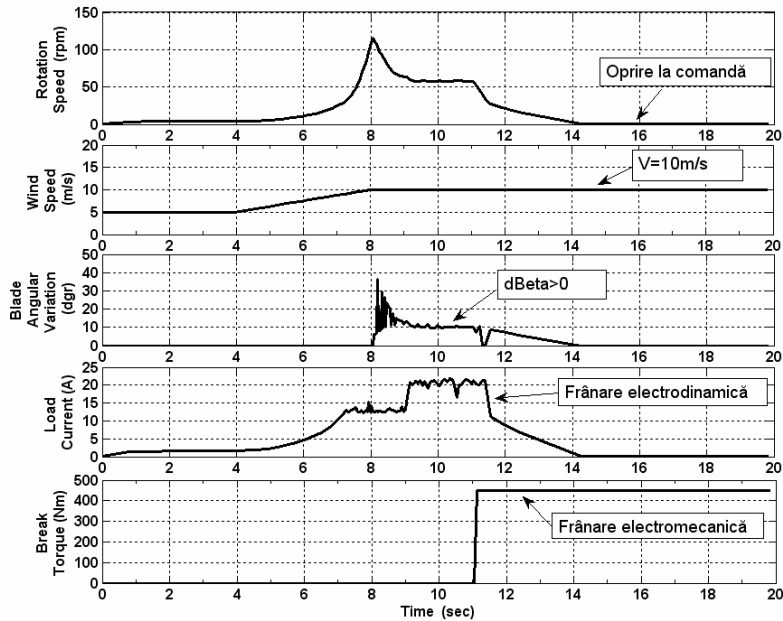


Fig.5.2.38. Oprește la comandă în regim la limită , sub acțiunea SPAST cu sarcină , cu frânare succesivă electrodinamică - electromecanică :
 $(V_0=5\text{m/s}, V_1=V_{\text{Limită}}=10\text{m/s}, I_{Rg}=12.5\text{A}, I_{Rg \text{ Elbreak}}=20\text{A}, M_{\text{Break}}=450\text{Nm}, n_{\text{Final}}=0\text{rpm})$.

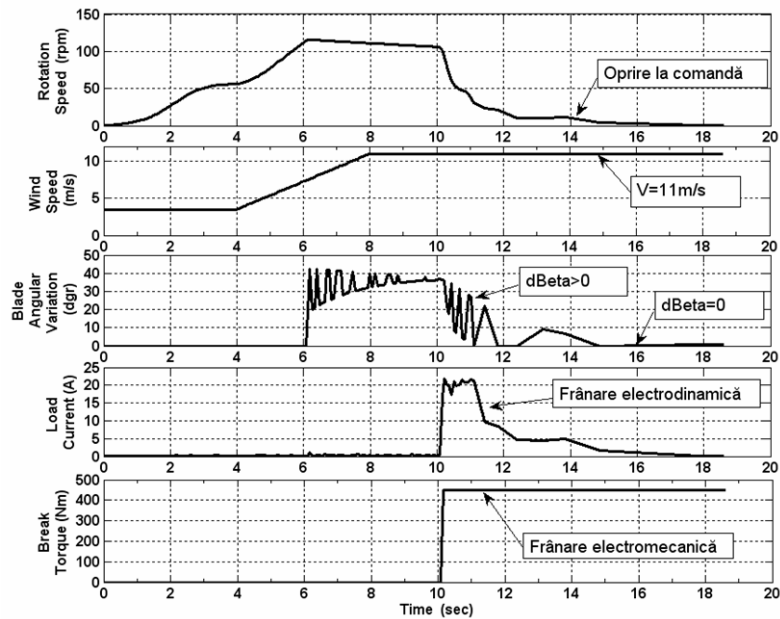


Fig.5.2.39. Oprește la comandă în regim la limită , sub acțiunea SPAST fără sarcină , cu frânare simultană electrodinamică - electromecanică :
 $(V_0=3,5\text{m/s}, V_1=V_{\text{Limită}}=11\text{m/s}, I_{Rg}=0\text{A}, I_{Rg \text{ Elbreak}}=20\text{A}, M_{\text{Break}}=450\text{Nm}, n_{\text{Final}}=0\text{rpm})$.

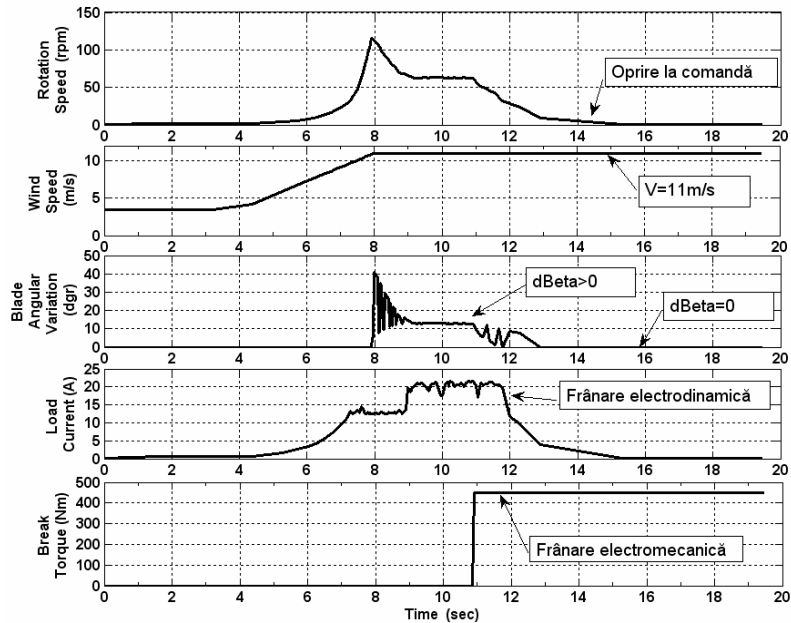


Fig.5.2.40. Opreire la comandă în regim la limită, sub acțiunea SPAST cu debitare de energie, cu frânare succesivă electrodinamică - electromecanică :
 $(V_0=3,5\text{m/s}, V_1=V_{\text{Limită}}=11\text{m/s}, I_{Rg}=12,5\text{A}, I_{Rg\text{ Elbreak}}=20\text{A}, M_{\text{Break}}=450\text{Nm}, n_{\text{Final}}=0\text{rpm})$.

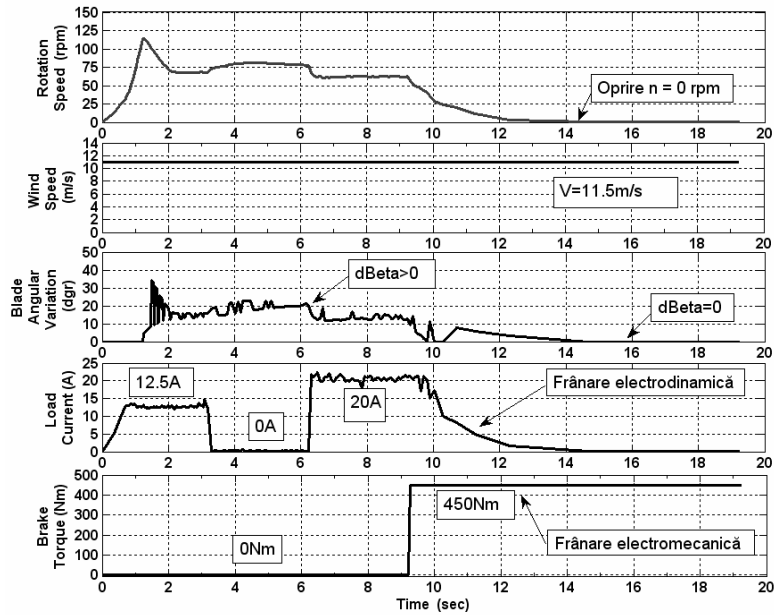


Fig.5.2.41. Limitare a turației și oprire în regim la limită, sub acțiunea SPAST cu sarcină, cu frânare succesivă electrodinamică și electromecanică :
 $(V_0=11\text{m/s}, I_{Rg}=12,5\text{A}/0\text{A}, I_{Rg\text{ Elbreak}}=20\text{A}, M_{\text{Break}}=450\text{Nm}, n_{\text{Final}}=0\text{rpm})$.

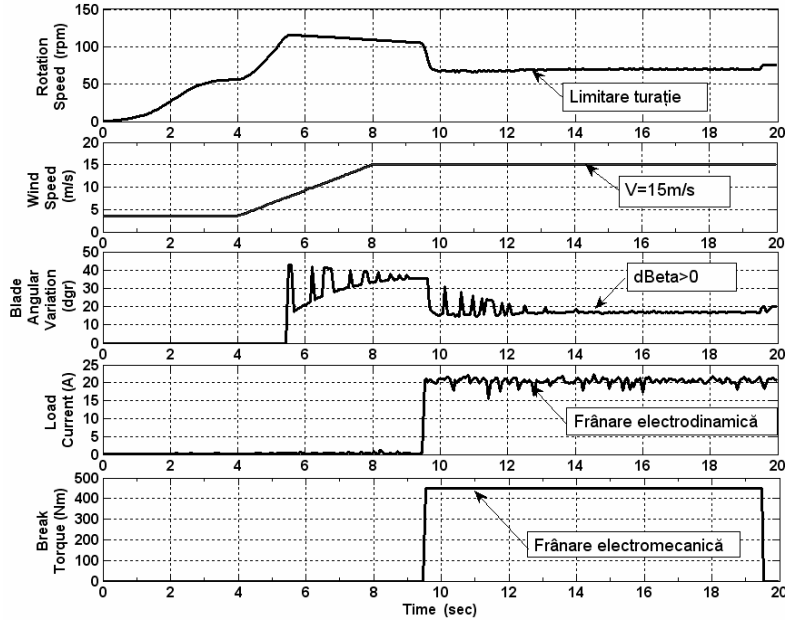


Fig.5.2.42. Limitare a turației în regim la limită, sub acțiunea SPAST fără sarcină, cu frânare simultană electrodinamică - electromecanică : ($V_0=3,5\text{m/s}$, $V_1=V_{\text{Limită}}=15\text{m/s}$, $I_{Rg}=0\text{A}$, $I_{Rg\text{ Elbreak}}=20\text{A}$, $M_{\text{Break}}=450\text{Nm}$, $n_{\text{Final}}=65\text{rpm}$).

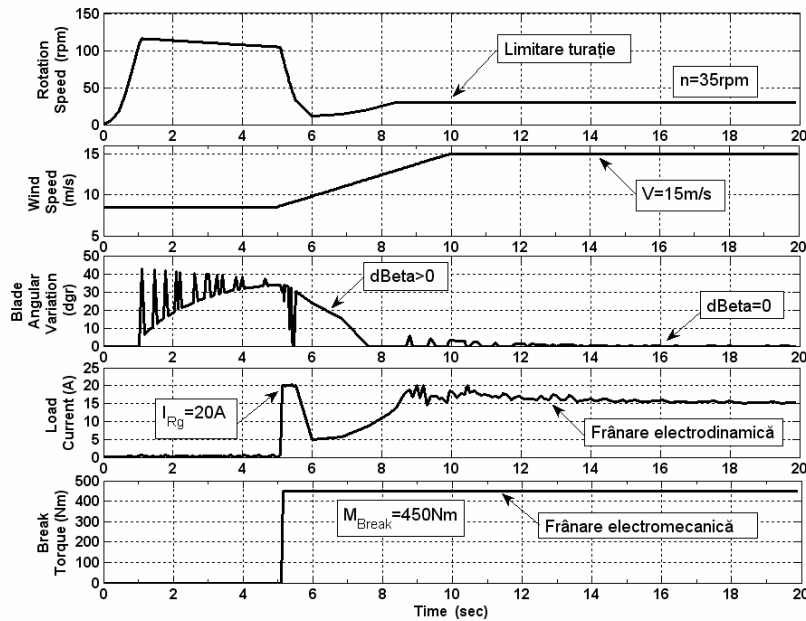


Fig.5.2.43. Limitare a turației în regim la limită, sub acțiunea SPAST fără sarcină, cu frânare simultană electrodinamică și electromecanică : ($V_0=8,5\text{m/s}$, $V_1=V_{\text{Limită}}=15\text{m/s}$, $I_{Rg}=0\text{A}$, $I_{Rg\text{ Elbreak}}=20\text{A}$, $M_{\text{Break}}=450\text{Nm}$, $n_{\text{Final}}=35\text{rpm}$).

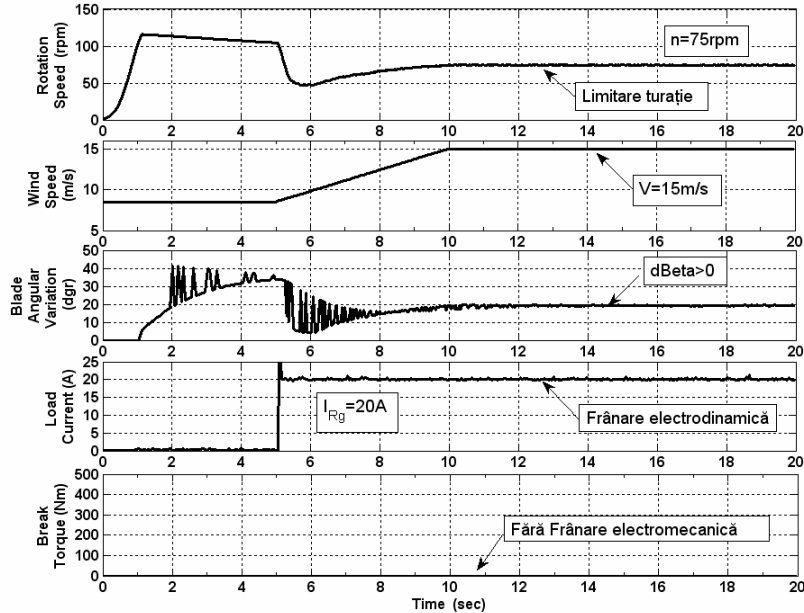


Fig.5.2.44. Limitare a turației în regim la limită, sub acțiunea SPAST fără sarcină, cu frânare electrodinamică:
 $(V_0=3,5\text{m/s}, V_1=V_{\text{Limită}}=15\text{m/s}, I_{Rg}=0\text{A}, I_{Rg\text{ Elbreak}}=20\text{A}, M_{\text{Break}}=0\text{Nm}, n_{\text{Final}}=75\text{rpm}).$

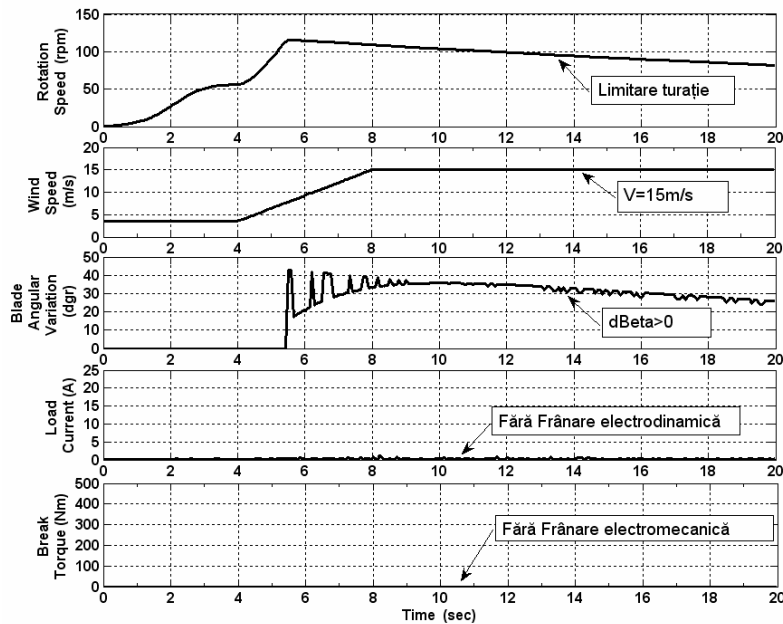


Fig.5.2.45. Limitare a turației în regim de avarie, sub acțiunea SPAST fără sarcină, cu defectarea electrică PMSG, fără frânare electrodinamică sau electromecanică :
 $(V_0=4\text{m/s}, V_1=V_{\text{Limită}}=15\text{m/s}, I_{Rg}=0\text{A}, I_{Rg\text{ Elbreak}}=0\text{A}, M_{\text{Break}}=0\text{Nm}, n_{\text{Final}}=\text{în scădere}).$

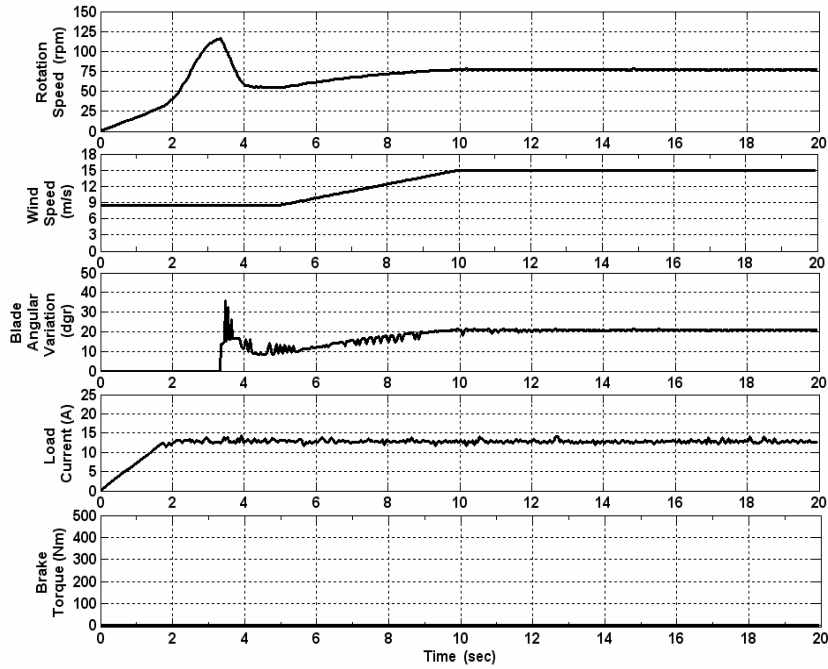


Fig.5.2.46. Limitare a turației în regim de avarie, sub acțiunea SPAST cu sarcină, fără frânare electrodinamică sau electromecanică :

($V_0=8.5\text{m/s}$, $V_1=V_{\text{Limită}}=15\text{m/s}$, $I_{Rg}=12.5\text{A}$, $I_{Rg\text{ Elbreak}}=0\text{A}$, $M_{\text{Break}}=0\text{Nm}$, $n_{\text{Final}}=75\text{rpm}$).

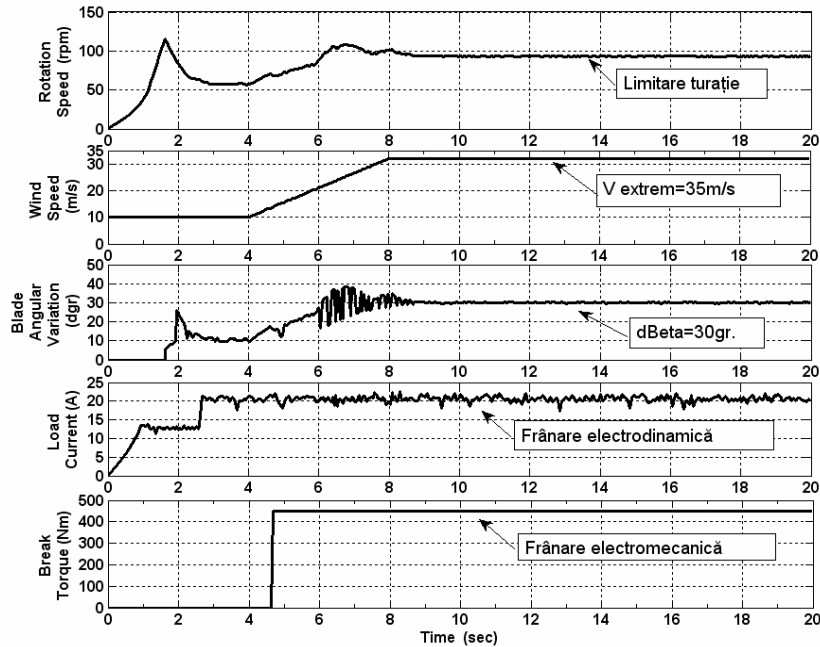


Fig.5.2.47. Limitare a turației în regim extrem, sub acțiunea SPAST cu sarcină, cu frânare succesivă electrodinamică și electromecanică :

($V_0=10\text{m/s}$, $V_1=V_{\text{extrem}}=35\text{m/s}$, $I_{Rg}=12.5\text{A}$, $I_{Rg\text{ Elbreak}}=20\text{A}$, $M_{\text{Break}}=450\text{Nm}$, $n_{\text{Final}}=95\text{rpm}$).

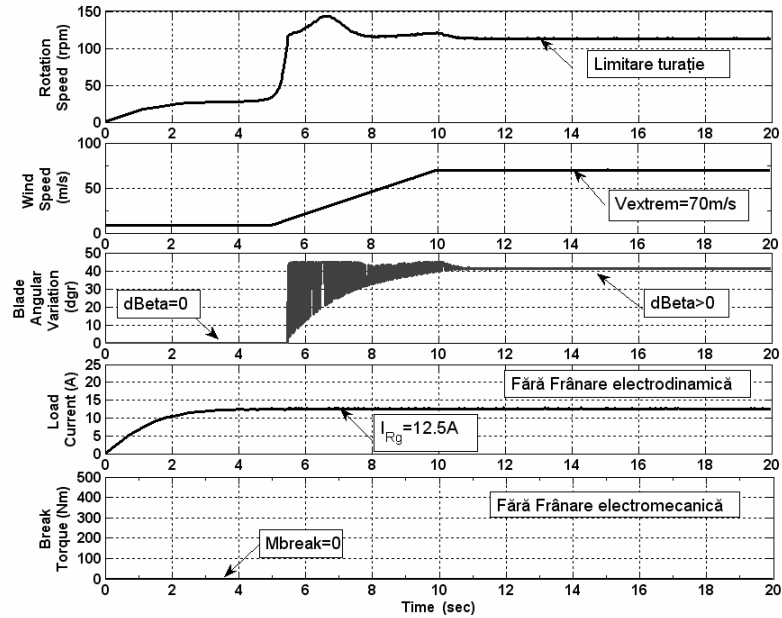


Fig.5.2.48. Regim extrem cu limitare a turației sub acțiunea SPAST cu debitare de energie, fără frânare electrodinamică și electromecanică :

($V_0=8,5\text{m/s}$, $V_1=V_{\text{extrem}}=70\text{m/s}$, $I_{Rg}=12,5\text{A}$, $I_{Rg \text{ Elbreak}}=0\text{A}$, $M_{\text{Break}}=0\text{Nm}$, $n_{\text{Final}}=115\text{rpm}$).

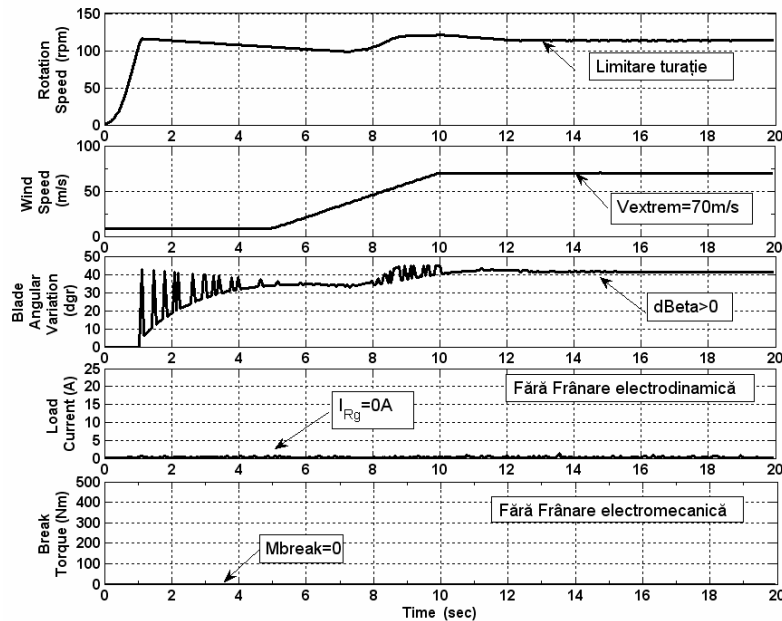


Fig.5.2.49. Regim extrem cu limitare a turației numai sub acțiunea SPAST, fără debitare de energie, fără frânare electrodinamică și electromecanică :

($V_0=8,5\text{m/s}$, $V_1=V_{\text{extrem}}=70\text{m/s}$, $I_{Rg}=12,5\text{A}$, $I_{Rg \text{ Elbreak}}=0\text{A}$, $M_{\text{Break}}=0, \text{Nm}$, $n_{\text{Final}}=115\text{rpm}$).

O stare extremă o constituie funcționarea sistemului WECS la viteze extreme de până la $v_{extrem2} = 70$ m/s. Se vor considera două cazuri prezentate în Fig.5.2.48 și, respectiv, în Fig.5.2.49.

Primul caz, din Fig.5.2.48, presupune că viteza vântului crește la valoarea extremă în timpul funcționării normale, de la viteza inițială $V_0=8,5$ m/s, cu un curent de sarcină $I_{Rg}=12.5$ A. Numai sub acțiunea SPAST și a cuplului electromagnetic dat de curentul de sarcină, turația are o variație tranzitorie mai mică decât turația admisibilă, stabilizându-se la $n_{Final}=115$ rpm, cu un unghi de atac $\Delta\beta=42^\circ$. Sistemul WECS poate furniza energie sarcinii în acest interval.

În Fig.5.2.49 se prezintă răspunsul sistemului în cazul când numai SPAST poate interveni, celelalte sisteme de frânare fiind inactive, $I_{Rg} \text{ Elbreak} = 0$ A și $M_{Break}=0$ Nm. Această situație poate fi caracteristică unui regim de avarie, cu generatorul sau sistemul de frânare electromecanică defecte. Se poate observa că și în acest caz, turația se stabilizează la $n_{Final}=115$ rpm și $\Delta\beta=42^\circ$.

Concluzii privind regimul de frânare al WECS cu PMSG

A fost propusă și studiată o topologie inovativă de sistem WECS pentru agregate aeroelectrice mici caracterizate prin:

- turbină de vânt cu palete modulare,
- acceptarea necesității unei turbine dependentă de potențialul eolian al locației și specificul topologiei locale,
- construcția de PMSG de mare eficiență, cu un cuplu cogging mic, echipat cu frână electromecanică de siguranță cu un consum redus de energie electrică,
- configurație nouă de convertor c.c.-c.c. hibrid, HDC, cu o tensiune de intrare redusă comparativ cu un convertor c.c.-c.c. buck convențional,
- eliminarea convertorului de înmagazinare și a sarcinii de disipare a energiei excedentare,
- o comportare dinamică mai bună datorită utilizării unui supercondensator,
- eliminarea traductoarelor vitezei de rotație și a vitezei vântului,
- controlul vitezei de rotație a WECS se face în scopul de a obține energie electrică anuală maximă, în regim optimal, pentru viteze ale vântului în domeniu nominal, sau în regim de limitare, la depășirea domeniului nominal, ,
- concepția sistemului de control al WECS va permite îmbunătățirea, numai prin modificarea parametrilor sistemului de control al vitezei de rotație, a calității controlului, după ce s-au făcut teste preliminare la locul de instalare.

5.3. Metode de conducere cu MPPT a WECS

Principalele obiective urmărite în cadrul strategiilor de conducere, dedicate agregatelor aeroelectrice care funcționează la turație variabilă, cu urmărirea punctului de putere maximă (MPPT – "maximum power point tracking", HCS – "hill climbing search"), sunt creșterea randamentului de conversie a agregatului aeroelectric (reglajul turației) simultan cu menținerea calității energiei electrice debitate în rețea (reglajul tensiunii și factorului de putere).

Scopul principal al conducerii cu MPPT este realizarea puterii maxime în orice regim de funcționare, într-un interval dat de viteze ale vântului.

În vederea implementării strategiilor de conducere a agregatelor care funcționează la turație variabilă, sunt necesari, de regulă, doi traductori specifici: pentru măsurarea vitezei vântului (anemometru) și turației (traductor de rotație optic sau tahogenerator). Utilizarea conducerii cu MPPT evită utilizarea traductorului

de viteza a vântului, care poate să ridice probleme în practică (probleme meteo, depuneri de chiciură, gheață, etc.).

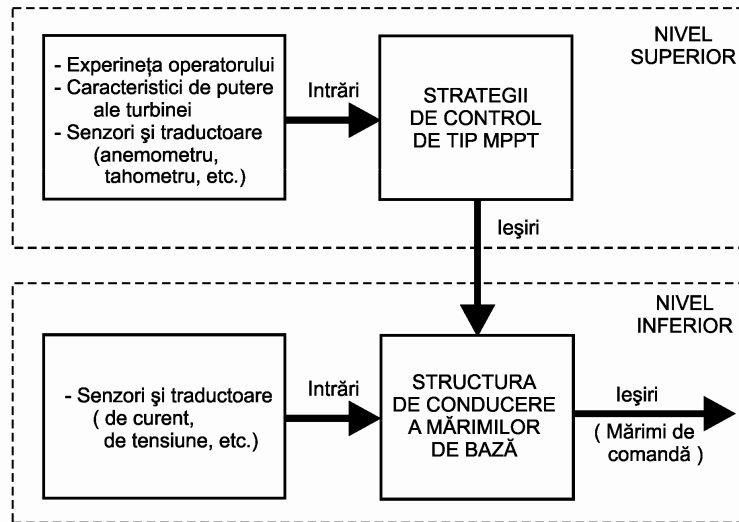


Fig.5.3.1. Structura de conducere de tip MPPT – diagrama pe nivele ierarhice.

Structura sistemului de conducere a WECS este organizat pe două nivele, conform Fig.5.3.1: Nivelul superior, care asigură, la ieșire, generarea mărimilor de prescriere conform algoritmilor MPPT adoptați, pe baza mărimilor de intrare (experiența operatorului, caracteristici de putere ale turbinei eoliene, semnale de la senzori și traductoare ale vitezei vântului - anemometre, respectiv de turație - tahometre, etc.), nivelului inferior. Nivelul inferior conține structura de conducere a mărimilor de bază (turație, curent, tensiune, etc.) care generează la ieșire mărimile de comandă necesare, elaborate pe baza mărimilor de reacție de la senzori și traductoare.

5.3.1. Metode de urmărire a maximului de putere (MPPT)

În literatura de specialitate se întâlnesc mai multe variante ale metodelor de tip MPPT, particularizate la diverse aplicații (agregate aeroelectrice, sisteme de conversie a energiei solare, etc.). Prin termenul de MPPT se acoperă de fapt o întreagă clasă de algoritmi de căutare [Bud 2003] [Hei 2006] [Tap 2003] [Pid 2003] [Yin 2008] [Haq 2008] [Mod 2008] [Lav 2006] [Ame 2002].

Metode de urmărire a maximului de putere (MPPT) cu pas fix

Una dintre cele mai uzuale și mai simple metode pentru obținerea maximului de putere este metoda cu pas fix, denumită și MPPT-HCS („Hill Climb Searching” – MPPT-HCS).

Algoritmul MPPT-HCS se bazează pe urmărirea puterii de ieșire P , $P = V \cdot I$, care este măsurată pentru fiecare nou pas de increment (sau decrement) al turației $\Delta\omega$, urmărindu-se creșterea (sau scăderea) puterii, corespunzător reglării turației.

Dacă diferența de putere și ultima variație a turației sunt pozitive ($\Delta P > 0$, $\Delta\omega > 0$), căutarea maximului de putere (MPP) continuă în aceeași direcție.

Dacă, pe de altă parte, pentru $\Delta\omega > 0$ (ultima variație este pozitivă) se obține $\Delta P < 0$ (diferența de putere este negativă), direcția căutării se schimbă (se inversează).

În Fig.5.3.2a este ilustrat principiul metodei MPPT-HCS cu pas fix, în care se observă că la depășirea punctului de maxim al caracteristicii putere mecanică - viteză de rotație, odată cu schimbarea pantei caracteristicii, direcția de căutare a punctului MPP se schimbă continuu apărând oscilații. Micșorarea amplitudinii oscilației se poate obține prin micșorarea pasului, aceasta determinând un răspuns lent al controlerului în cazul unei variații rapide ale vitezei vântului. Acesta este și principalul dezavantaj al acestei metode, putând apărea oscilații mari în jurul punctului corespunzător puterii maxime, MPP. [Hei 2006] [Sim 2004] [Pah 2009] [Tho 2009] [Sin 2008] [Shu 2009].

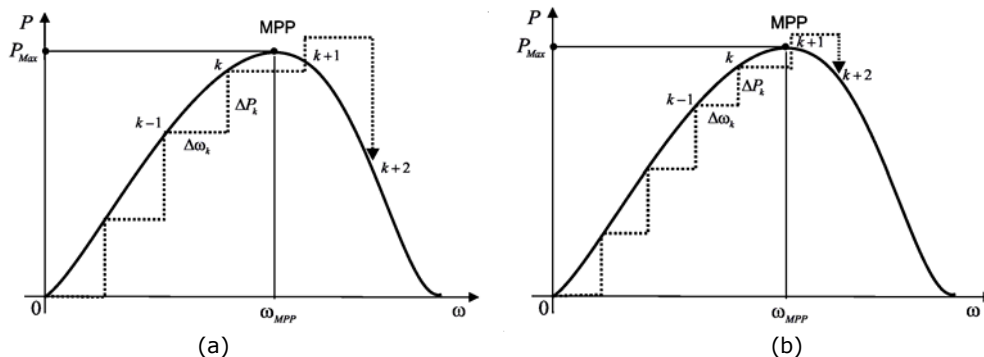


Fig.5.3.2. Metoda MPPT-HCS cu pas fix pe caracteristica putere mecanică- viteză de rotație: (a) caz cu pas fix mare; (b) caz cu pas fix mic.

Principalele variante ale metodelor de tip MPPT constau practic în soluții de minimizare a acestor oscilații prin reconsiderarea pasului de căutare.

Metode MPPT-HCS cu pas divizat

Algoritmul MPPT-HCS cu pas divizat este similar cu cel precedent, prezentând în schimb avantajul reducerii oscilațiilor din jurul punctului de putere maximă (MPP). De fiecare dată când se atinge MPP, incrementul pasului curentului este împărțit la doi și își schimbă semnul. (Fig.5.3.3).

Valoarea vitezei de rotație, se determină cu relația:

$$\omega_k = \omega_{k-1} + \Delta\omega_k \quad (5.3.1)$$

respectiv, la atingerea punctului MPP, pasul se modifică:

$$\Delta\omega_{k+1} = \Delta\omega_k / 2 \quad (5.3.2)$$

Atunci când se înregistrează variații ale sarcinii sau ale puterii turbinei, pasul se modifică la valoarea inițială, fapt care poate duce la apariția de oscilații în viteza de rotație, dezavantajul metodei precedente nefiind înlăturat [Hei 2006] [Sim 2004] [Has 2008].

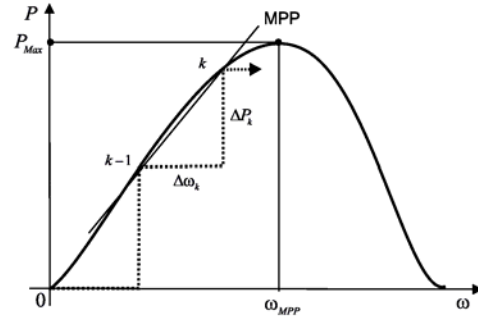
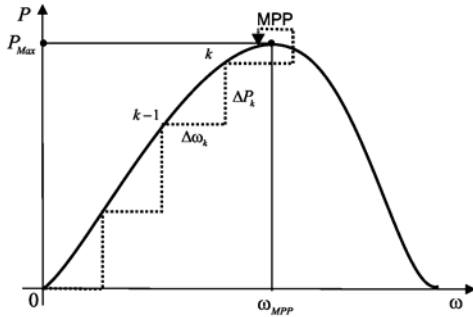


Fig.5.3.3. Metoda MPPT-HCS cu pas divizat. Fig.5.3.4. Metoda MPPT-HCS cu pas adaptiv.

Metode MPPT-HCS cu pas adaptiv

Abordarea strategiei MPPT-HCS cu pas adaptiv se bazează pe utilizarea unui parametru denumit factor de accelerare, care se obține din tangenta în punctul de funcționare al turbinei eoliene de pe curba $P_{mec} - \omega$. Aceasta dreaptă trece prin punctele $k-1$ și k . (Fig.5.3.4).

Factorul de accelerare $C_{A,k}$ în punctul k de pe caracteristică, se definește ca:

$$C_{A,k+1} = \frac{\Delta P_k}{\Delta \omega_k}, \quad (5.3.3)$$

iar valoarea vitezei de rotație este:

$$\omega_k = \omega_{k-1} + C_{A,k} \Delta \omega_k \quad (5.3.4)$$

Pe măsură ce procesul se apropie de maximul de putere, panta dreptei tinde la zero, incrementul vitezei de rotație, de asemenea, tinde la zero, eliminând aproape în totalitate oscilațiile.

În timpul stărilor tranzitorii, algoritmul generează un factor de accelerare proporțional cu panta dreptei. Astfel, se atinge mai rapid un nou punct de funcționare stabil.

Pentru a accelera incrementul turației cu pasul adaptiv, se generează o tensiune de prescriere V de valoare mai mare, care descrește pe măsura apropierii de punctul maxim MPP. Rezultatul este un proces mai lent și mai stabil al creșterii vitezei de rotație [Sim 2004].

MPPT - turație, cu pas variabil

Puterea care poate fi extrasă de la turbină la o anumită viteză a vântului este maximă la o anumită turație a rotorului. Controlerul MPPT calculează această turație optimă utilizând informații privind mărimea și direcția modificării puterii de ieșire datorită modificării comenzii de turație. Diagrama de execuție a controlerului MPPT pentru metoda propusă prezentată în Fig.5.3.5 [Tho 2009]. Funcționarea controlerului este explicată în continuare.

Puterea activă de ieșire P_k este măsurată, și, dacă diferența ΔP_k dintre valoarea actuală și cea anterioară este între limitele de putere definite, minim ΔP_{Min} și maxim ΔP_{Max} , nu are loc nici o acțiune, dar dacă diferența este în afara limitelor, atunci se execută o acțiune de control care depinde de mărimea și direcția modificării puterii active datorată modificării prescrierii de turație.

- Dacă puterea măsurării actuale este găsită ca fiind crescută, $\Delta P_k > 0$, din cauza creșterii comenzii de turație sau comanda de turație neschimbată în ciclul de măsurare anterior, $\Delta \omega^{*}_{k-1} \geq 0$, atunci comanda de turație este incrementată, $\Delta \omega^{*}_k > 0$.
- Dacă puterea din măsurarea actuală este găsită ca fiind scăzută, $\Delta P_k < 0$ datorită reducerii comenzii de turație în ciclul anterior, $\Delta \omega^{*}_{k-1} < 0$, atunci comanda este decrementată, $\Delta \omega^{*}_k < 0$.
- Dacă puterea este găsită ca fiind mai mică, $\Delta P_k < 0$, datorită comenzii constante sau a creșterii comenzii în ciclul anterior, $\Delta \omega^{*}_{k-1} \geq 0$, atunci se decrementează comanda de turație, $\Delta \omega^{*}_k < 0$.
- Dacă puterea este găsită ca fiind mai mică, $\Delta P_k < 0$, datorită descreșterii comenzii de turație în ciclul anterior de măsurare, $\Delta \omega^{*}_{k-1} < 0$, atunci comanda de turație este incrementată, $\Delta \omega^{*}_k > 0$.

Mărimea modificării vitezei de rotație, $\Delta \omega^{*}_k$, dacă este decisă într-un ciclu de control, este dată de produsul dintre mărimea abaterii de putere și C_X , o constantă a cărei valoare este determinată de viteza vântului. Pe durata procesului de control MPPT acest produs scade încet și la sfârșit, când se atinge MPP, este egal cu zero.

$$\Delta \omega^{*}_k = |\Delta P_k| \cdot C_X \quad (5.3.5)$$

În scopul obținerii unei capabilități de urmărire atât la viteze mari, cât și la viteze mici ale vântului, valoarea lui C_X trebuie schimbată odată cu schimbarea vitezei vântului. Valoarea lui C_X ar trebui modificată odată cu variația vitezei vântului, dar cum viteza vântului nu este măsurată, valoarea prescrierii turației rotorului este utilizată pentru fixarea valorii lui C_X . Dacă schimbarea puterii este mică la turație mică, valoarea lui C_X folosită la turație mică este mare și trebuie să scadă pe măsură ce turația crește. Determinarea valorii necesare pentru C_X se face prin mai multe simulări cu diferite valori și alegerea acelei valori care prezintă cele mai bune rezultate.

Metode MPPT-HCS cu pas exponențial

O altă variantă a metodei o reprezintă cea cu pas exponențial (Fig.5.3.5.)

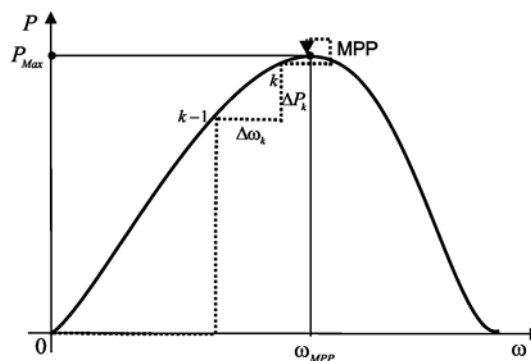


Fig.5.3.6. Ilustrarea principiului metodei MPPT cu pas exponențial pe caracteristica putere mecanică – curent.

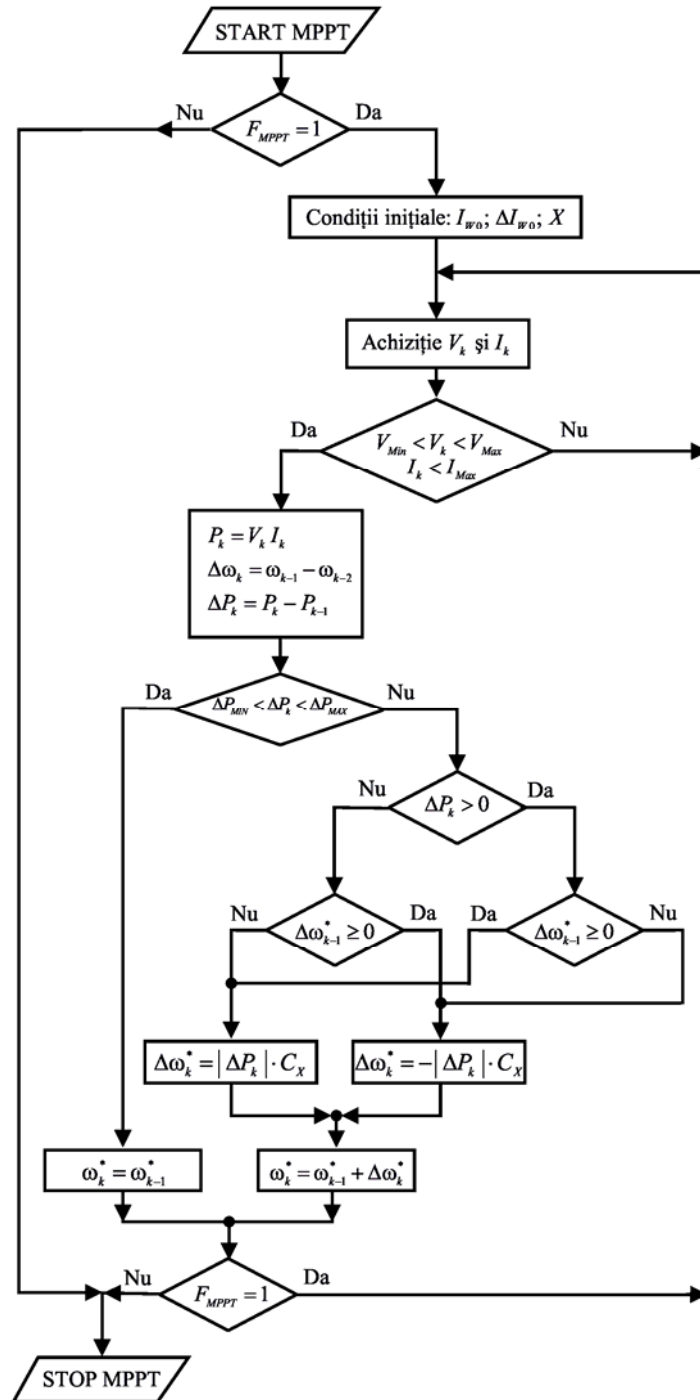


Fig.5.3.5. Diagrama controlerului MPPT cu pas ajustabil.

Pasul exponențial al vitezei de rotație $\Delta\omega_k$, se determină introducând o valoare de aproximare incrementală exponențială ξ_k , unde X este o constantă de ajustare,

$$\xi_k = e^{-Xk} \text{ pentru } k = 0, 1, 2, 3, \dots, n \quad (5.3.6)$$

până la atingerea punctului de maxim, dată de relația:

$$\omega_k^* = (1 - \xi_k) \omega_0^* = (1 - e^{-Xk}) \omega_0^* \text{ pentru } k = 0, 1, 2, 3, \dots, n \quad (5.3.7)$$

Valoarea inițială a vitezei de rotație ω_0^* , este valoarea vitezei de rotație din momentul în care se inițiază algoritmul de căutare a punctului de putere maximă MPP.

Prima iterație, pentru $k = 1$, va furniza pasul inițial:

$$\Delta\omega_0^* = \omega_1^* - \omega_0^* = (1 - e^{-X \times 1}) \omega_0^* - (1 - e^{-X \times 0}) \omega_0^* = (1 - e^{-X}) \omega_0^* \quad (5.3.8)$$

din care se poate obține coeficientul de ajustare X al pasului maxim:

$$X = -\ln\left(1 - \frac{\Delta\omega_0^*}{\omega_0^*}\right) = -\ln\left(\frac{\omega_1^*}{\omega_0^*}\right) \quad (5.3.9)$$

Pasul curent k , $\Delta\omega_k^*$, este dat de relația:

$$\Delta\omega_k^* = \omega_k^* - \omega_{k-1}^* = (1 - e^{-Xk}) \omega_0^* - (1 - e^{-X(k-1)}) \omega_0^* = e^{-Xk} (e^X - 1) \omega_0^* \quad (5.3.10)$$

Din relația (5.3.10), pentru $k = n$, considerând un pas minim acceptat $\Delta\omega_{MIN}^*$ se obține relația (5.3.11):

$$\Delta\omega_n^* = e^{-Xn} (e^X - 1) \omega_0^* \leq \Delta\omega_{MIN}^* \quad (5.3.11)$$

și considerând relațiile (5.3.8) și (5.3.9) se poate determina numărul maxim de iterații:

$$n = -\frac{1}{X} \cdot \ln\left(\frac{\Delta\omega_{MIN}^*}{(e^X - 1) \omega_0^*}\right) = \frac{1}{\ln(\omega_1^* / \omega_0^*)} \cdot \ln\left(\frac{\Delta\omega_{MIN}^*}{\Delta\omega_0^*}\right) \quad (5.3.12)$$

Abordarea exponențială conduce la un răspuns de tranziție mult mai rapid. Pentru implementarea metodei este suficient să se determine incrementul inițial $\Delta\omega_0^*$ și valoarea de apropiere ξ , care determină numărul de iterații n ale variației incrementului și din $\Delta\omega_0^*$, rezultând constanta de ajustare X necesară. Implementarea metodei presupune două constrângeri: (i) starea de tranziție este dependentă de incrementul inițial $\Delta\omega_0^*$; (ii) starea de procesare este legată de valoarea de apropiere, ξ [Hei 2006] [Sim 2004].

În Fig.5.3.7. se prezintă diagrama corespunzătoare algoritmului MPPT-HCS cu pas exponențial, prin care se determină pasul de incrementare $\Delta\omega_k^*$.

Pașii algoritmului sunt următorii:

se achiziționează curentul I_k și tensiunea V_k ;

se calculează puterea ca produsul dintre cele două mărimi: $P_k = V_k I_k$;
 se calculează incrementul pentru pasul curent ΔI_{Wk} ;

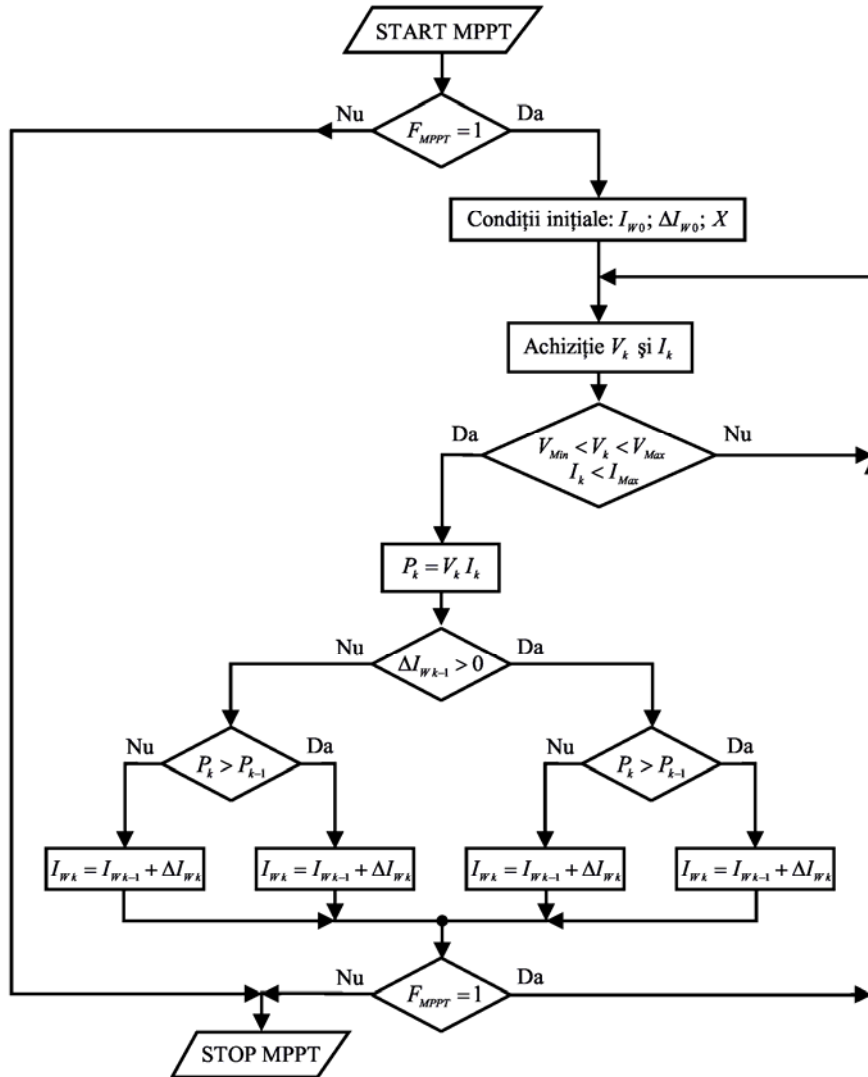


Fig.5.3.7. Diagrama algoritmului de determinare a pasului incrementului ΔI_k .

- Dacă $\Delta I_{Wk-1} > 0$ (incrementul la pasul anterior a fost pozitiv):
 - dacă $P_k > P_{k-1}$ (puterea P_k este mai mare decât cea calculată la pasul anterior): prescrierea va crește, $\Delta I_{Wk} > 0$ (incrementul ΔI_{Wk} se adună)
 - dacă $P_k < P_{k-1}$ (puterea P_k este mai mică decât cea calculată la pasul anterior): prescrierea va scădea, $\Delta I_{Wk} < 0$ (incrementul ΔI_{Wk} se scade)

- Dacă $\Delta I_{Wk-1} < 0$ (incrementul la pasul anterior a fost negativ):
 - dacă $P_k > P_{k-1}$ (puterea P_k este mai mare decât cea calculată la pasul anterior): prescrierea va scădea, $\Delta I_{Wk} < 0$ (incrementul ΔI_{Wk} se scade)
 - dacă $P_k < P_{k-1}$ (puterea P_k este mai mică decât cea calculată la pasul anterior): prescrierea va crește, $\Delta I_{Wk} > 0$ (incrementul ΔI_{Wk} se adună)

În Fig.5.3.8 este prezentată schema implementată în mediul Matlab-Simulink care calculează valoarea incrementului la pasul k conform algoritmului prezentat, considerând MPPT cu pas fix.

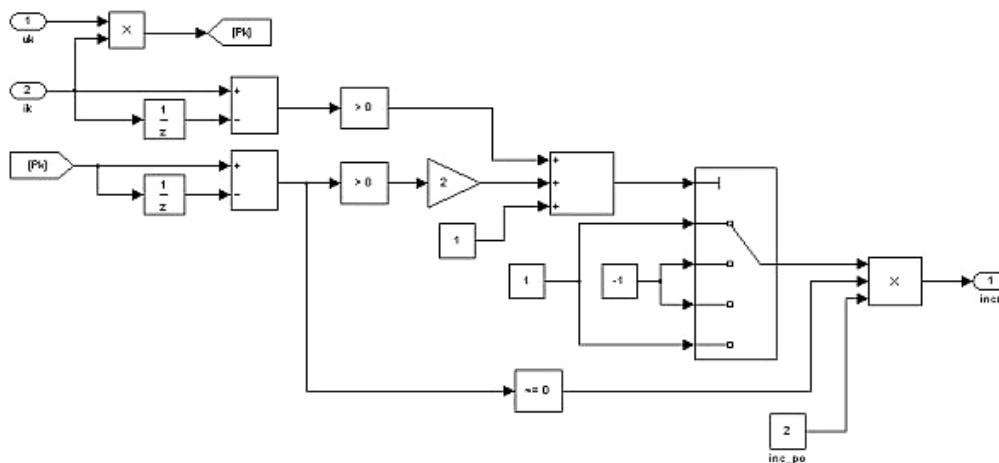


Fig.5.3.8. Schemă Simulink pentru determinarea incrementului la pasul k .

5.3.2. Implementarea metodelor de tip MPPT la sisteme WECS.

Aceste metode de tip MPPT de regulă, sunt situate la nivelul ierarhic superior al structurii de conducere, completând conducerea de la nivelul ierarhic inferior, care reglează mărimile de bază. În majoritatea situațiilor, ieșirile structurilor de tip MPPT reprezintă prescrieri pentru structura de conducere de la nivelul ierarhic inferior (Fig.5.3.1)

Studiu de caz asupra metodei MPPT pentru regimuri de funcționare ale WECS echipate cu generator de inducție.

Dintre metodele la care s-a făcut referire anterior, în cadrul prezentului paragraf este implementată structura de conducere cu metoda „cățărării” cu pas fix (Fig.5.3.2).

Ținând seama de faptul că parametrii agregatului aeroelectric sunt necunoscuți (rapiditatea optimă λ_{opt} , eficiența aerodinamică, etc.), algoritmul de tip MPPT urmărește menținerea punctului optim de funcționare, prin anularea derivatei $\frac{\partial P_{WT}}{\partial \omega}$, unde P_{WT} – este puterea turbinei de vânt și ω – turația turbinei eoliene. Astfel, conducerea de la nivelul ierarhic superior (metoda MPPT) furnizează mărimea de prescriere, și anume turația prescrisă, pentru nivelul ierarhic inferior. Aceasta depinde de punctul de funcționare și a tendinței de evoluție, fapt exprimat prin

semnul pozitiv sau negativ al derivatei $\partial P_{WT}/\partial \omega$. Sintetizând, în Tabelul 5.3.1 se prezintă algoritmul de reglare (logica MPPT), aferent cazurilor posibile, împreună cu acțiunea ce trebuie întreprinsă.

Tabel 5.3.1. Logica de control cu urmărirea maximumului de putere.

$\frac{\partial P_{WT}}{\partial \omega}$	Negativ	Pozitiv
	$\frac{\partial \omega}{\partial t}$	Negativ
Negativ	ω crește (cazul A)	ω scade (cazul B)
Pozitiv	ω scade (cazul C)	ω crește (cazul D)

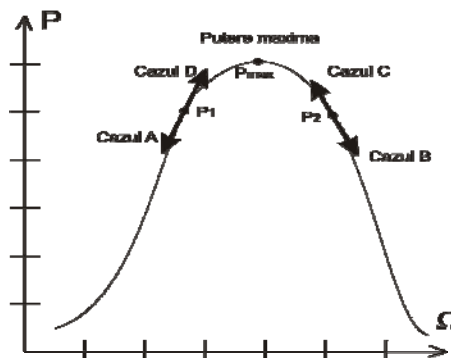


Fig.5.3.9. Exemplificarea metodei de urmărirea a maximumului de putere pe o caracteristică statică de putere tipică a unui agregat aeroelectric.

În Fig.5.3.10, este prezentată schema bloc a subsistemului de conducere cu urmărirea a maximumului de putere extrasă implementată în Simulink, conform algoritmului descris mai sus.

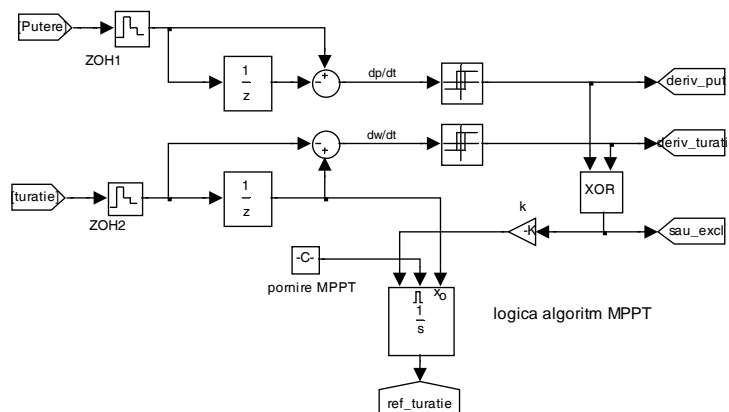


Fig.5.3.10. Schema Simulink a subsistemului - Conducere MPPT.

În cadrul nivelului de conducere inferior s-a implementat o structură de conducere cu orientare după câmp (variante indirectă). (Fig.5.3.11).

În capitol, nu se prezintă aspectele de implementare a conducerii la nivelul ierarhic inferior, deoarece cercetările au fost focalizate pe conducerea de la nivelul ierarhic superior, vizând aspecte legate de metodele de tip MPPT [Fen 2008] [Fos 2007] [Fan 2007].

Sistemul WECS s-a considerat a fi echipat cu un generator de inducție cu rotorul în scurtcircuit [Qia 2008] [Wek 1999] [Kum 2006].

În cadrul testelor (simulărilor) efectuate structura de conducere de tip MPPT pornește după un interval de $t=5$ [sec], după ce WECS atinge un punct de funcționare staționar [Ora 2004].

Au fost efectuate o multitudine de teste, variind o serie de parametri în cadrul simulărilor (viteza medie a vântului, modalitatea de generare a seriei de timp a vitezei vântului, pasul de simulare, etc.), în capitolul de față fiind prezentate doar doua dintre acestea. Rezultatele obținute în majoritatea cazurilor sunt bune și validează structura de conducere considerată.

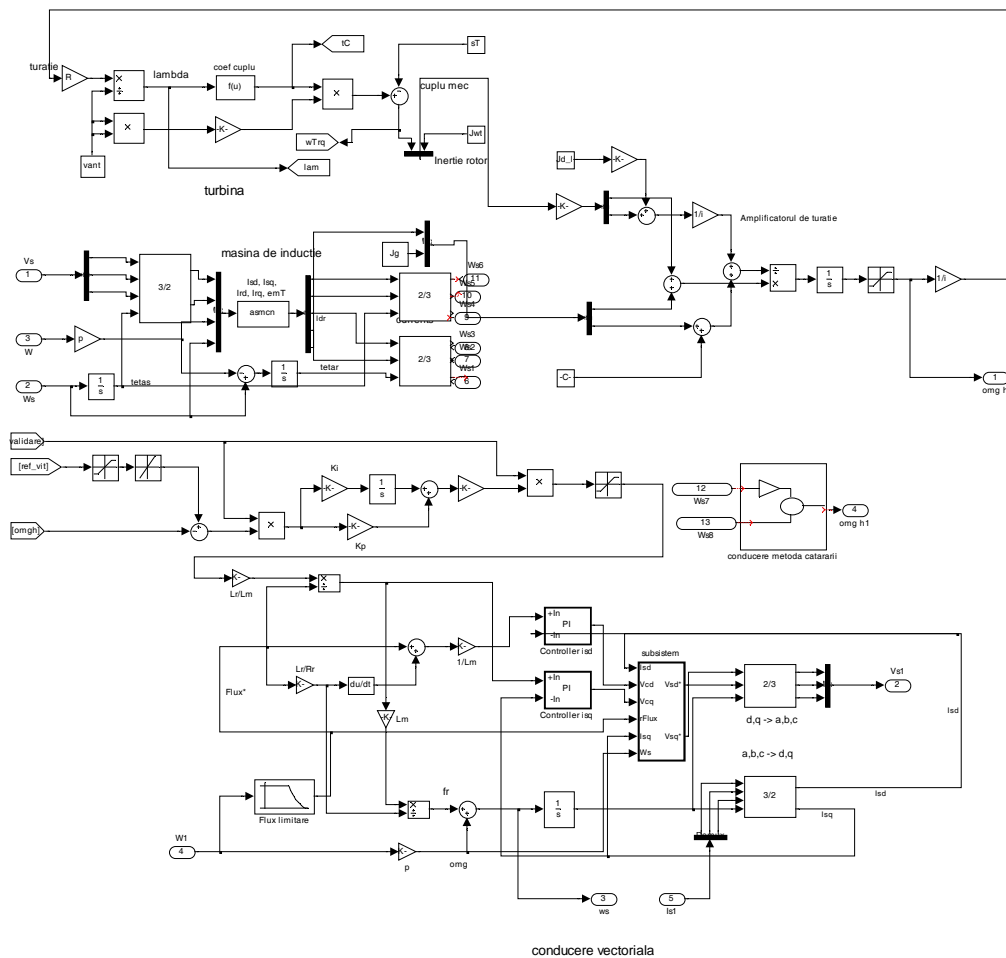
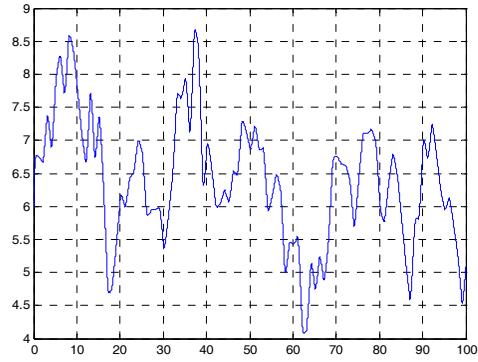
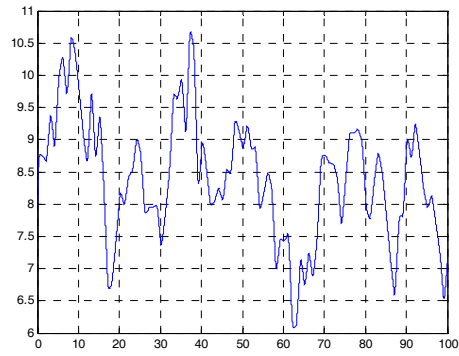


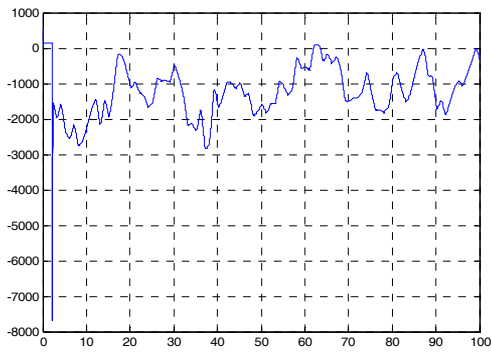
Fig.5.3.11. Schema bloc Matlab-Simulink a structurii de conducere a WECS bazată pe metoda MPPT-HCS.



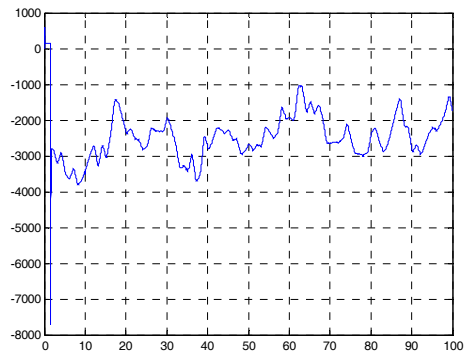
(a)



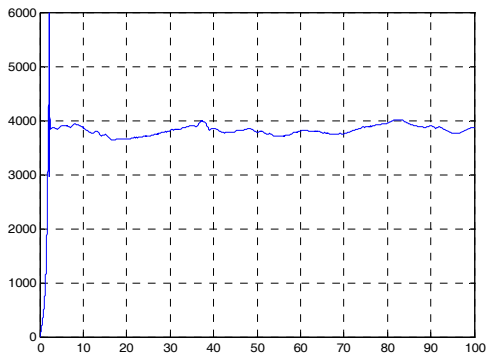
(a)



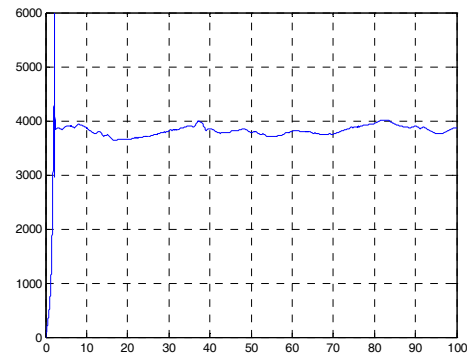
(b)



(b)



(c)



(c)

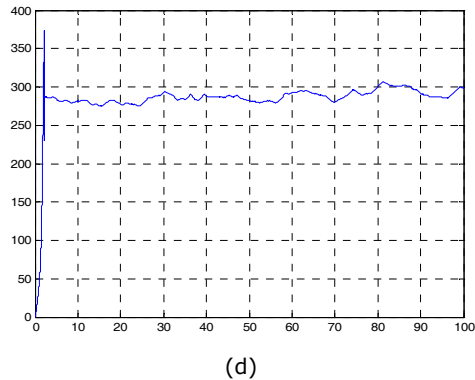


Fig.5.3.12. Rezultate ale simulării, în Cazul 1, pentru viteza medie a vântului $v=6$ m/s: (a) evoluția vitezei vântului; (b) evoluția puterii active (P); (c) evoluția puterii reactive (Q); (d) evoluția tensiunii statorice pe axa q , (vsq).

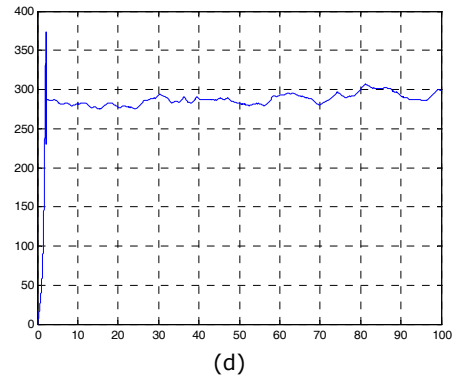


Fig.5.3.13. Rezultate ale simulării, în Cazul 2, pentru viteza medie a vântului $v=8$ m/s: (a) evoluția vitezei vântului; (b) evoluția puterii active (P); (c) evoluția puterii reactive (Q); (d) evoluția tensiunii statorice pe axa q , (vsq).

În cadrul tuturor simulărilor, pe axa abscisei s-a considerat timpul exprimat în secunde, iar pe axa ordonatelor s-a considerat mărimea analizată (viteza vântului [m/s], tensiunea [V] și, respectiv, puterea [W]).

Caz 1: viteza medie a vântului $v=6$ m/s

În Fig.5.3.12.a se prezintă seria de timp utilizată în cadrul simulării, ca intrare în linia de conversie electromecanică a energiei eoliene. Acesta a fost generat, utilizând blocul generator de zgomot alb normal distribuit din cadrul mediului Matlab. În Fig.5.3.12.b. este reprezentată evoluția puterii active, unde se observă că aceasta prezintă variații semnificative în amplitudine, corespunzător variației vitezei vântului.

În Fig.5.3.12.c este reprezentată evoluția puterii reactive a WECS considerat, observându-se că structura de conducere de tip MPPT reușește urmărirea unui punct de putere maximă extrasă din vânt. În Fig. 7.12.d. se prezintă evoluția tensiunii statorice pe axa q care se menține la o valoare de regim staționar.

Caz 2: viteza medie a vântului $v=8$ m/s

În Fig.5.3.13.a se prezintă variația în timp rezultate în cadrul acestui caz. În Fig.5.3.13.b. este reprezentată evoluția puterii active unde se observă că aceasta prezintă variații relativ mari în amplitudine, dar explicabile ale WECS (turbina generează un cuplu mecanic care se poate considera, în anumite condiții, proporțional cu mărimea de intrare – variația în timp a vitezei vântului, cuplul mecanic fiind cel care generează puterea activă).

Fig.5.3.13.c reprezintă evoluția puterii reactive a agregatului considerat. În Fig.5.3.13.d. se prezintă evoluția tensiunii statorice pe axa q care se menține la o anumita valoare de regim staționar.

În concluzie, rezultatele obținute în ambele cazuri prezentate sunt bune, confirmând viabilitatea structurii de conducere de tip MPPT cu pas fix. [Lan 2009] [Hol 2003] [Ghe 2009].

Concluzii privind metode de conducere MPPT a WECS cu PMSG

S-au studiat metode de conducere cu urmărirea maximului de putere și s-au prezentat câteva variante uzuale ale acestora. Aceste metode de tip MPPT se pretează în mod natural la conducerea agregatelor aeroelectrice. Termenul de MPPT semnifică de fapt o întreagă clasă de algoritmi de căutare.

Strategiile de conducere cu urmărirea extragerii a maximului de putere implică o structură de conducere cu doua nivele, algoritmul MPPT fiind plasat la nivelul ierarhic superior al structurii de conducere, iar la nivelul ierarhic inferior se realizează reglarea mărimilor de bază. Astfel, ieșirile structurilor de tip MPPT reprezintă mărimi de referință pentru structura de conducere situată la nivelul ierarhic inferior.

Testarea strategiilor de conducere de tip MPPT s-a realizat pentru diverse regimuri de funcționare specifice generatorului de inducție cu rotorul în scurtcircuit (la diverse variații ale vitezei vântului), obținându-se performanțe bune ale acestora.

Concluzia care poate fi desprinsă este că, structura de conducere bazată pe metoda de tip MPPT, implementată și validată prin simulare numerică, asigură performanțe bune pentru aplicația considerată (urmărirea maximului de putere a unui WECS echipat cu un generator de inducție cu rotorul în scurtcircuit).

5.4. Concluzii

Bazat pe modelul turbinei de vânt, algoritmul de control propus urmărește punctul maxim de putere al WECS, (așa cum se arată în Fig.5.3.5a). Algoritmul utilizează viteza estimată a vântului și impune viteza optimă de rotație a turbinei eoliene. Metoda de control este simulată în Matlab - Simulink, iar rezultatele confirmă evoluția bună a sistemului, regulatorul impune punctul de funcționare al WECS la putere maximă. Rezultatele simulării demonstrează că strategia de control asigură funcționarea WECS în regim optim și permite urmărirea variației vântului.

A fost propusă și studiată o topologie inovativă de sistem WECS pentru agregate aeroelectrice mici caracterizate prin:

- turbină de vânt cu palete modulare,
- acceptarea necesității unei turbine dependentă de potențialul eolian al locației și specificul topologiei locale,
- construcția de PMSG de mare eficiență, cu un cuplu cogging mic, echipat cu frână electromecanică de siguranță cu un consum redus de energie electrică,
- configurație nouă de convertor c.c.-c.c. hibrid, HDC, cu o tensiune de intrare redusă comparativ cu un convertor c.c.-c.c. buck convențional,
- eliminarea convertorului de înmagazinare și a sarcinii de disipare a energiei excedentare,
- o comportare dinamică mai bună datorită utilizării unui supercondensator,
- eliminarea traductoarelor vitezei de rotație și a vitezei vântului,
- controlul vitezei de rotație a WECS se face în scopul de a obține energie electrică anuală maximă, în regim optimal, pentru viteze ale vântului în domeniu nominal, sau în regim de limitare, la depășirea domeniului nominal, ,
- concepția sistemului de control al WECS va permite îmbunătățirea, numai prin modificarea parametrilor sistemului de control al vitezei de rotație, a calității controlului, după ce s-au făcut teste preliminare la locul de instalare.

În capitolul de față s-au studiat, de asemenea, metode de conducere cu urmărirea maximului de putere și s-au prezentat câteva variante uzuale ale acestora. Aceste metode de tip MPPT se pretează în mod natural la conducerea

agregatelor aeroelectrice. Termenul de MPPT semnifică de fapt o întreagă clasă de algoritmi de căutare.

Strategiile de conducere cu urmărirea extragerii a maximumului de putere implică o structură de conducere cu doua nivele, algoritmul MPPT fiind plasat la nivelul ierarhic superior al structurii de conducere, iar la nivelul ierarhic inferior se realizează reglarea mărimilor de bază. Astfel, ieșirile structurilor de tip MPPT reprezintă mărimi de referință pentru structura de conducere situată la nivelul ierarhic inferior.

Testarea strategiilor de conducere de tip MPPT s-a realizat pentru diverse regimuri de funcționare specifice generatorului de inducție cu rotorul în scurtcircuit (la diverse variații ale vitezei vântului), obținându-se performanțe bune ale acesteia.

Concluzia care poate fi desprinsă este că, structura de conducere bazată pe metoda de tip MPPT, implementată și validată prin simulare numerică, asigură performanțe bune pentru aplicația considerată (urmărirea maximumului de putere a unui WECS echipat cu un generator de inducție cu rotorul în scurtcircuit).

6. ASPECTE HARDWARE DE REALIZARE A SISTEMULUI DE CONVERSIE

6.1. Convertor c.c.-c.c. hibrid (HDC)

Sistemul de conversie a energiei eoliene cu PMSG utilizează un convertor a.c.-c.c.-a.c. cu circuit intermediar de c.c. Convertorul de partea generatorului este format dintr-un convertor a.c.-c.c. necomandat (o punte redresare cu diode DB) urmat de un convertor c.c.-c.c. hibrid (HDC). Circuitul intermediar de c.c. este realizat de elemente de stocare a energiei cu supercondensatoare. Convertorul c.c.-a.c. de partea rețelei este format dintr-un inverter sursă de tensiune (BVI).

Utilizarea supercondensatoarelor, în ultimii ani, a devenit o soluție de stocare atractivă [Lee 2009]. Tehnologia lor de fabricație este în continuă îmbunătățire, prețul scade odată cu extinderea ariei de aplicare. Supercondensatoarele prezintă două avantaje față de utilizarea bateriilor cu acumuloare clasice: (i) curenții de încărcare pot fi mult mai mari, rezultând un timp de încărcare mult mai mic; (ii) durata de viață este de asemenea mult mai mare.

Calculul de dimensionare a componentelor HDC, pentru condițiile reale de funcționare, s-a realizat printr-un program în Matlab. Pentru verificarea corectitudinii relațiilor de calcul, s-a efectuat și o comparație grafică dintre variația mărimilor caracteristice (curenți, tensiuni, etc.) obținute pe baza relațiilor de calcul în Matlab și o schemă de simulare a HDC în programul de simulare PSIM.

Schema bloc a convertorului a.c.-c.c.-a.c. unui WECS cu PMSG și cu supercondensatoare în circuitul intermediar de c.c. este prezentată în Fig.6.1.1.

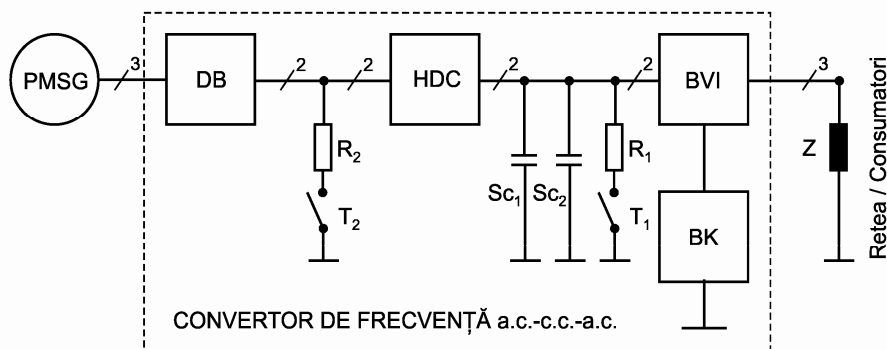


Fig.6.1.1. Schema bloc a convertorului a.c.-c.c.-a.c. unui WECS cu PMSG.

Bateria de supercondensatoare (SC_1 și SC_2) este încărcată prin intermediul unui convertor hibrid c.c.-c.c. (HDC) conectat la ieșirea punții de diode (DB), care redresează tensiunile de ieșire trifazate ale generatorului sincron cu magneți permanenți. Supercondensatoarele creează o magistrală de tensiune continuă variabilă între HDC și inverterul ridicător de tensiune monofazat, BVI. Inverterul BVI

alimentează sarcina Z sau poate fi conectat la rețeaua generală [Mun 2010, EEA-2009].

Descărcarea bateriei de supercondensatoare se realizează prin curentul inverterului BVI, a cărui valoare este dependentă de impedanța de sarcină Z variabilă, respectiv, prin rezistența R_1 de disipare, conectată paralel cu supercondensatoarele prin intermediul tranzistorului T_1 comandat PWM. Tensiunea supercondensatoarelor trebuie să se mențină în domeniul impus, $V_{SC\ Min} \dots V_{SC\ Max}$. Rezistența R_2 , controlată prin tranzistorul T_2 , conectată la ieșirea DB, controlează turația generatorului PMSG prin curentul de la ieșirea punții DB. Puterea disipată pe cele două rezistențe, poate fi folosită pentru încălzire. Sursa de energie de rezervă (BK) formată dintr-o baterie de acumulatori, asigură alimentarea inverterului BVI când turbina eoliană nu produce energie suficientă sau în caz de defectare a sistemului.

Convertorul HDC asigură încărcarea supercondensatoarelor în intervalul de tensiuni între 50V și 125V, pentru un domeniu larg al tensiunilor de intrare, între 130V și 400V. La începutul procesului de încărcare, când tensiunea pe supercondensatoare poate fi foarte mică, aproape de 0V, cel puțin la prima pornire când sistemul de conversie este pus în funcțiune, curentul de încărcare poate fi foarte mare. HDC poate funcționa cu limitarea curentului de intrare.

6.1.1. Funcționarea HDC

Pentru a se asigura curenți relativ mici în înfășurările PMSG, din considerente de randament, tensiunea nominală de linie a generatorului trebuie să fie mai mare de 100V (pentru un domeniu de putere 1kW ... 10kW). Pe de altă parte, tensiunea unei baterii de acumulatori având tensiunea de 24V sau 48V, convertorul c.c.-c.c. trebuie să fie unul coborâtor de tensiune, având schema convertorului hibrid cu schema din Fig.6.1.2.

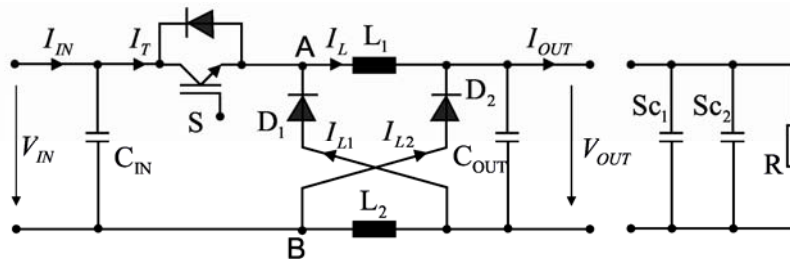


Fig.6.1.2. Schema convertorului HDC.

Acesta conține două bobine L_1 , L_2 ca elemente de stocare a energiei de comutație, precum și un tranzistor de comutație S .

Corespunzător celor două stări ale tranzistorului S , schemele echivalente ale HDC sunt: pentru starea de conducție schema din Fig.6.1.3a, respectiv, pentru starea de blocare cea din Fig.6.1.3b.

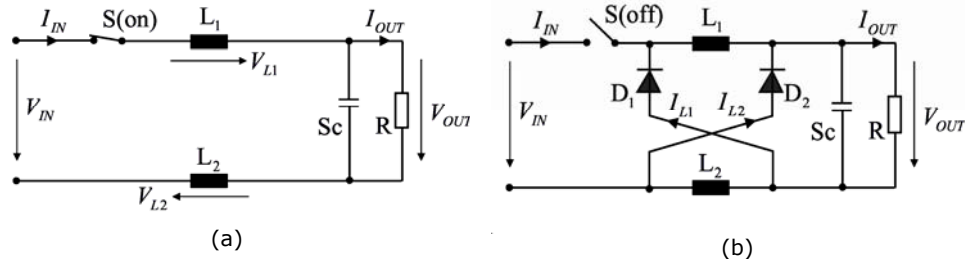


Fig.6.1.3. Schema echivalentă a HDC pentru comutatorul S: (a) închis (on); (b) deschis (off).

Pe durata conducției comutatorului S, bobinele acumulează energie. La sfârșitul perioadei de conducție, când comutatorul S se blochează, cele două inductanțe L_1 și L_2 , își schimbă polaritatea tensiunii pentru a se opune scăderii curentului și vor injecta curent în circuit, fiecare pereche formată din inductanța și dioda corespunzătoare vor funcționa ca două surse de curent, conectate paralel, debitând curent de sarcină.

Când S este închis (Fig.6.1.3a) curentul trece prin S, L_1 , supercondensatoare și L_2 . Considerând tensiunea de intrare V_{in} și tensiunea de ieșire V_{out} constante pe parcursul unei perioade de comutație, ecuația care poate fi scrisă este:

$$V_{in} = L_1 \frac{di_{L1}}{dt} + L_2 \frac{di_{L2}}{dt} + V_{out} \quad (6.1.1)$$

În cazul în care bobinele L_1 și L_2 au aceeași valoare $L_1=L_2=L$ ecuația (6.1.1) devine

$$V_{in} - V_{out} = 2L \frac{di_L}{dt} \quad (6.1.2)$$

Curentul prin bobine crește și energia obținută de la turbina eoliană se acumulează în L_1 și L_2 . În funcție de valorile V_{in} și V_{out} , convertorul funcționează într-una din cele două moduri: regimul de curent continuu (CCM), sau regimul de curent întrerupt (DCM). Deoarece formele de undă sunt diferite în cele două cazuri, CCM și DCM trebuie să fie tratate separat.

6.1.1.1. Regimul de curent continuu (CCM)

Formele de undă ale curentului prin bobine și tranzistor în cazul regimului de curent continuu sunt prezentate în Fig.6.1.4.

În CCM curentul prin bobină este întotdeauna pozitiv. Când S este închis, schema din Fig.6.1.4a, curentul prin bobină crește de la $i_{L \text{ Min}}$ la $i_{L \text{ Max}}$. Când tranzistorul este deschis, schema din Fig.6.1.4b, curenții prin bobine se adună pentru a obține curentul care încarcă supercondensatoarele. Curentul prin bobină scade de la $i_{L \text{ Max}}$ la $i_{L \text{ Min}}$.

Relația (6.1.3) poate fi scrisă, când S este deschis:

$$-L_1 \frac{di_{L1}}{dt} = -L_2 \frac{di_{L2}}{dt} = V_{out} \quad (6.1.3)$$

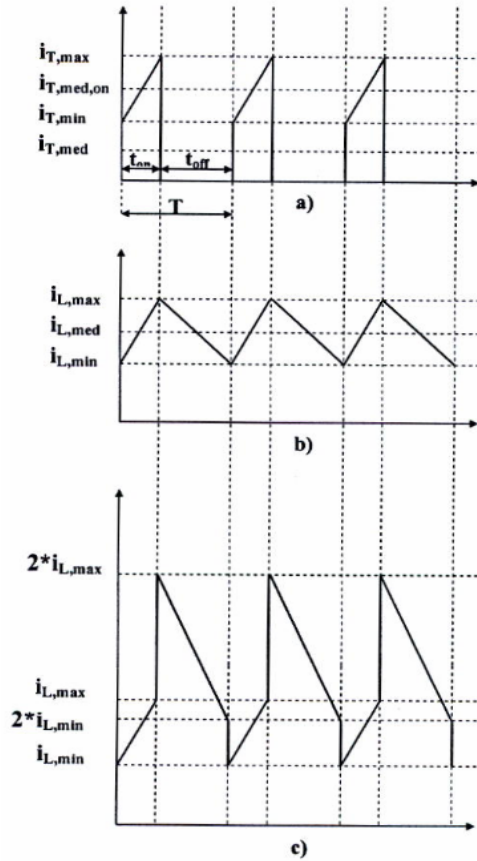


Fig.6.1.4. Formele de undă în regimul de curent continuu (CCM): a) curentul prin tranzistor; b) curentul prin bobină; c) curentul de ieșire.

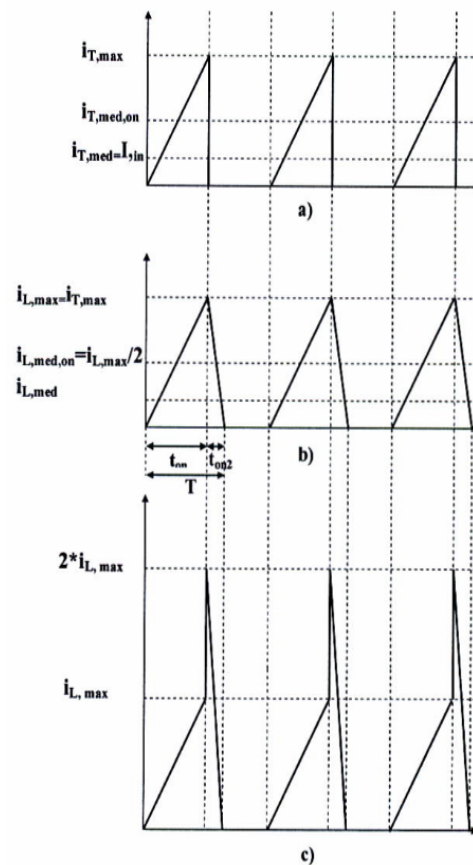


Fig.6.1.5. Formele de undă în regimul de curent întrerupt (DCM): a) curentul prin tranzistor; b) curentul prin bobină; c) curentul de ieșire.

În cazul în care cele două bobine nu sunt egale, panta de curent i_{L1} este diferită de panta de curent i_{L2} și formele de undă ale celor doi curenți sunt, de asemenea, diferite.

În cazul în care bobinele au aceeași valoare, se poate scrie o singură relație:

$$-L \frac{di_L}{dt} = V_{out} \tag{6.1.4}$$

Factorul de umplere $D = t_{on}/T$ poate fi obținut din relațiile (6.1.2) și (6.1.4). Dacă curentul prin bobină crește și scade liniar, se poate înlocui di_L/dt în ecuația (6.1.2) cu

$$\frac{\Delta i_L}{t_{on}} = \frac{i_{LMax} - i_{LMin}}{t_{on}} \tag{6.1.5}$$

În relația (6.1.4) di_L/dt poate fi înlocuit cu $-\frac{\Delta i_L}{t_{off}} = -\frac{\Delta i_L}{T - t_{on}}$, în aceste condiții se obține:

$$\begin{cases} V_{in} - V_{out} = 2L \frac{\Delta i_L}{t_{on}} \\ V_{out} = L \frac{\Delta i_L}{T - t_{on}} \end{cases} \quad (6.1.6)$$

Variația curentului prin bobină trebuie să fie aceeași atunci când S este închis sau deschis.

$$\frac{V_{in} - V_{out}}{2L} t_{on} = \frac{V_{out} (T - t_{on})}{L} \quad (6.1.7)$$

sau:

$$(V_{in} - V_{out}) t_{on} = 2V_{out} T \quad (6.1.8)$$

$$D = \frac{t_{on}}{T} = \frac{2V_{out} T}{V_{in} - V_{out}} \quad (6.1.9)$$

Pentru valori date ale V_{in} și V_{out} , tensiunea V este determinată utilizând relația (6.1.9).

Valoarea maximă a curentului de intrare, $i_{in \text{ Max}}$ este legată de curentul nominal al PMSG, care nu poate fi depășită în funcționarea în regim staționar. Se poate considera curentul de intrare constant, deoarece frecvența de comutație a HDC este mult mai mare decât lățimea de bandă de control a curentului de intrare. În acest caz, valoarea curentului de intrare este egală cu valoarea medie a curentului prin tranzistor, $i_{T \text{ Med}}$.

$$I_{in} = i_{T \text{ Med}} \quad (6.1.10)$$

$i_{T \text{ med}}$ este legat de valoarea medie a curentului prin tranzistor în timpul intervalului de conducție t_{on} , $i_{T \text{ Med on}}$, prin următoarea relație:

$$i_{T \text{ Med}} = i_{T \text{ Med on}} \frac{t_{on}}{T} = i_{T \text{ Med on}} D \quad (6.1.11)$$

Din relația (6.1.11) se obține:

$$i_{T \text{ Med on}} = \frac{i_{T \text{ Med}}}{D} \quad (6.1.12)$$

Deoarece curentul prin bobine în intervalul de timp t_{on} este același ca și curentul prin tranzistor, valoarea medie a curentului prin bobine, $i_{L \text{ Med}}$, este egal cu $i_{T \text{ Med on}}$:

$$i_{L \text{ Med on}} = i_{T \text{ Med on}} = \frac{i_{T \text{ Med}}}{D} = \frac{I_{in}}{D} \quad (6.1.13)$$

Dacă I_{in} în relația (6.1.13) se înlocuiește cu $I_{in \text{ Max}}$ se va obține valoarea maximă pentru valoarea medie a curentului prin bobină $i_{L \text{ Med max}}$:

$$i_{L \text{ Med max}} = \frac{i_{in \text{ Max}}}{D} \quad (6.1.14)$$

Pulsația curentului prin bobină poate fi obținută din ecuația (6.1.6). Valoarea sa poate fi calculată cu relația (6.1.15):

$$\Delta I_L = i_{L \text{ Max}} - i_{L \text{ Min}} = \frac{V_{in} - V_{out}}{2L} T D \quad (6.1.15)$$

Valoarea minimă a curentului prin bobină, $i_{L \text{ Min}}$, este dată de relația (6.1.16):

$$i_{L \text{ Min}} = i_{L \text{ Med}} - \frac{\Delta I_L}{2} = \frac{I_{in}}{D} - \frac{V_{in} - V_{out}}{4L} T D \quad (6.1.16)$$

Valoarea maximă a curentului prin bobină, $i_{L \text{ Max}}$ este exprimată prin relația următoare:

$$i_{L \text{ Max}} = i_{L \text{ Med}} + \frac{\Delta I_L}{2} = \frac{I_{in}}{D} + \frac{V_{in} - V_{out}}{4L} T D \quad (6.1.17)$$

Curentul maxim prin tranzistor $i_{T \text{ Max}}$ este egal cu $i_{L \text{ Max}}$.

$$i_{T \text{ Max}} = i_{L \text{ Max}} \quad (6.1.18)$$

Tensiunea maximă pe tranzistor poate fi obținută aplicând legea a doua a lui Kirchhoff când S este deschis. Tensiunea dintre punctele A și B, din Fig.6.1.2, este:

$$V_{AB} = -V_{out} \quad (6.1.19)$$

rezultând:

$$V_T = V_{in} - V_{AB} = V_{in} + V_{out} \quad (6.1.20)$$

Tensiunea maximă pe tranzistor $V_{T \text{ Max}}$, este obținută pentru $V_{in \text{ Max}}$ și $V_{out \text{ Max}}$. Fiecare dintre cele două diode D_1 și D_2 trebuie să fie capabile să reziste la un curent maxim de conducție egal cu curentul maxim prin bobină.

Pentru a obține curentul mediu de conducție al unei diode, $i_{D \text{ Med}}$, trebuie avut în vedere curenții prin D_1 și D_2 , care sunt egali cu curenții prin L_1 și L_2 , când tranzistorul S este deschis și sunt nuli când tranzistorul S este închis. Deoarece curentul mediu al diodei pe durata intervalului de timp t_{off} , $i_{D \text{ Med off}}$, este egal cu $i_{L \text{ Med}}$, $i_{D \text{ Med}}$ poate fi scris:

$$i_{D \text{ Med}} = i_{D \text{ Med off}} \frac{t_{off}}{T} = i_{L \text{ Med}} \frac{T - DT}{T} = i_{L \text{ Med}}(1 - D) \quad (6.1.21)$$

Tensiunea inversă pe diodă, când S este închis, este dată de relația (6.1.22).

$$V_{D1} = L \frac{d i_L}{dt} + V_{out} = \frac{V_{in} - V_{out}}{2} + V_{out} = \frac{V_{in} + V_{out}}{2} \quad (6.1.22)$$

Din relația (6.1.22) este evident că tensiunea maximă inversă pe diodă se obține dacă atât tensiunea de intrare, V_{in} , cât și tensiunea de ieșire, V_{out} , au valoarea maximă.

6.1.1.2. Regimul de curent întrerupt (DCM)

În cazul în care valoarea curentului minim prin bobină $i_{L \text{ Min}}$ calculat cu relația (6.1.16) este mai mică decât zero, convertorul intră în regim de curent întrerupt deoarece curentul prin bobină nu poate fi inversat.

Formele de undă pentru această situație sunt prezentate în Fig.6.1.3.

Regimul DCM este caracterizat de alte ecuații față de CCM. Valoarea medie a curentului prin tranzistor în intervalul de timp t_{on} , $i_{T \text{ Med on}}$, este jumătate din valoarea maximă a curentului prin tranzistor.

$$i_{T \text{ Med on}} = \frac{i_{T \text{ Max}}}{2} \quad (6.1.23)$$

Curentul $i_{T \text{ Med on}}$ exprimat în funcție de curentul de intrare I_{in} prin rel.(6.1.24):

$$i_{T \text{ Med on}} DT = i_{T \text{ Med}} T = I_{in} T \quad (6.1.24)$$

Relația dintre curentul maxim prin tranzistor și curentul de intrare este obținută din relațiile (6.1.23) și (6.1.24):

$$i_{T \text{ Max}} = \frac{2 I_{in}}{D} \quad (6.1.25)$$

În DCM pulsația curentului prin bobine este egal cu $i_{L \text{ Max}}$ și $i_{T \text{ Max}}$.

$$\Delta i = i_{L \text{ Max}} = i_{T \text{ Max}} = \frac{2 I_{in}}{D} \quad (6.1.26)$$

Considerând intervalul de timp t_{on} , când S este în conducție, Δi este:

$$\Delta i = \frac{V_{in} - V_{out}}{2L} DT \quad (6.1.27)$$

Din relațiile (6.1.26) și (6.1.27) se obține factorul de umplere, D, pentru regimul DCM cu (6.1.28):

$$D = \frac{t_{on}}{T} = \sqrt{\frac{4 I_{in} L}{T (V_{in} - V_{out})}} \quad (6.1.28)$$

Valoarea medie a curentului prin bobină în intervalul de timp t_{on} , când curentul este diferit de zero, $i_{L \text{ Med on}}$ este dată de relația următoare:

$$i_{L \text{ Med on}} = \frac{i_{L \text{ Max}}}{2} = \frac{i_{T \text{ Max}}}{2} = \frac{I_{in}}{D} \quad (6.1.29)$$

Curentul mediu prin bobină pe o perioadă de comutație, $i_{L \text{ Med}}$, poate fi calculat folosind relația (6.1.30).

$$i_{L \text{ Med}} = i_{L \text{ Med on}} \frac{t_{on} L}{T} \quad (6.1.30)$$

Pentru a putea aplica relația (6.1.30) este nevoie de intervalul de timp $t_{on L}$, acesta fiind egal cu suma dintre t_{on} și $t_{on 2}$ conform Fig.6.1.5.

$$\begin{aligned} t_{on L} &= t_{on} + t_{on 2} = DT + L \frac{\Delta i}{V_{out}} = DT + \frac{L}{V_{out}} \frac{V_{in} - V_{out}}{2L} DT = \\ &= DT \left(1 + \frac{V_{in} - V_{out}}{2V_{out}} \right) = DT \frac{V_{in} + V_{out}}{2V_{out}} \end{aligned} \quad (6.1.31)$$

Utilizând ecuațiile (6.1.30) și (6.1.31) se obține curentul mediu prin bobină.

$$i_{L \text{ Med}} = \frac{V_{in} + V_{out}}{2V_{out}} I_{in} \quad (6.1.32)$$

Tensiunea maximă care poate să apară prin dispozitivul de comutație S, când este deschis, este același ca în cazul CCM.

$$V_T = V_{in} + V_{out} \quad (6.1.33)$$

Curentul mediu prin diodă $i_{D \text{ Med}}$ se obține prin utilizarea valorii medii a curentului prin diodă în intervalul de timp $t_{on 2}$, $i_{D \text{ Med on}}$, care este egal cu jumătate din $i_{L \text{ max}}$.

$$i_{D \text{ Med}} = \frac{i_{D \text{ Med on}} t_{on 2}}{T} = \frac{i_{L \text{ Max}}}{2} \frac{V_{in} - V_{out}}{2V_{out}} D = I_{in} \frac{V_{in} - V_{out}}{2V_{out}} \quad (6.1.34)$$

Valorile maxime ale curentului prin diodă și a tensiunii inverse pe diodă sunt date de ecuațiile (6.1.35) și (6.1.36).

$$i_{DMax} = i_{LMax} = 2 \frac{I_{in}}{D} \quad (6.1.35)$$

$$V_{DMax} = \frac{V_{in} + V_{out}}{2} \quad (6.1.36)$$

6.1.1.3. Dimensionarea HDC

Specificațiile tehnice ale convertorului hibrid c.c.-c.c. utilizat la standul experimental sunt:

- tensiunea de intrare: $V_{in} = 130V..400V$
- tensiunea de ieșire: $V_{out} = 50V..125V$
- curentul maxim de intrare: $I_{inMax} = 17A$
- puterea maximă: $P_{inMax} = 5 \text{ kw}$

Domeniul tensiunii de intrare a fost determinat pe baza datelor generatorului PMSG și a vitezei de rotație la arborele generatorului în domeniul de funcționare. Limita inferioară a tensiunii de intrare, $V_{inMin} = 130V$, a fost aleasă astfel încât să fie puțin mai mare decât tensiunea maximă a supercondensatoarelor, $V_{outMax} = 125V$. În cazul în care tensiunea pe supercondensatoare depășește V_{outMax} , datorită unei tensiuni de intrare mare sau datorită unei avarii a sistemului eolian, subsistemul de protecție este activat și supercondensatoarele sunt deconectate de la PMSG.

Curentul maxim de intrare, $I_{inmax} = 17A$, este curentul continuu de la ieșirea punții redresoare cu diode DB din Fig.6.1.1., când PMSG funcționează la curentul nominal, $I_{PMSGNom} = 12A$.

Puterea maximă de intrare, $P_{inMax} = 5kW$, este depășită în cazul în care tensiunea de intrare a convertorului este de $V_{inMax} = 400V$ și curentul de intrare este $I_{inMax} = 17A$. Această depășire poate fi acceptată, pentru perioade scurte de timp, în cazul în care generatorul PMSG este proiectat pentru a fi în măsură să furnizeze această putere. În timpul funcționării normale, curentul de intrare al convertorului poate fi setat la valoarea curentului maxim de intrare, $I_{in} = 12.5A$, caz în care tensiunea de intrare este $V_{inMax} = 400V$.

Primul pas al proiectării HDC este alegerea unei frecvențe de comutație f , suficient de mică pentru a reduce pierderile de comutație. Se adoptă o frecvență $f = 10kHz$.

6.1.2. Simularea funcționării HDC în MATLAB și PSIM

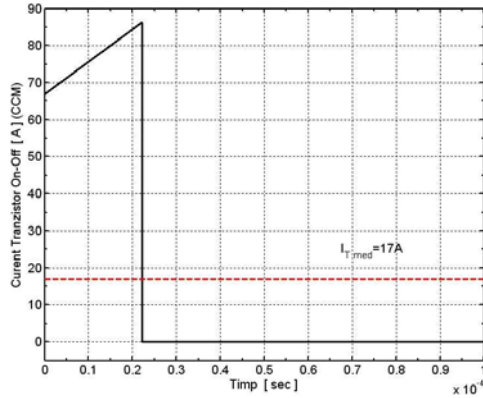
Simularea HDC în Matlab

Simularea HDC în Matlab, s-a efectuat printr-un program în care s-au implementat ecuațiile parametrilor de funcționare ale HDC stabilite anterior.

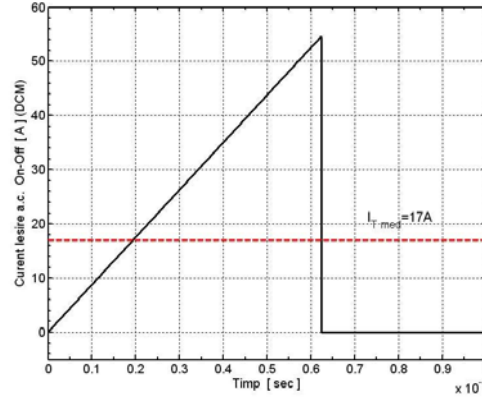
Formele de undă, ale mărimilor importante ale convertorului HDC în modul de conducție continuă (CCM), rezultate în urma simulării pentru o perioadă de comutare, sunt prezentate în Fig,6.1.6.

Curentul prin tranzistor din Fig,6.1.6a este dat de relația (6.1.37):

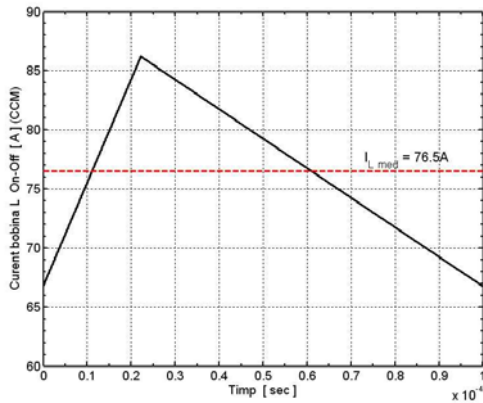
$$\begin{cases} i_T = I_{LMin} + \Delta i \frac{t}{t_{on}} : & 0 < t < t_{on} \\ i_T = 0 : & t_{on} < t < T \end{cases} \quad (6.1.37)$$



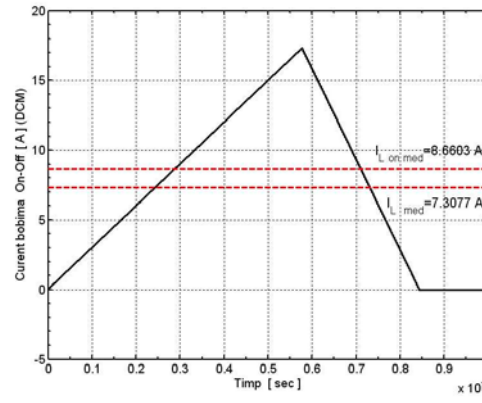
(a)



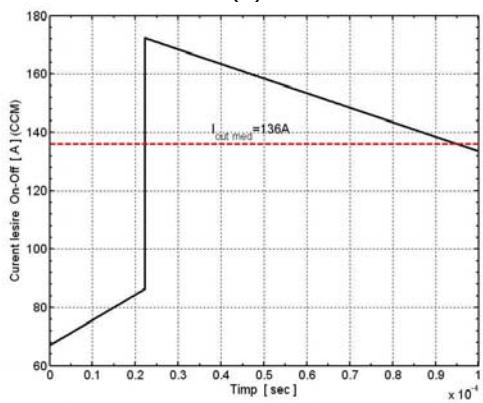
(a)



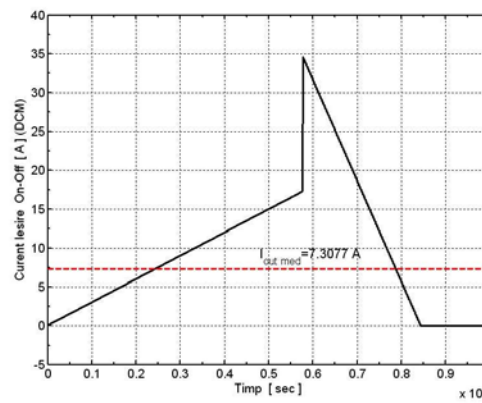
(b)



(b)



(c)



(c)

Fig.6.1.6. Forme de unde pentru CCM. $V_{in} = 400V$, $V_{out} = 50V$, $I_{in} = 17A$: a) curentul prin tranzistor; b) curentul prin bobină; c) curentul de ieșire, într-o perioadă de comutație

Fig.6.1.7. Forme de undă pentru DCM. $V_{in} = 250V$, $V_{out} = 130V$, $I_{in} = 5A$: a) curentul prin tranzistor; b) curentul prin bobină; c) curentul de ieșire, într-o perioadă de comutație

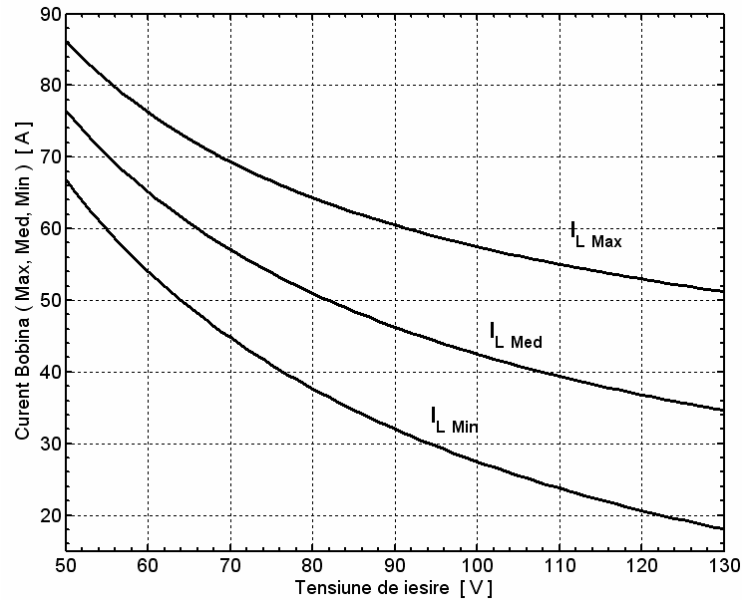


Fig.6.1.8. Curentul maxim, minim și mediu prin bobine
($V_{in} = 400V$; $V_{out} = 50V...130V$; $I_{in} = 17A$).

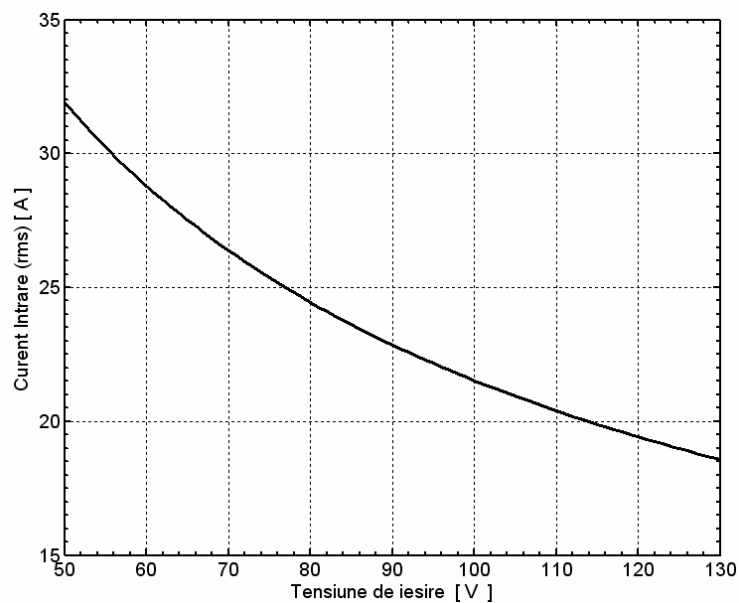


Fig.6.1.9. Valoarea efectivă a componentei alternative a curentului de intrare.
 $V_{in} = 400V$, $V_{out} = 50V...130V$, $I_{in} = 17A$.

Curentul prin fiecare din cele două bobine poate fi calculat folosind relațiile (6.1.38):

$$\begin{cases} i_L = I_{LMin} + \Delta i \frac{t}{t_{on}} : & 0 < t < t_{on} \\ i_L = I_{LMax} + \Delta i \frac{t - t_{on}}{T - t_{on}} : & t_{on} < t < T \end{cases} \quad (6.1.38)$$

Curentul de ieșire al convertorului este egal cu curentul prin bobină atunci când tranzistorul conduce și este dublul curentului prin bobină atunci când tranzistorul este blocat.

$$\begin{cases} i_{out} = I_{LMin} + \Delta i \frac{t}{t_{on}} : & 0 < t < t_{on} \\ i_{out} = I_{LMax} + 2 \Delta i \frac{t - t_{on}}{T - t_{on}} : & t_{on} < t < T \end{cases} \quad (6.1.39)$$

Forme de undă pentru modul de conducție discontinuă sunt prezentate în Fig.6.1.7.

Graficele variației curentului maxim, minim și mediu prin bobină în funcție de tensiunea de ieșire s-au obținut printr-o aplicație Matlab. Valorile curentului prin bobină pentru tensiunea de intrare de 400V și curentul de intrare de 17A este prezentat în Fig.6.1.8. Tensiunea de ieșire variază între valoarea minimă și cea maximă. Cea mai mare valoare a curentului prin bobină este pentru o tensiune de ieșire de 50V. Valorile curentului prin bobină pentru alte tensiuni de intrare mai mici de 400V sunt întotdeauna mai mici decât valorile pentru tensiunea de intrare de 400V.

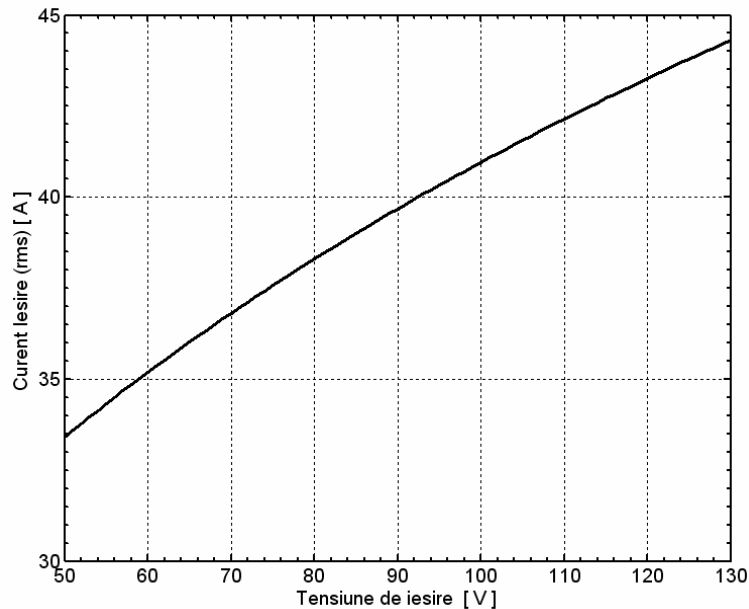


Fig.6.1.10. Valoarea efectivă a componentei alternative a curentului de ieșire.
 $V_{in} = 400V$. $V_{out} = 50V \dots 130V$. $I_{in} = 17A$.

Valoarea efectivă a componentei variabile a curentului prin tranzistor (curentul de intrare) și valoarea efectivă a componentei alternative a curentului de ieșire se obțin printr-o aplicație în Matlab.

Fig.6.1.9 prezintă variația valorii efective a curentului de intrare în funcție de tensiunea de ieșire. Valoarea maximă efectivă este obținută pentru tensiunea de ieșire minimă. Condensatorii de filtrare de la intrare trebuie să suporte această valoare efectivă a curentului de 32A.

Fig.6.1.10 prezintă valoarea efectivă a componentei alternative a curentului de ieșire. Se poate observa că cea mai mare valoare efectivă este ușor diferită de cea mai mare valoare din Fig.6.1.9. Componenta alternativă a curentului de ieșire trece prin condensatoarele de ieșire, care trebuie să suporte valoarea efectivă maximă a acestui curent.

Simularea funcționării HDC în PSIM.

Au fost efectuate simulări în mediul de programare PSIM, în aceleași condiții de funcționare a agregatului aeroelectric real, ca și în cazul anterior. Schema de simulare este prezentată în Fig.6.1.11. Sarcina convertorului HDC este compusă din două supercondensatoare Cs_1 și Cs_2 , de 63F, fiecare având în serie câte o rezistență echivalentă de 0.018Ω .

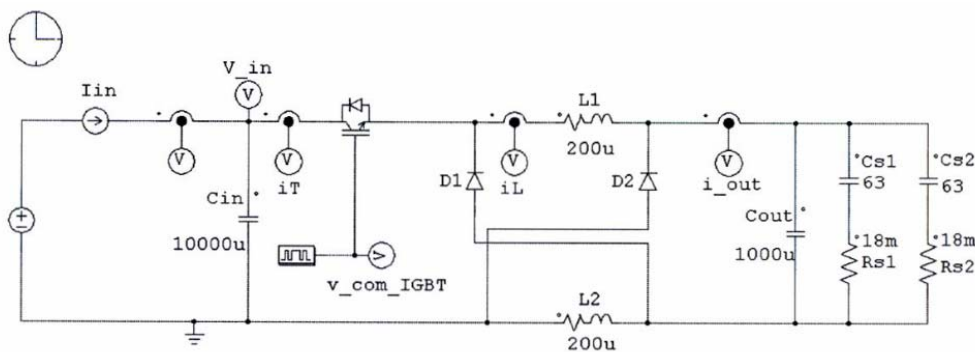
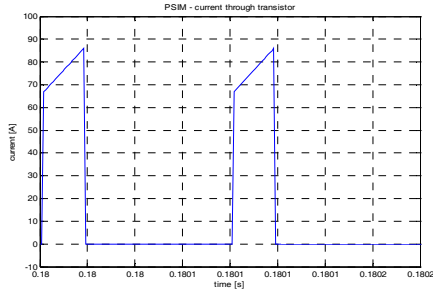


Fig.6.1.11. Modelul PSIM pentru simularea în buclă deschisă a HDC.

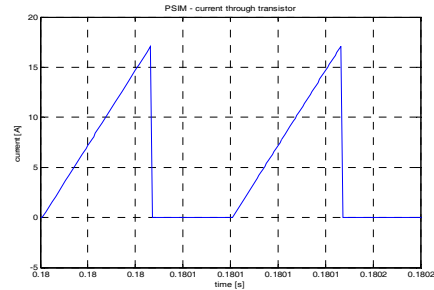
Prin simulare s-a verificat în plus, că se obțin aceleași rezultate pentru o sarcină rezistivă variabilă, condiția fiind ca valoarea condensatorului de ieșire, C_{out} să fie destul de mare pentru a asigura menținerea tensiunii de ieșire constantă, pe parcursul unei perioade de comutație.

Fig.6.1.12, prezintă rezultatele de simulare în PSIM atunci când convertorul funcționează în regim CCM. Factorul de umplere în modelul PSIM a fost fixat la valoarea calculată prin relația (6.1.8).

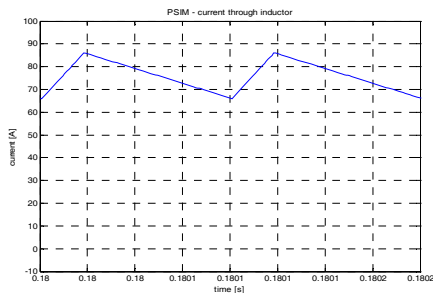
Formele de undă rezultate pentru curentul prin tranzistor, curentul prin bobină și curentul de ieșire pentru regimul de funcționare DCM al convertorului HDC, obținute prin simulare în PSIM sunt prezentate în Fig.6.1.13.



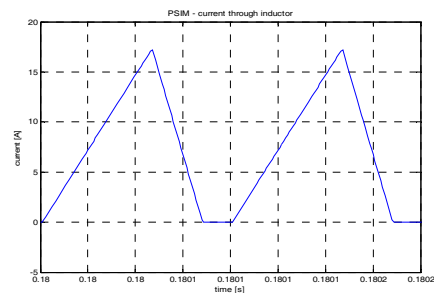
(a)



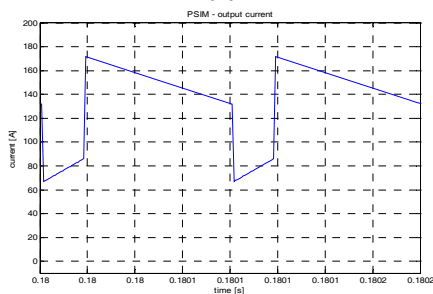
(a)



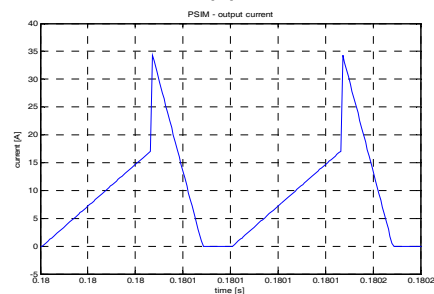
(b)



(b)



(c)



(c)

Fig.6.1.12. Simulare în PSIM, HDC în regim CCM., pentru $V_{in} = 400V$, $V_{out} = 50V$, $I_{in} = 17A$: a) curentul prin tranzistor b) curentul prin bobină c) curent de ieșire.

Fig.6.1.13. Simulare în PSIM, HDC în regim DCM, pentru $V_{in} = 250V$, $V_{out} = 130V$, $I_{in} = 5A$: a) curentul prin tranzistor b) curentul prin bobină c) curentul de ieșire.

Simularea funcționării HDC în buclă închisă în PSIM

Schema de simulare cu o buclă de reglare a curentului, realizată în mediul de simulare PSIM este prezentată în Fig.6.1.14. Alimentarea cu tensiune V_{in} a convertorului HDC se face prin redresarea unei tensiuni trifazate care simulează tensiunea la borne ale generatorului PMSG. Bucla de reglare a curentului de ieșire a HDC are un regulator de tip PI realizat cu un amplificator operațional. Semnalele de intrare sunt curentul de referință și curentul de intrare. Ieșirea regulatorului comandă tranzistorul IGBT prin modulatorul PWM cu o frecvență de comutație de 10 kHz.

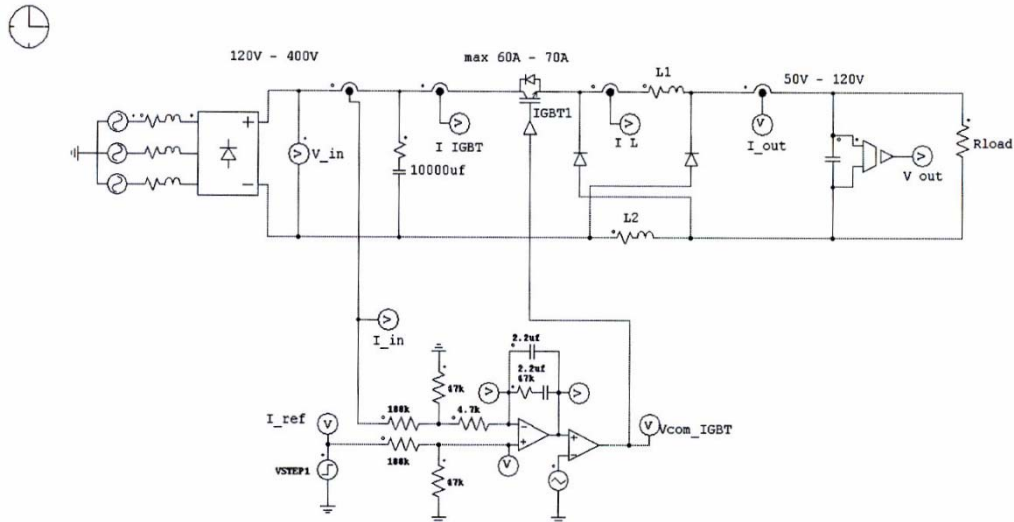


Fig.6.1.14. Schema modelului PSIM folosită pentru simulările cu buclă de curent.

Simulările funcționării HDC efectuate în Matlab, pe baza relațiilor de dimensionare și direct, prin schema de simulare în PSIM, considerând aceleași condiții și parametri de funcționare, au confirmat validitatea acestora, prin similitudine.

Fig.6.1.15 prezintă răspunsul sistemului (curentul de referință, curentul de intrare și curentul prin bobină) la un semnal treaptă a curentului de referință de la 0 la 12.5 A.

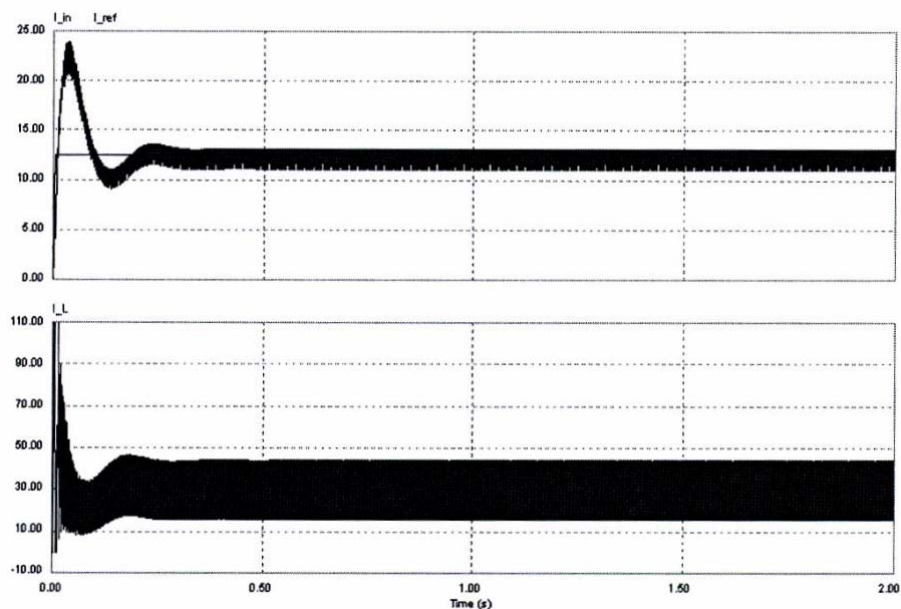


Fig.6.1.15. Răspunsul sistemului la controlul cu buclă de curent la semnalul treaptă de 12.5A.

În Fig.6.1.16 se prezintă variația curentului prin IGBT, curentului prin bobină și curentului de ieșire, pentru o referință de curent de 9A.

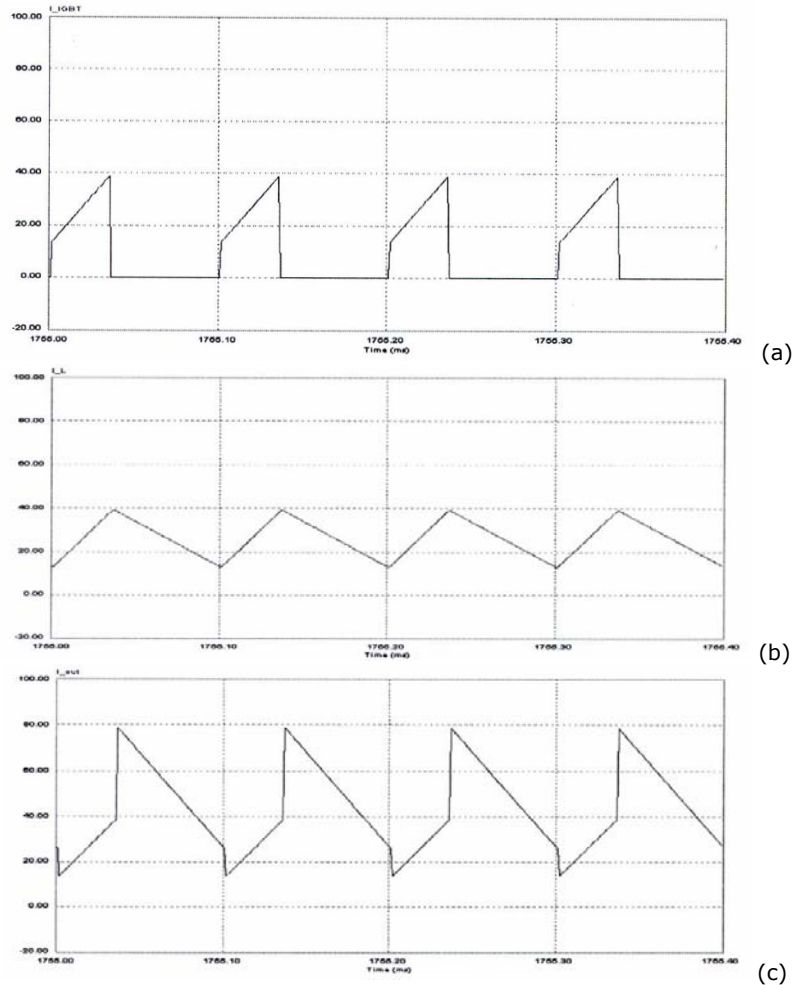


Fig.6.1.16. Variația curentului prin IGBT (a), curentul prin bobină (b) și curentul de ieșire (c), pentru un curent de referință de 9A

6.1.3. Concluzii privind convertorul HDC

Prin analiza funcționării convertorului c.c.-c.c. hibrid (HDC) în modul de funcționare cu un curent neîntrerupt (CCM), respectiv în modul de funcționare cu un curent întrerupt (DCM), prin relațiile de calcul stabilite permit dimensionarea componentelor HDC.

Simularea funcționării HDC în Matlab - Simulink și în PSIM în cele două moduri de funcționare (CCM și DCM), au fost confirmate experimental pe stand.

Structura convertorului c.c.-c.c. hibrid HDC, prin structura sa, permite implementarea unor algoritmi de conducere a sistemelor WECS verificați pe standul experimental de la UPT.

Convertorul c.c.-c.c. hibrid considerat, realizat la UPT, este utilizat la sistemul WECS de mică putere echipate cu generator PMSG și cu turbinele eoliene WT1-UPT și WT2-UPT [EEA-2009].

6.2. Sistemul de achiziție

Funcțiile sistemului de achiziție

Sistemul de interfațare conceput și realizat, destinat achiziției și prelucrării semnalelor aferente unei unități cu DSP, destinate conducerii, supravegherii, protecției și monitorizării agregatului aeroelectric, îndeplinește următoarele funcții:

- Achiziționarea principalelor mărimi necesare:
 - mărimi electrice de curent alternativ (trifazat, monofazat): curent, tensiune, frecvență, putere, energie;
 - mărimi electrice de curent continuu: curent, tensiune, putere, energie;
 - temperatura (prin utilizarea de senzori termici PT100);
 - turația, poziția unghiulară a rotorului (prin utilizarea unui encoder de tip TIRO);
 - cuplu mecanic (prin utilizarea unui traductor de cuplu mecanic);
- Preluarea semnalelor logice de semnalizare din proces;
- Generarea de semnale logice de comandă a procesului:
 - generarea semnalelor logice de comandă (open colector);
 - generarea semnalelor logice de comandă prin contacte ale contactoarelor electromagnetice (contact normal deschis, contact normal închis);
 - generarea semnalelor logice de comandă pentru IGBT (conexiune prin fibră optică)
- Posibilitatea de achiziționare sincronă, la comanda DSP, a mărimilor din întreg procesul, ulterior informațiile se vor prelua prin transmisie serială. Modul de citire a datelor este sincron în sensul că sistemul cu DSP poate citi mărimile simultan de la toate modulele, placa cu DSP generând tactul pe care toate modulele îl folosesc pentru transmisie și achiziție.
- Modulele conțin:
 - propriul procesor care asigură: achiziția sincronă, la comanda sistemului cu DSP; transmiterea sistemului cu DSP a mărimilor instantanee achiziționate și anumite valori calculate, prin aceasta se creează timp de calcul disponibil pentru alte operații ale DSP;
 - circuitele electronice aferente interfațării modul - circuit de măsură,
 - circuitele electronice aferente interfațării modul - sistem cu DSP
 - surse de alimentare cu izolare.
- Toate modulele, mai puțin cel de TIRO, au un mod propriu de etalonare.
- Fiecare canal de achiziție pentru mărimi electrice poate funcționa în următoarele regimuri:
 - *Mod valori directe:* atunci când la cererea plăcii DSP furnizează datele achiziționate în format brut;
 - *Mod valori calculate:* atunci când la cererea plăcii DSP furnizează ultimele valori calculate pentru frecvență, valori energii acumulate (per total sau pe fiecare fază în parte)

- *Mod înregistrator*: atunci când la cerere, sau la un semnal generat de placa DSP, pornește achiziția datelor în memoria internă cu frecvența stabilită. Acest mod are avantajul că se pot sincroniza mai multe module pentru a se porni achiziționarea sincronă a diferite fenomene tranzitorii. Informația înregistrată se compune din valoare și momentul achiziției.
- Asigurarea izolării galvanice prin conexiune: cu optocuploare, cu fibră optică, prin transformatoare.
 - între modul și circuitele de măsură
 - între modul și sistemul cu DSP
 - între canalele de achiziție
 - între module
 - față de rețeaua electrică de alimentare,
- Pentru fiecare pereche de mărimi electrice, curent și tensiune, s-a recurs la utilizarea senzorilor pur rezistivi și transmiterea digitală a informației după conversie. Izolația electrică la nivelul comunicației digitale elimină erorile datorate defazajului introdus de izolația la nivelul mărimilor analogice.
- Transmiterea datelor în funcție de mărimea achiziționată, poate fi realizată prin:
 - conexiune rapidă, prin cabluri cu fibră optică;
 - conexiune lentă, prin cabluri cu fire torsodate.
- Asigurarea transmiterii informației spre o unitate centrală PC.

6.2.1. Structura Sistemul de achiziție

Sistemul de achiziție și interfațare pentru plăcile DSP este compus din module capabile să furnizeze plăcilor cu DSP informații despre mărimile analogice achiziționate în format digital la nivelele semnalelor logice ale plăcilor DSP, cu viteza pe care aceste plăci o impun.

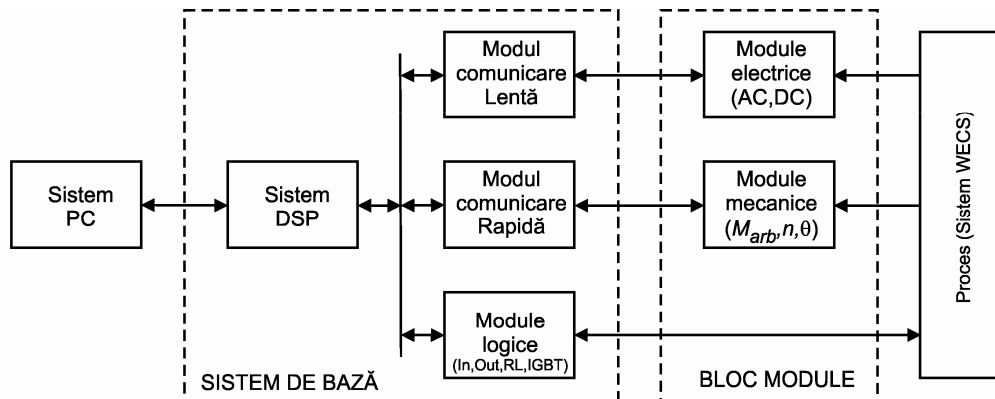


Fig.6.2.1. Structura sistemului SAPS.

Toate modulele se conectează la placa cu DSP prin intermediul unei interfețe unice, care realizează și separarea galvanică necesară.

Fiecare modul conține propriul procesor și circuitele electronice aferente interfațării modului - circuit de măsură cu modulul - sistem cu DSP, inclusiv sursele de alimentare cu izolare galvanică.

Modulele trebuie să asigure separarea galvanică care poate fi realizată cu una sau doua bariere (modul – cabluri de transmisie – interfața DSP, sau doar între cabluri de transmisie –interfața DSP).

Modul de citire a datelor este sincron, în sensul că sistemul cu DSP poate citi mărimile simultan de la toate modulele, placa cu DSP generând tactul pe care toate modulele îl folosesc pentru transmisie, în mod sincron, mărimile putând fi achiziționate direct sau calculate (putere, energie, defazaj, etc.).

Toate modulele, mai puțin cel de TIRO, au un mod propriu de etalonare.

În Fig.6.2.2 se prezintă structura sistemului de achiziție și prelucrare a semnalelor (SAPS) pentru un agregat aeroelectric și modul de interconectare a modulelor sistemului de achiziție cu modulul DSP și cu calculatorul PC.

Sistemul de achiziție și interfațare SAPS este format dintr-un sistem de bază, echipat cu o placă cu DSP pentru controlul întregului sistem de achiziție, sursele de alimentare cu tensiune continuă (+5V, +12V, +24V) și o sursă de tensiune izolată galvanic (+24V), modulul de comunicare rapidă prin fibră optică (MC-RAPID), modulul de comunicare lentă prin fire torsodate (MC-LENT), modul de ieșire logic cu tranzistoare open collector (ML-OUT-OC), modul logic de intrare (ML-IN), modul de ieșire logic cu rele (ML-RELEE), modul de ieșire cu fibră optică pentru comanda unor punți trifazate complet comandate cu IGBT (ML-IGBT-Out).

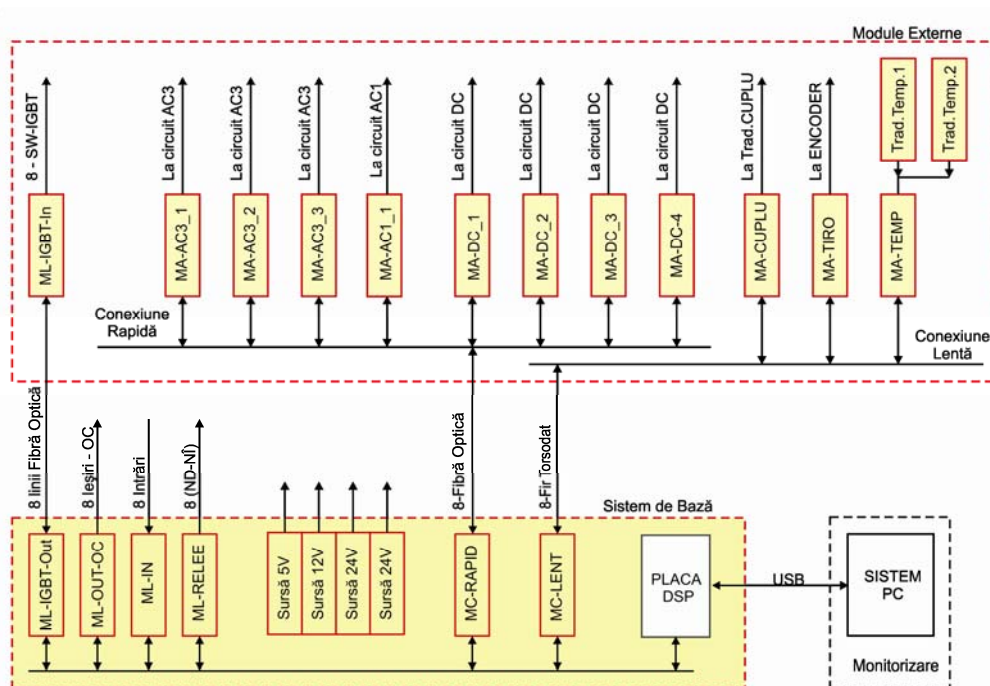


Fig.6.2.2. Structura sistemului de achiziție și prelucrare a semnalelor pentru un agregat aeroelectric.

Sistemul de bază, printr-o interfață USB, asigură comunicarea plăcii DSP cu sistemul PC în vederea stocării, prelucrării și monitorizării datelor măsurate.

Modulele de achiziție conectate în circuitul de măsurare, prevăzute cu procesor și surse proprii de alimentare, sunt conectate la modulul de comunicare rapidă cu fibră optică (module de achiziție pentru mărimi electrice), respectiv la

modulul de comunicare lentă cu fire torsodate (module de achiziție pentru: temperatură, cuplu mecanic, treductor de turație de tip encoder). Modulul de achiziție poate să conțină un element de afișaj pentru vizualizarea datelor citite cu o variație lentă.

Sistemul de bază este conectat la placa DSP prin structura pinilor porturilor de intrare/ieșire disponibile.

Protocolul de comunicare între modulele de comunicare și placa cu DSP este specific fiecărui modul.

Avantajul sistemului de achiziție SAPS propus, comparativ cu soluția utilizării conversiei semnalelor analogice măsurate prin circuite de izolare galvanică analogice (transformatoare de măsură, optocuploare cu module demodulare, etc.), constă în principal din trei elemente:

- eliminarea erorilor de măsură și mai ales al defazajului introdus de sistemul de izolare galvanică;
- posibilitatea de achiziționare sincronă a mărimilor din întreg procesul, prin semnal de tact de achiziție comun, informația fiind formată din valoarea mărimii și momentul de achiziție, ulterior informația este transmisă serial plăcii cu DSP;
- utilizarea modulelor cu procesor propriu, poate asigura și o prelucrare în prealabil transmiterii anumite valori antecalulate sistemului cu DSP, eliberând timp de calcul, pentru programele, cu o structură complexă, de conducere, monitorizare și protecție.

În Tabelul 6.2.1 se prezintă tipurile de module de achiziție și interfațare din componența SAPS.

Tabel 6.2.1. Tipuri de module de achiziție și interfațare ale SAPS.

Tip modul	Descriere funcție interfață
MA-AC3	Măsurare parametrilor electrici AC trifazat (tensiune, curent, putere, frecvență, energie)
MA-AC1	Măsurare parametrilor electrici AC monofazat (tensiune, curent, putere, frecvență, energie)
MA-DC	Măsurare parametrilor electrici DC (tensiune, curent, putere)
MA-TIRO	Interfață pentru ENCODER RI-58 (sens rotație, poziție, viteza unghiulară, viteza de rotație)
MA-CUPLU	Interfață pentru traductor cuplu RT2-500Nm
MA-TEMP	Măsurare temperatură cu traductor PT100
ML-IN	Modul intrări logice (8 biți izolare galvanică)
ML-OUT-OC	Modul ieșiri logice open collector (8 biți, masa comună, sursă 24 Vdc)
ML-IGBT-Out	Modul ieșire comandă driver IGBT (ieșire 8 biți, izolare cu fibră optică)
ML-IGBT-In	Modul intrare comandă driver IGBT (intrare 8 biți, izolare cu fibră optică)
ML-OUT-RELEU	Modul ieșiri comandă cu relee electromagnetice (8 relee, contact ND+NI)
MC-RAPIDA	Modul de conexiune rapidă (comunicare prin fibră optică)
MC-LENTA	Modul de conexiune lentă (comunicare prin fire torsodate)
SURSA	Sursa de tensiune continuă (5Vdc, 12Vdc, 24Vdc, 24Vdc)
Placa DSP	Modul de bază cu DSP
Interfața - USB	Interfața USB pentru PC
Sistem de bază	ML-IN, ML-OUT-OC, ML-RELEE, MC-RAPID, MC-LENT, ML-IGBT-Out, SURSA(5Vdc, 12Vdc, 24Vdc, 24Vdc), Interfață-USB-PC

6.2.2. Modulele de achiziție analogice (MA) ale SAPS

Modulele analogice sunt dedicate fiecărui tip de mărimi analogice achiziționate:

a. Modul electric (MA -AC3) (U, I, P, f, W)

Acest modul este destinat achiziției unor mărimi electrice trifazate / monofazate (curenți, tensiuni și mărimi conexe - puterea electrică, frecvența, defazaj). Mărimile achiziționate vor fi preluate la cererea sistemului cu DSP: în format mediat (valori efective, cumulate, etc.), cât și în forma unor valori instantanee.

Parametrii maximali pentru domeniile de intrare sunt cu +20 % mai mari decât valorile nominale:

- tensiune a.c. de fază, "cu nul": $U_{ac\ max} = 600V$
- curent a.c. de fază: $I_{ac\ max} = 25\ A$
- putere a.c.: $P_{ac\ max} = I_{ac\ max} U_{ac\ max} = 15\ kW$
- frecvența: 0 ... 250 Hz
- energie: mărime calculată.

Modulul electric (curent/tensiune) este capabil să achiziționeze cu frecvența de eșantionare de 8 kHz oferind valorile instantanee pe 16 biți.

Modulul poate lucra în 3 moduri:

- **mod valori directe:** atunci când la cererea plăcii DSP furnizează datele achiziționate în format brut;

- **mod valori calculate:** atunci când la cererea plăcii cu DSP furnizează ultimele valori calculate pentru frecvență, defazaj, valori tensiune/curent maxime și efective;

- **mod înregistrator:** atunci când la semnalul de comandă generat de placa DSP pornește achiziția, datele achiziționate fiind stocate în memorie proprie a modulului de achiziție. Acest mod are avantajul că toate modulele înregistrează fenomenele tranzitorii în mod sincron, informațiile putând fi descărcate la comandă, prelucrate, interpretate și analizate

b. Modul electric (MA- AC1) (U, I, P, f, cosφ)

Acest tip de modul este destinat achiziției unor mărimi electrice monofazate (curenți , tensiuni și mărimi conexe - puterea electrică, frecvența, defazaj). Mărimile achiziționate vor fi preluate la cererea sistemului cu DSP: în format mediat (valori efective), cât și ca valori instantanee.

Parametrii maximali pentru domeniile de intrare sunt cu +20 % mai mari decât valorile nominale:

- tensiune a.c. de fază, "cu nul" : $U_{ac\ max} = 600V$
- curent a.c. de fază: $I_{ac\ max} = 25\ A$
- putere a.c. : $P_{ac\ max} = I_{ac\ max} U_{ac\ max} = 15\ kW$
- frecvența : 0 ... 250 Hz
- defazaj : 0 ... $\pm 180^{\circ}$ el.

Modulul de electric (curent/tensiune) este capabil să achiziționeze cu frecvența de eșantionare de 8 kHz oferind valorile instantanee pe 16 biți.

Și acest tip de modul poate lucra în cele 3 moduri, comentate în cazul modulului precedent.

c. Modul electric (MA- DC) (U, I, P)

Acest tip de modul este destinat achiziției unor mărimi electrice de curent continuu (curenți , tensiuni și mărimi conexe - puterea electrică, frecvența, defazaj.

Mărimile achiziționate vor fi preluate la cererea plăcii DSP: în format mediat (valori medii) sau valori instantanee.

Parametrii maximali pentru domeniile de intrare (+20 %):

- tensiune c.c.: $U_{dc\ max} = 600V$
- curent c.c. de fază: $I_{dc\ max} = 50\ A$
- putere c.c. : $P_{dc\ max} = I_{dc\ max} U_{dc\ max} = 30\ kW$

Celelalte caracteristici și moduri de lucru sunt similare.

d. Modul de achiziție pentru temperaturi (MA-TEMP)

Acest tip de modul asigură achiziția și interfața cu traductoare de temperatură necesare pentru măsurarea temperaturii în: generator, lagăre, convertoare, sisteme de disipare a energiei, etc.

Temperatura având o evoluție relativ lentă, se propune ca informația să se transmită serial. Senzorul de temperatură considerat pentru utilizare este termocoulul de tip PT100 [].

Parametrii maximali pentru domeniul de intrare:

- temperatura.: 0 ... 180°C

Parametrii de comunicare cu placa DSP:

- Modulul de achiziție temperatură are o interfață lentă de comunicație cu transmisie serială. Modulul este interogată de către sistemul DSP. Comunicația făcându-se cu patru perechi de fire torsadate. Protocolul de comunicație este unul sincron pentru care se folosesc următoarele semnale: Select-n, Clock, Data Out, Data In, frecvența semnalului Clock ne trebuind să depășească 2kHz.

e. Modul de achiziție pentru traductorul de cuplu mecanic RT2 500 Nm (MA-CUPLU)

Modulul trebuie să asigure achiziția și prelucrarea semnalelor de la traductorul de cuplu.

Parametrii maximali pentru domeniul de intrare:

- sens de rotație (+,-)
- cuplu [Nm]

Parametrii de comunicare cu sistemul DSP:

- transmisie serială sincronă cu 4 fire, cu frecvență maximă 2kHz.

f. Modul de achiziție pentru traductorul de turație encoder RI-58 (MA-TIRO)

Modulul trebuie să permită prelucrarea semnalelor de tip TIRO (traductoare Encoder RI-58) pentru obținerea de informații privind sensul de rotație, informații de poziție, viteza unghiulară [rad/sec], viteza de rotație [rot/min].

Modulul de poziție și viteza unghiulară furnizează ambele mărimi fiind programabile în funcție de numărul de impulsuri / rotație generat de traductorul tip encoder folosit.

Parametrii maximali pentru domeniul de intrare:

- sens de rotație (+,-)
- poziție [rad]
- viteza unghiulară [rad/sec]
- viteza de rotație [rot/min]

Parametrii de comunicare cu sistemul DSP:

- modulul TIRO are o interfață lentă de comunicație cu transmisie serială, fiind interogată de către sistemul DSP. Comunicația se face pe patru perechi de fire torsadate.

Protocolul de comunicație este unul sincron, pentru care se folosesc următoarele semnale: Select-n, Clock, Data Out, Data In.

Specificații tehnice și constructive pentru module analogice.

- Nivelul logic al semnalelor interfeței cu placa sistem cu DSP este de 3,3V .
- Precizia de măsurare, inclusiv neliniaritățile și erorile de fază, pentru toți parametrii mășurați, mai puțin semnalele TIRO, este de 1% . În cazul folosirii etalonărilor, precizia de măsurare poate fi de 1‰.
- Pentru modulele de tensiune/curent trebuie cunoscute valorile instantanee maxime măsurabile.
- Toate modulele și interfața sunt capabile să lucreze la temperaturi în domeniul 0°C - 180°C.
- Fiecare modul, inclusiv interfața, este prevăzut cu propria sursă de alimentare, din care se alimentează și traductorii folosiți de modul .
- Sursele vor fi alimentate de la rețea cu tensiunea 230 Vac.
- Modulele sunt prevăzute cu o carcasă proprie și borne de legătură pentru intrările de semnal. Modulele pot fi montate într-un sertar rack.

6.2.3. Module pentru sistemul de comenzi logice ale SAPS

Acest sistem trebuie să asigure interfațarea nivelelor logice ale plăcii DSP, compatibile 3,3V/5V, cu circuitele de intrare/ieșire, cu izolare galvanică, respectiv interfațarea logică cu circuitele de comandă pe grilă ale unor IGBT cu izolare cu fibră optică și respectiv cu relee electromagnetice.

a. Module logice de intrare (ML-IN)

Modulele logice de intrare asigură adaptarea și izolarea galvanică a surselor de semnal logic de la surse externe, cu 8 circuite de intrare la placa DSP (3,3V).

Parametrii maximali pentru domeniile de intrare (+20 %):

- tensiune logică: $U_{IN\ max} = 24V_{CC}$

Parametrii de comunicare cu sistemul DSP:

- intrare logică port DSP : 3,3V.

b. Module logice de ieșire cu colector în gol (ML-OUT-OC)

Modulele logice de ieșire asigură adaptarea și izolarea galvanică a 8 circuite de ieșire ale plăcii de DSP (3,3V), la circuitele logice externe.

Parametrii maximali pentru domeniile de intrare:

- ieșire logică port DSP : 3,3V.

Parametrii de comunicare cu sistemul DSP:

- tensiune logică : $U_{OUT\ max} = 24V$

c. Module logice de ieșire de comandă IGBT (ML- IGBT)

Modulele de comandă IGBT asigură transmiterea semnalelor de comandă pentru IGBT-uri, de la circuitele logice de ieșire ale plăcii cu DSP , 8 biți, la intrările de comandă ale convertoarelor cu IGBT, prin fibră optică. Modulul are o interfață de ieșire (ML-IGBT-OUT) compatibilă cu nivele 3.3V, cu 8 emițătoare pe fibră optică și corespunzător o placă interfață receptoare (ML-IGBT-IN) cu 8 receptoare pe fibră optică cu interfață compatibilă TTL la ieșirea spre convertorul cu IGBT.

Pentru interfața de ieșire, ML-IGBT-OUT:

Parametrii maximali pentru semnal de intrare:

- ieșire logică port DSP : , 3,3V.

Parametrii de ieșire:

- emițător pentru fibră optică.

Pentru placă interfață receptoare, ML-IGBT-IN:

Parametrii de intrare receptor fibră optică

- receptor pentru fibră optică.
- Parametrii de comandă convertor cu IGBT:
- tensiune logică TTL (5 V) : $U_{IGBT} = 5V$

d. Module logice de ieșire cu relee electromagnetice (ML-OUT-RELEE)

Module logice de ieșire cu relee electromagnetice, asigură transmiterea a 8 semnale logice de ieșire DSP de 3,3V, printr-o placă cu relee alimentat cu 24 Vcc, având ca ieșiri contacte de 2A / 400Vac (contact normal deschis și contact normal închis).

Pentru interfața cu relee :

Parametrii maximali pentru semnal de intrare:

- ieșire logică port DSP : 3,3V.

Parametrii de ieșire interfațată:

- un contact basculant normal închis/normal deschis de 2A / 400Vac

Sistemul de conexiune (transmisie)

Sistemul de conexiune are rolul de a realiza comunicarea dintre modulele de achiziție și sistemul cu DSP. Acest sistem de conexiune asigură și izolarea galvanică. Comunicarea are o viteză de transmisie în funcție de tipul de mărimea achiziționată:

- transmisie rapidă pentru mărimile electrice; prin modul de conexiune rapidă (MC-RAPID). Modul de conexiune rapidă se asigură prin 4 fibre optice, cu viteza de transmisie de 1Mb/sec.

- transmisie lentă pentru temperatură, turație, cuplu; prin modul de conexiune lentă (MC-LENT). Modul de conexiune lentă se asigură prin 4 perechi de fire torsodate, serial sincron cu o viteză de 2kb/sec.

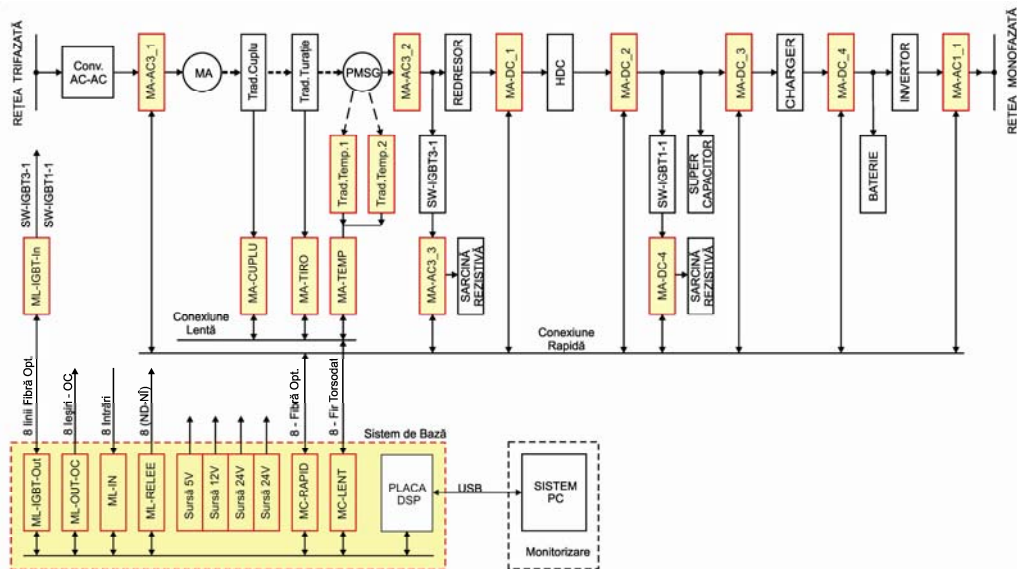


Fig.6.2.3. Sistemul de conducere a modelului experimental cu sistemul de achiziție și prelucrare a semnalelor pentru un agregat aeroelectric cu PMSG.

Specificații tehnice și constructive.

Alimentarea: Fiecare modul, inclusiv interfața, este prevăzut cu propria sursă de alimentare.

Construcția: Modulele sunt prevăzute cu carcasă proprie și borne de legătură pentru intrările / ieșirile de semnal. Modulele pot fi montate într-un sertar rack.

În Fig.6.2.3 se prezintă modul de conectare a sistemului de achiziție la un stand de modelare experimentală a unui agregat aeroelectric cu generator PMSG [EAA-2009].

6.2.4. Concluzii privind Sistemul de achiziție

Sistemului de achiziție propus, comparativ cu soluția utilizării conversiei semnalelor analogice măsurate prin circuite de izolare galvanică analogice (prin transformatoare de măsură, optocuploare cu modulare-demodulare, etc.), constă în eliminarea erorilor de măsură, posibilitatea achiziției sincrone a tuturor mărimilor necesare sistemului de conducere, supraveghere, monitorizare și protecție al WECS. Prin dezvoltarea, conceperea și realizarea unei structuri de sistem de achiziție flexibilă și multifuncțională pentru achiziția tuturor mărimilor semnificative (electrice - curent, tensiune, putere, energie; mecanice - cuplu, turație; temperatura) pentru funcționarea unui sistem de conversie a energiei eoliene. Sistemul de achiziție poate funcționa, prin programare, regim de achiziție valori instantanee sau valori prelucrate prin calcul, regim de achiziție structuri de date sub forma unor înregistrări.

**6.3. Emulator de laborator pentru turbina eoliană.
Modelare și realizare experimentală****6.3.1. Emulatorul de turbină eoliană. Rezultate
experimentale pentru WT1-UPT și WT2-UPT**

Se prezintă un emulator pentru turbina eoliană, realizat în laborator cu scopul de a verifica și implementa structuri și strategii de conducere, în condiții în care generatorul, convertoarele de putere și elementele de stocare a energiei sunt cele real utilizate la realizarea sistemului de conversie a energiei eoliene cu WT1-UPT și WT2-UPT. Emulatorul este realizat în tehnologia "*hardware in the loop*", ce include un model de turbină printr-un sistem dSpace, un motor de inducție pentru antrenare alimentat printr-un convertor de frecvență prevăzut cu un reglaj direct al cuplului (pentru simularea turbinei), cuplat cu un generator PMSG real și un sistem de echipamente de conversie a energiei, de stocare și de control. Se prezintă comparativ rezultatele simulării digitale și rezultatele experimentale, care confirmă validitatea emulatorului turbinei eoliene.

Studiul sistemelor WECS impune necesitatea construcției unui emulator de timp real, deoarece nu întotdeauna turbina eoliană sau un tunelul aerodinamic de test este disponibil. Emulatorul este capabil să asigure același efect ca și o turbină eoliană reală, utilizând aceleași generatoare, convertoare electronice de putere și sisteme de conducere. Avantajul emulatorului este acela că pot fi considerate diferite profile de vânt sau caracteristici aerodinamice de turbine eoliene prin intermediul sistemului de programe [Che 2009, Thr 2007, Bel 2009, Nea 2007].

Testarea complexă a controlului generatorului pentru regimul de funcționare conectat la rețeaua generală sau în regim izolat [Fat 2007a, Fat 2007b] necesită un emulator bun al turbinei eoliene.

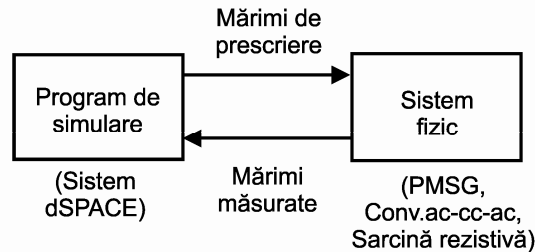


Fig.6.3.1. Schema generală "hardware in the loop" pentru emulatorul WT-UPT.

Emulatorului turbinei eoliene are structura din Fig.6.3.1.

- sistemul de programe care implementează modelul matematic al turbinei eoliene;
- sistemul fizic care asigură caracteristicile statice și dinamice similare sistemului real studiat [Car 2010].

În regim staționar, prin neglijarea randamentului cutiei de viteze (coborâtoare de turație) rezultă din:

$$P_{MI} = P_{WT} ; P_{MI} = M_{MI} \omega_{MI} ; P_{WT} = M_{WT} \omega_{WT} \quad (6.3.1)$$

relația:

$$\frac{M_{MI}}{M_{WT}} = \frac{\omega_{WT}}{\omega_{MI}} \quad (6.3.2)$$

Ecuția dinamică a sistemului este:

$$M_{WT} - M_G = J \frac{d\omega_r}{dt} \quad (6.3.3)$$

unde:

- M_{WT} - cuplul turbinei eoliene [N m];
- M_G - cuplul generatorului [N m];
- J - momentul de inerție al sistemului WECS [kg m²].

Cunoscând puterea turbinei P_{WT} la viteza de rotație unghiulară ω_{WT} și la viteza vântului v dată, expresia cuplului turbinei eoliene M_{WT} este:

$$M_{WT} = P_{WT} / \omega_{WT} \quad (6.3.4)$$

Momentul de inerție al sistemului WECS are expresia:

$$J = J_{WT} + J_G \quad (6.3.5)$$

unde:

- J_{WT} - momentul de inerție al turbinei eoliene [kg m²]
- J_G - momentul de inerție al generatorului PMSG [kg m²]

Prin utilizarea unui motor de inducție MI cu turația mai mare decât cea a generatorului PMSG real utilizat, în cadrul emulatorului s-a introdus un reductor de turație, astfel că partea fizică a emulatorului are momentul de inerție J_{EM} compus din

momentul de inerție al MI, J_{MI} , al reductorului, J_{RED} , și momentul de inerție al generatorului PMSG, J_G , diferit de momentul de inerție, J , al sistemului WECS emulat. Pentru a compensa această diferență în sistemul de control al emulatorului, se introduce momentul de inerție de compensare, J_C :

$$J_C = J - J_{EM} \tag{6.3.6}$$

Cuplul la arborele PMSG, ca ieșire a emulatorului, este:

$$M_{G\ Sim} = M_{MI} \frac{\omega_{MI}}{\omega_r} + (J_C - J_{WT}) \frac{d\omega_{WT}}{dt} \tag{6.3.7}$$

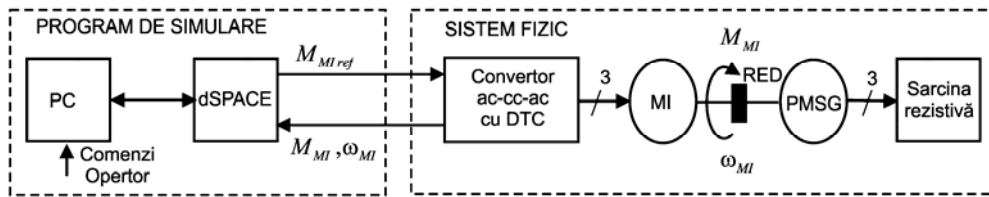


Fig. 6.3.2. Schema fizică a emulatorului turbinei eoliene.

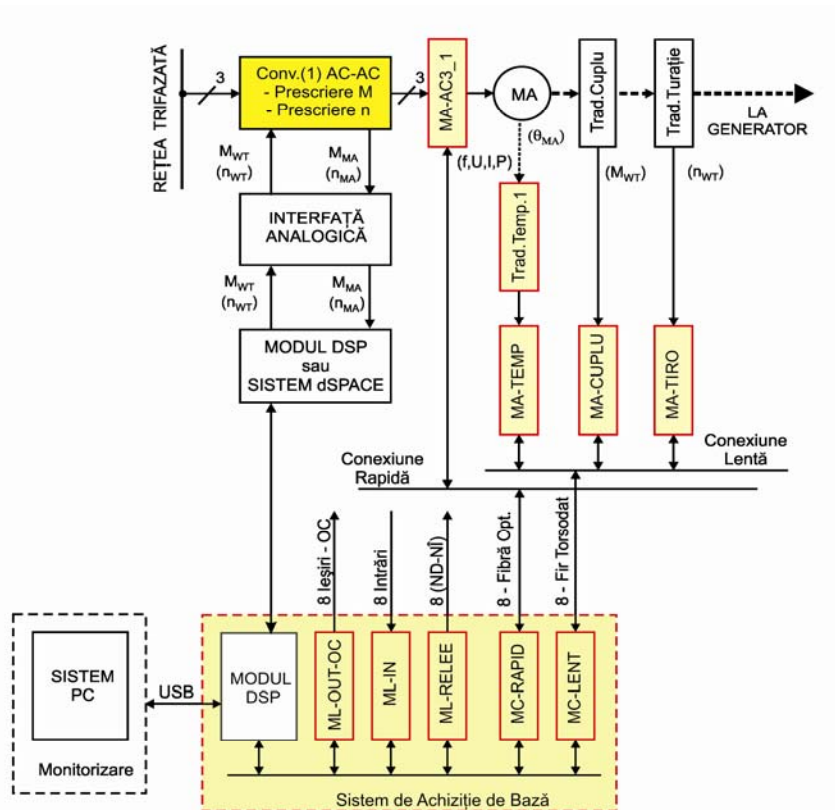


Fig. 6.3.3. Structura emulatorului cu sistem de achiziție (control realizat de un sistem cu dSpace sau modul cu DSP).

Se consideră sistemul format din implementarea numerică a turbinei eoliene cuplată la o sarcină mecanică, formată dintr-un generator PMSG cu o sarcină rezistivă.

Pentru programare și simulare s-a ales Matlab-Simulink, care permite controlul sistemului cu dSPACE .

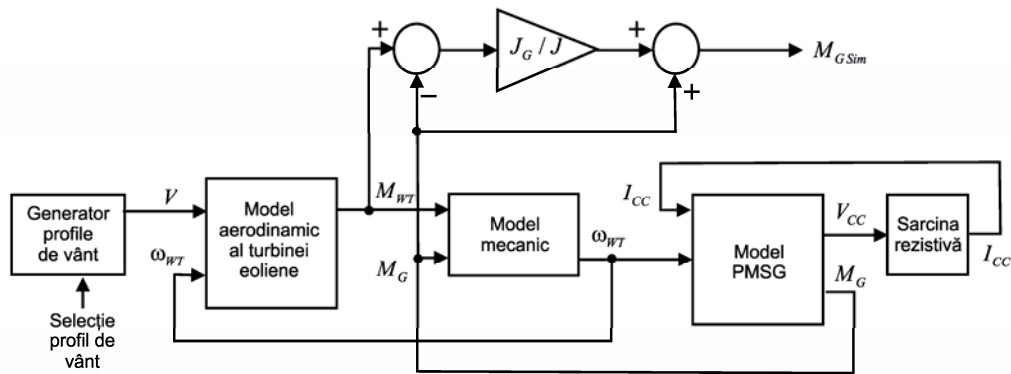
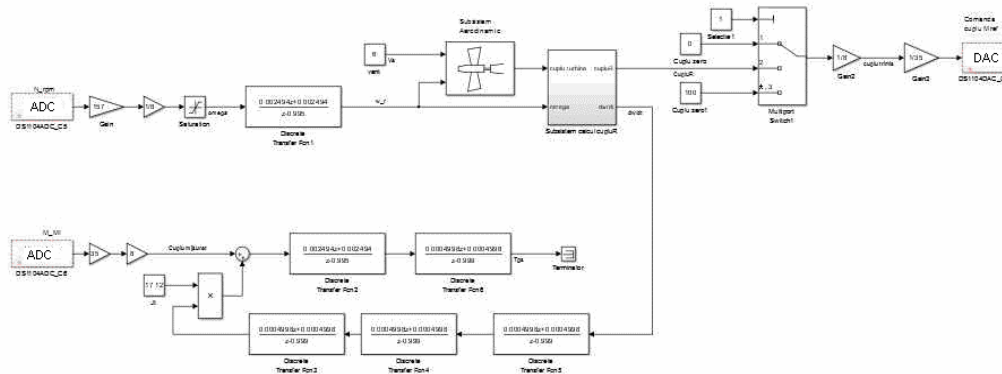


Fig. 6.3.4. Schema de simulare în Matlab-Simulink a emulatorului.

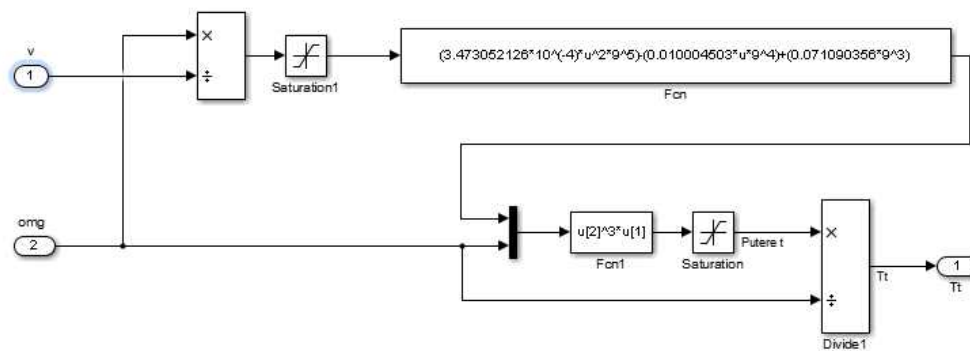
Schema de simulare din Fig.6.3.4 conține:

- blocul generator de profil al vântului, selecția tipului de profil și a parametrilor se face de către operator de la consolă;
- blocul modelului aerodinamic al turbinei eoliene considerate (WT1-UPT sau WT2-UPT) furnizează cuplul turbinei, M_{WT} în funcție de V și ω_{WT} ;
- blocul modelului mecanic calculează valoarea vitezei unghiulare a turbinei ω_{WT} în funcție de M_{WT} și M_G ;
- blocul modelul generatorului PMSG, antrenat cu viteza unghiulară ω_{WT} , are ca mărimi de ieșire cuplul generatorului $M_G(\omega_{WT}, I_{CC})$ și tensiunea continuă redresată $V_{CC}(\omega_{WT}, I_{CC})$ de alimentare a sarcinii rezistive;
- valoarea cuplului generatorului de la ieșirea emulatorului $M_{G Sim} (M_{WT}, M_G)$ se obține cunoscând momentele de inerție ale turbinei eoliene și a generatorului.

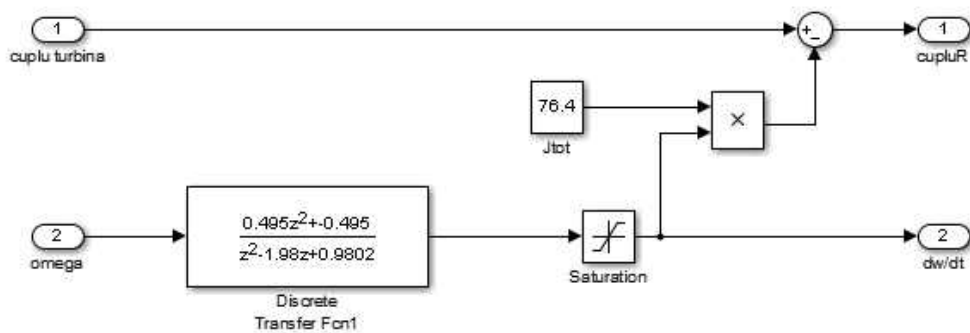
Sistemul de control al emulatorului implementat în dSPACE funcționează în timp real. Semnalul de ieșire de control, cuplul de referință necesar $M_{MI Ref}$, este trimis învertorului cu DTC, care va returna valoarea reală a cuplului, M_{MI} , și viteza de rotație unghiulară a motorului MI. Schema de control completă este prezentată în Fig.6.3.5.a, respectiv, modulele de modelare aerodinamică și mecanică ale turbinei, în Fig.6.3.5.b și c.



(a)



(b)



(c)

Fig.6.3.5. Schema de comandă a emulatorului WT implementată în Matlab-Simulink pentru sistemul dSPACE: (a) întregul sistem de control; (b) modulul aerodinamic al turbinei eoliene; (c) modulul mecanic.

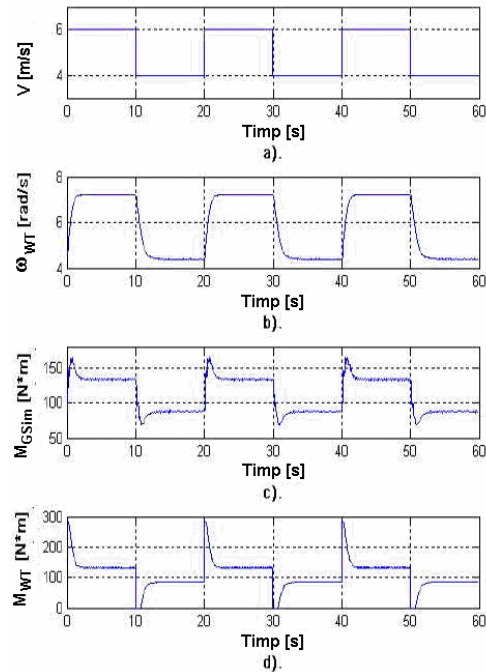
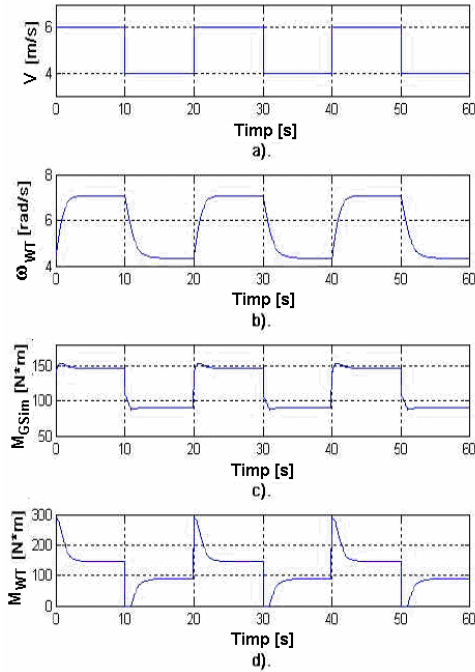


Fig.6.3.6. Rezultate prin simulare: (a) viteza vântului; (b) viteza de rotație unghiulară; (c) cuplul la arborele PMSG; (d) Cuplul turbinei eoliene.

Fig.6.3.7. Rezultate experimentale: (a) viteza vântului; (b) viteza de rotație unghiulară; (c) cuplul la arborele PMSG; (d) Cuplul turbinei eoliene.

Rezultate prin simulare și experimentale

Sistemul WECS are următorii parametri: puterea nominală $P_n = 5.5 \text{ kW}$; viteza de rotație unghiulară $\omega_{WT} = 12 \text{ rad/s}$; perechi de poli $p_p = 16$; momentul de inerție al turbinei $J_t = 60 \text{ kg}\cdot\text{m}^2$; momentul de inerție al PMSG $J_G = 20 \text{ kg}\cdot\text{m}^2$.

Pentru a reduce zgomotul de măsurare s-au utilizat: un filtru trece jos de ordinul unu cu constanta de timp de 0.01 sec pentru viteza de rotație; un filtru trece jos de ordinul doi cu o constantă de timp de 0.02 sec pentru derivata vitezei de rotație și un filtru trece jos suplimentar de ordinul trei cu o constantă de 0.1 sec; un filtru trece jos de ordinul unu cu o constantă de 0.1 sec pentru cuplul la arbore.

Comportarea sistemului WECS a fost studiată prin simulare și emulare considerând o variație rectangulară a vitezei vântului între 4 m/s și 6 m/s, cu o perioadă de 20 sec. Rezultatele obținute prin simulare și prin emulare sunt prezentate în Fig.6.3.6 și, respectiv, Fig.6.3.7.

Se poate observa că, viteza de rotație și cuplurile la arbore au o variație cu o asemănare foarte bună între rezultatele prin simulare, prezentate în Fig.6.3.6.b,c,d și, cele corespunzătoare, experimentale, prezentate în Fig.6.3.7.b,c,d, ceea ce validează o comportare bună a emulatorului.

Răspunsul dinamic al sistemului a fost verificat considerând o formă de variație rectangulară al vitezei vântului, un regim foarte greu, care nu se poate regăsi în situațiile reale.

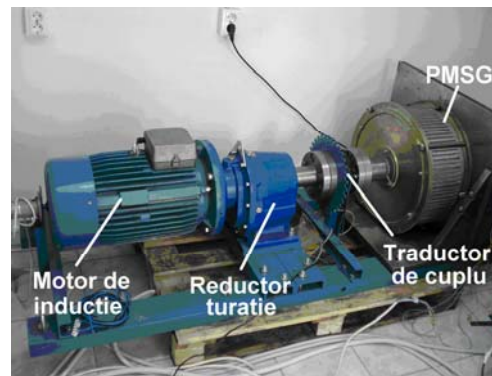
Micile diferențe între cuplurile la arbore al PMSG sunt date de bucla de control al cuplului (DTC) internă inverterului sursă de tensiune.

Realizarea experimentală

Implementarea emulatorului, prin sistemul de control cu dSPACE și inverterul trifazat cu control direct al cuplului (DTC) și grupul MI și PMSG sunt prezentate, respectiv, în Fig.6.3.8.a,b,..., h.



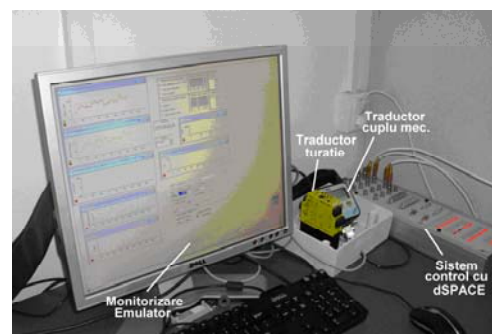
(a) Modelul de laborator al WECS cu PMSG;



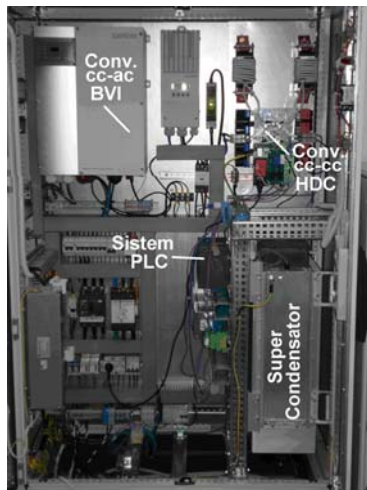
(b) Grup MI, reductor, PMSG;



(c) Sistemul de comandă al emulatorului WT;



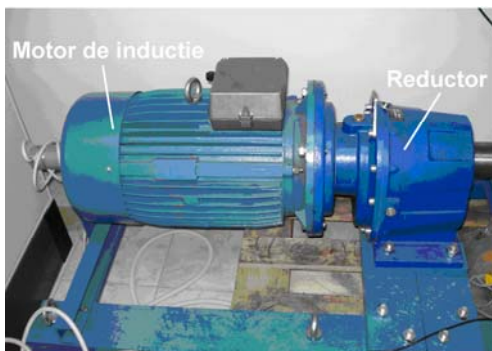
(d) Sistemul de control cu dSPACE;



(e) Convertorul ac-cc-ac al WECS;



(f) Convertorul hibrid cc-cc HDC;



(g) Motorul MI de antrenare cu reductor de turație;



(h) Generatorul PMSG și traductorul de cuplu mecanic.

Fig. 6.3.8. Emulatorul experimental pentru turbina eoliană (WT1-UPT, WT2-UPT), cu sistem de control bazat pe dSPACE, a unui WECS cu generator PMSG.

6.3.2. Concluzii privind emulator de laborator

S-a prezentat realizarea unui sistem de laborator util pentru studiul și testarea echipamentelor reale pentru sisteme WECS, fără o turbină eoliană reală.

Avantajele unor astfel de sisteme sunt:

- flexibilitate: se pot testa o scară largă de sisteme WECS și de generatoare fără investiții în tunele aerodinamice și turbine reale;
- poate fi ușor estimată, la diferite profile de vânt, producția de energie prin WECS;
- posibilitatea verificării diferitelor: sisteme de control, convertoare de putere, elemente de stocare a energiei, sarcini electrice, etc.

- universalitatea: emulatorul poate fi utilizat pentru puteri diferite, fiind necesară adaptarea la puterea necesară a motorului de antrenare și a convertorului inverter cu control DTC;
- posibilitatea realizării rapide a prototipurilor pentru sisteme WECS;
- generalizarea: utilizarea structurii emulatorului poate fi extinsă și pentru alte sisteme de conversie a energiilor recuperabile (hidro, curenți marini, valuri marine, etc.) prin reconsiderarea programelor emulatorului.

6.4. Concluzii

În cadrul acestui capitol au fost dezvoltate și prezentate componente hardware ale sistemului de conversie a energiei eoliene cu generator PMSG incluse în standul experimental realizat la UPT, cât și în realizările experimentale a WECS cu turbinele eoliene WT1-UPT și WT2-UPT, în cadrul unor granturi ale UPT [EEA-2009], [PRO-2009], [PRO-2012].

Convertorul c.c.-c.c. hibrid (HDC) constituie elementul principal care a simplificat strategia de conducere a WECS. S-au analizat regimurile de funcționare în modul cu curent continuu (CCM) și în modul de curent întrerupt (DCM).

Sistemul de achiziție, prin concepția sa flexibilă, modulară, asigură urmărirea simultană a mai multor mărimi electrice și neelectrice, în regim de achiziție cu valori instantanee (valori directe sau valori calculate), respectiv în regim de înregistrare (pachete de date necesare monitorizării și supravegherii sistemului WECS. Informația poate fi corelată în timp, achiziția fiind controlată de un semnal de tact unic.

Sistemul de laborator, util pentru studiul și testarea echipamentelor reale, pentru sisteme WECS, fără o turbină eoliană reală, numit "Emulator", realizat în cadrul UPT constituie o platformă necesară pentru testarea și validarea unor componente la dimensiune reală (generatoare, convertoare, etc.) și a algoritmilor de conducere, înainte de realizarea fizică a sistemului de conversie a energiei eoliene. Caracteristicile turbinei eoliene sunt realizate pe baza modelelor turbinei și a unui sistem motor asincron - convertor a.c.-a.c. comandat conform profilului de vânt considerat. Majoritatea rezultatelor experimentale au fost obținute pe acest stand de laborator.

7. CONCLUZII FINALE ȘI CONTRIBUȚII. PERSPECTIVE DE DEZVOLTARE

7.1. Concluzii finale

În lucrarea de față se abordează domeniul de mare actualitate al energiei resurselor eoliene, cu particularizare la problematica modelării și conducerii agregatelor aeroelectrice echipate cu generatoare de inducție și sincrone.

Lucrarea este concepută ca o dezvoltare progresivă de problematici legate de sistemele de conversie a energiei eoliene, care se completează continuu, sfârșitul fiecărei etape evidențiind particularități și concluzii utilizabile în etapele ulterioare.

În prezent se manifestă un interes deosebit pentru sistemele de conversie care operează la turație variabilă (acestea fiind agregatele la care se poate eficientiza randamentul de conversie al energiei electrice), respectiv pentru agregatele aeroelectrice cu cuplare directă a turbinei cu generatorul, care elimină amplificatorul de turație dintre turbină și generator (rezultând un preț de cost mai redus).

Realizarea unor teste prin simulare a funcționării sistemelor de conversie a energiei eoliene în diverse regimuri, impune sinteza unor modele matematice cât mai fidele pentru principalele componente ale acestora.

De asemenea, obținerea unui randament maxim necesită dezvoltarea unor structuri de conducere corespunzătoare, bazate pe metode de urmărire a extragerii maximului de putere. În cadrul lucrării, randamentul generatorului și modelul matematic al turbinei de vânt, au fost determinate folosind funcții de regresie de o variabilă, respectiv funcții de 2 variabile.

Conducerea sistemului de conversie a energiei eoliene cu cuplaj direct și turație variabilă, a fost abordată pentru două tipuri de turbine eoliene, varianta cu palete cu unghi de atac constant și varianta cu sistem de protecție automată la supraturație, în combinație cu două tipuri de generatoare, generator de inducție cu rotor în scurtcircuit cu două înfășurări trifazate statorice (de sarcină și de excitație) și generatorul sincron cu magneți permanenți. Au fost elaborate sisteme de conducere pentru: (i) regimul optim de extragere a energiei eoliene în domeniul nominal de turație; (ii) regimul de limitare a puterii extrase la depășirea domeniului de turație nominală; (iii) regimul de frânare de protecție, la depășirea turației maxime în cazul creșterii vitezei vântului, sau la apariția unor avarii ale sistemului de conversie (defectare a convertoarelor electronice de putere, a generatorului, etc.).

Pe baza unor ample studii de caz, prin simulare și experimental, pe emulatorul de laborator sau pe sistemul de conversie a energiei eoliene real, s-a ajuns la concluzia că prin utilizarea modelelor matematice determinate pentru componente sistemului de conversie, strategiile de conducere asigură performanțe bune, fiind recomandate pentru configurații de sisteme de conversie a energiei eoliene de putere mică.

7.2. Contribuții personale

Pornind de la obiectivele declarate ale acestei lucrări, în continuare sunt prezentate principalele contribuții:

- Elaborarea unui studiu critic asupra problematicilor de baza ale sistemelor de conversie a energiei eoliene în vederea conducerii acestora.
- Realizarea unei clasificări a configurațiilor actuale ale sistemelor de conversie a energiei eoliene.
- Analiza regimurilor de funcționare specifice ale sistemelor de conversie a energiei eoliene (demarare, regimul de așteptare, conectarea, deconectarea de la rețea, oprirea).
- Dezvoltarea unor modele ale variației vitezei vântului, implementate în mediul Matlab-Simulink.
- Dezvoltarea și implementarea unui model matematic al turbinei eoliene cu unghi de atac fix.
- Dezvoltarea și implementarea unui model matematic al turbinei eoliene cu sistem de protecție automată la supraturație, prin modificarea unghiului de atac al paletelor.
- Identificarea modelului matematic al turbinei de vânt utilizând rezultatele încercărilor efectuate în cadrul unui tunel aerodinamic, bazate pe funcții de regresie de o variabilă, respectiv de două variabile.
- Studiu comparativ critic privind determinarea modelului matematic al turbinei de vânt, prin utilizarea funcțiilor de regresie de o variabilă, respectiv de două variabile.
- Identificarea unor modele matematice ale generatorului de inducție cu rotorul în scurtcircuit cu două înfășurări statorice trifazate (modelul în sistemul de referință fix cu axele „abc” și respectiv în sistemul de referință sincron cu axele „dq”).
- Implementarea și validarea modelelor matematice identificate ale generatorului de inducție cu rotorul în scurtcircuit cu două înfășurări statorice trifazate spațial ortogonale, folosind mediul Matlab.
- Implementarea și validarea unei metode de dimensionare a înfășurărilor statorice trifazate de sarcină și de excitație, în vederea obținerii unui generator de inducție cu rotor în scurtcircuit, cu două înfășurări statorice dintr-o mașină de inducție din producția de serie.
- Implementarea și validarea unui program, folosind mediul Matlab, pentru metoda de dimensionare și, respectiv, de determinare a caracteristicilor generatorului de inducție cu rotorul în scurtcircuit cu două înfășurări statorice trifazate spațial ortogonale, dimensionat.
- Realizarea unui stand de laborator echipat cu un generator de inducție cu două înfășurări separate, de excitație și de sarcină, antrenat de un motor de inducție cu rotorul în scurtcircuit, destinat determinării caracteristicilor generatorului și testării experimentale a algoritmilor de conducere.
- Dezvoltarea unor modele ale generatorului sincron cu magneți permanenți și implementarea acestora în Matlab-Simulink.
- Realizarea unui stand de laborator de emulare a unui sistem de conversie a energiei eoliene, utilizând echipamente componente reale (generator sincron cu magneți permanenți, convertor electronic de putere c.c.-c.c. hibrid, convertor c.c.-a.c. inverter sursa de tensiune pentru conectare la sarcină și la rețea, etc.) și un motor de inducție cu rotorul în scurtcircuit pentru antrenare, controlat astfel pentru a genera un cuplu de antrenare a generatorului echivalent turbinei

eoliene la o anumită viteză a vântului, destinat determinării caracteristicilor generatorului și a verificării experimentale ale strategiilor de conducere în diferitele regimuri de funcționare.

- Realizarea unor studii de validare, în regimuri specifice de funcționare ale generatorului de inducție, a modelului matematic neliniar propus, cu implementări în Simulink, pentru simularea unor regimuri de funcționare specifice ale generatorului de inducție cu două înfășurări statorice.

- Analiza comparativa a rezultatelor obținute în cadrul simulării unor regimuri caracteristice de funcționare, în vederea validării modelului matematic al generatorului de inducție cu rotor scurtcircuitat cu două înfășurări statorice trifazate ortogonale.

- Determinarea randamentului unui generator sincron cu magneți permanenți, utilizând funcții de regresie de o singură variabilă sau de două variabile, utilizând mediul CurveExpert.

- Determinarea indirectă a turației și a vitezei vântului.

- Realizarea unui studiu sintetic asupra metodelor de conducere ale agregatelor aeroelectrice cu urmărirea punctului de maxima putere (în corelație cu familiile de caracteristici „putere-turație” ale turbinelor eoliene).

- Implementarea unui studiu de caz aferent conducerii agregatelor aeroelectrice utilizând metoda urmării extragerii maximului de putere cu pas fix, în cazul unui sistem de conversie a energiei eoliene echipat cu generator de inducție cu rotorul în scurtcircuit.

- Elaborarea unui set de programe și de funcții Matlab, precum și a modelelor Simulink destinate implementării, analizei și validării metodelor de determinare a valorilor mărimilor specifice sistemelor de conversie a energiei eoliene și a structurilor de conducere în regim nominal și de limitare a puterii la depășirea limitelor nominale, respectiv cu urmărirea maximului de putere extrasă.

Problemele prezentate, precum și rezultatele obținute în urma soluționării lor, conferă prezentei lucrări un real caracter de aplicabilitate practică, deschizând noi perspective ale cercetărilor în domeniul conversiei energiei eoliene în energie electrică.

7.3. Perspective de dezvoltare

Noile metode de conducere bazate pe urmărirea extragerii maximului de putere sunt abordate în mod neunitar în literatura de specialitate, fiind prezentate soluții adaptate unor cazuri particularizate. Aceste metode de conducere nu necesită o modelare foarte exactă a tuturor subansamblelor sistemelor de conducere a energiei eoliene.

Cercetările viitoare pot fi axate pe studiul unor noi variante ale strategiilor de conducere de urmărire a extragerii maximului de putere, cum ar fi strategia de conducere „planificată”. Se poate urmări implementarea acestor strategii pe sistemele de conversie a energiei eoliene de putere redusă, echipate atât cu generator sincron cu magneți permanenți, cât și cu generator de inducție cu două înfășurări statorice. Aceste cercetări, reprezintă și unele dintre obiectivele unor granturi de cercetare în care este implicat autorul tezei de doctorat.

Anexa A - Parametrii generatorului DSWIG

Modelul matematic al generatorului de inducție cu două înfășurări statorice trifazate ortogonale (DSWIG) se bazează pe următoarele valori ale parametrilor:

$R_1=R_2= 4.36 \Omega$ - rezistența înfășurărilor statorice

$R_3= 2.7 \Omega$ - rezistența înfășurărilor rotorice

$L_1=L_2= 0.1665 \text{ H}$ - inductanța proprii înfășurărilor statorice

$L_3= 0.1665 \text{ H}$ - inductanța proprie a înfășurării rotorice

$M_{12} = 0.149 \text{ H}$ - inductanța mutuală dintre două înfășurări statorice

$M_{1r} = M_{2r} = 0.149 \text{ H}$ - inductanța mutuală dintre înfășurările statorice și rotorice

$R_{Fe} = 4.365 \Omega$ - rezistența echivalentă de pierderi în fier

$R_1 + R_{SC} = 8.725 \Omega$ - rezistența statorică echivalentă

$p_1 = 2$ - număr de perechi de poli

$s = (\omega_1 - \omega)/\omega_1$ - alunecarea

$\omega_1 = 2\pi f_1$ - pulsația electrică statorică

$\omega = 2\pi n = (1-s)\omega_1$ - viteza unghiulară de rotație a rotorului [rad/sec]

$n = (1-s)\omega_1/2\pi p_1$ - turația rotorului [rot/sec], sau

$N = 60 n$ - turația rotorică [rot/min]

$J = 0.2 \text{ kg/m}^2$ - momentul de inerție

Anexa B - Calculul impedanței de sarcină funcțională a DSWIG

(i) Impedanța de sarcină z_s conectată la înfășurarea statorică w_1

În continuare se prezintă o posibilă încărcare a DSWIG prin înfășurarea statorică 1 prin utilizarea unei impedanțe de sarcină $z_s = r_s + j x_s$, constând dintr-o rezistență r_s și o reactanță inductivă $x_s = \omega_1 l_s$.

Sarcina conectată la bornele înfășurării statorice 1 este calculată pe baza următoarei expresii:

$$\begin{aligned} \underline{U}_1 &= U_{d1} + j U_{q1} = (-I_1) z_s = -(I_{d1} + j I_{q1})(r_s + j x_s) \\ &= (-r_s I_{d1} + x_s I_{q1}) + j(-x_s I_{d1} - r_s I_{q1}) \end{aligned} \quad (B.1)$$

Din care se deduce componentele ortogonale ale tensiunii U_1 :

$$U_{d1} = -r_s I_{d1} + x_s I_{q1} \quad ; \quad U_{q1} = -x_s I_{d1} - r_s I_{q1} \quad (B.2)$$

în cazul tensiunii înfășurării statorice 1:

$$\begin{aligned} U_{d1} &= -U\sqrt{3} \sin \theta_1 \\ U_{q1} &= -U\sqrt{3} \cos \theta_1 = U\sqrt{3} \sqrt{1 - (\sin \theta_1)^2} = \sqrt{3U^2 - U_{d1}^2} \end{aligned} \quad (B.3)$$

Componentele sarcinii înfășurării statorice 1 sunt determinate prin rezolvarea sistemului de ecuații:

$$\begin{cases} U_{d1} = -r_s I_{d1} + x_s I_{q1} \\ U_{q1} = -x_s I_{d1} - r_s I_{q1} \end{cases} \quad (B.4)$$

Unghiul θ_1 este determinat din:

$$\tan \theta_1 = \frac{U_{d1}}{U_{q1}} \quad (B.5)$$

ceea ce conduce la:

$$\theta_1 = \arctan\left(\frac{U_{d1}}{U_{q1}}\right) [rad] \quad \text{sau} \quad \theta_1 = \frac{180}{\pi} \arctan\left(\frac{U_{d1}}{U_{q1}}\right) [deg] \quad (B.6)$$

(ii) Impedanța de sarcină z_e conectată la înfășurarea statorică 2 de excitație

În continuare, este prezentată o posibilă încărcare a DSWIG prin înfășurarea statorică 2 prin utilizarea unei impedanțe $z_e = r_e + j x_e$, constând din rezistența r_e și

o reactanță capacitivă $x_e = -\frac{1}{\omega_1 C_e}$. Procedura prezentată mai înainte, pentru înfășurarea statorică 1, este utilizată de asemenea pentru acest caz.

(iii) Criteriul de validare a soluțiilor sistemului

Rezultatele sunt valide numai în cazul în care se îndeplinesc condițiile impuse de următoarele ecuații:

$\omega_1 > 0$; $f > 0$; $n > 0$; $N > 0$; (condiția pentru viteză unghiulară, frecvență, turație)

$s < 0$; (condiția pentru alunecare în modul generator)

$r_s > 0$; $x_s \geq 0$; $x_s = \omega_1 L_s$; (condiția pentru impedanța de sarcină de bază)

$r_e > 0$; $x_e < 0$; $x_e = -\frac{1}{\omega_1 C_e}$; (condiția pentru capacitatea de excitație de bază)

$-\frac{\pi}{2} \leq \theta_1 \leq \frac{\pi}{2}$; (condiția pentru defazajul impedanței de sarcină)

$-\frac{\pi}{2} \leq \theta_2 \leq \frac{\pi}{2}$. (condiția pentru defazajul impedanței de excitație)

Bibliografie

- [Ack 2005] T.Ackermann, "Wind Power in Power System", Wiley, 2005.
- [Alb 2010] L.Alberti, N.Bianchi, "Impact of winding arrangement in dual 3-phase induction motor for fault tolerant applications," Electrical Machines (ICEM), 2010 XIX International Conference on , vol., no., pp.1,6, 6-8 Sept. 2010
- [ALL-2014] <http://www.allsmallwindturbines.com/>
- [Ame 2002] K.Amei, Y.Takayasu, T.Ohji, M.Sakui, "A maximum power control of wind generator system using a permanent magnet synchronous generator and a boost chopper circuit", PCC Osaka 2002. Proceedings of the Power Conversion Conference, 2002, Volume 3, 2-5 April 2002 Page(s):1447 - 1452 vol.3
- [Ant 1987] I.Anton, F.Gyulai, C.Albu, N.Budişan, I.Caraba, s.a., "Investigation of optimal construction of horizontal axis wind turbines". Economic Council of Interhelping, Poiana Braşov, Romania, 1987. (Russian language)
- [Ari 2005] M.Arifujjaman, M.Tariq Iqbal, J.E.Quaicoe, M.Jahangir Khan, "Modelling and control of a small wind turbine", Proc. of 18th Annual Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering CCECE05, Saskatchewan Canada, pp. 778-781, May 2005.
- [Axe 2008] B.Axelrod, Y.Berkovich, A.Ioinovici, "Switched-capacitor/switched-inductor structures for getting transformerless hybrid dc-dc PWM converters", IEEE Trans. Circ. and Syst., vol.55, no. 2, March 2008, pp. 687 -696.
- [Bab 2000] M.Babescu, "Electrical machines. The ortogonal model", Ed.Politehnica, Timișoara, 2000
- [Bab 2003] M.Babescu, "Synchronous machine: modeling, identification, simulation", Editura Politehnica, Timisoara, Romania, 2003 - ISBN 973-625-021-0, (lg. romanian).
- [Bad 2011] R.Bădărău, "Contribuții la studiul turbomașinilor axiale neîntubate", teză de doctorat, Universitatea Politehnica Timișoara, Editura Politehnica, Seria: 9, Nr: 103, ISSN: 1842-4937, ISBN: 978-606-554-372-0.
- [Bar 2013] J.A.R.Barrado, X.Munte, H.Valderrama-Blavi, F.Gonzalez-Molina, "Design and testing of a dual stator winding induction generator," Systems, Signals & Devices (SSD), 2013 10th International Multi-Conference on , vol., no., pp.1,6, 18-21 March 2013
- [Bas 2014a] S.Basak, C.Chakraborty, "A brushless generation system for microgrid operation utilizing dual stator induction generator," Industrial Electronics (ISIE), 2014 IEEE 23rd International Symposium on , vol., no., pp.302,307, 1-4 June 2014
- [Bas 2014b] S.Basak, C.Chakraborty, A.K.Sinha, "Dual stator induction generator with controllable reactive power capability," Industrial Electronics (ISIE), 2014 IEEE 23rd International Symposium on , vol., no., pp.2584,2589, 1-4 June 2014
- [Bej 2003] A.Bej, "Wind Turbines", Publishing House "Politehnica", Timisoara, Romania, 2003 (lg. romanian).
- [Bej 2007] A.Bej, F.Gyulai, "Preocupări în zona Banatului pentru două domenii ale energiei eoliene," Buletinul AGIR nr.3/2007 , iulie-septembrie

- [Bel 2009] B.Beltran, M.E.H.Benbouzid, T.Ahmed-Ali, "High-Order Sliding Mode Control of a DFIG-Based Wind Turbine for Power Maximization and Grid Fault Tolerance", Electric Machines and Drives Conference, 2009, IEEE International, pp.183-189.
- [Bet 1966] A.Betz, "Introduction to the Theory of Flow Machines." (D. G. Randall, Trans.) Oxford: Pergamon Press. 1966.
- [Bol 2006] I.Boldea, "The Electric Generators Handbook", CRC Press, 2006
- [Bor 2009a] R.Boraci, M.Babescu, N.Budisan, A.R.Boraci, "Mathematical model of the two orthogonal three-phase windings stator generator," Applied Computational Intelligence and Informatics, 2009. SACI '09. 5th International Symposium on , vol., no., pp.447-452, 28-29 May 2009 (ISI)
- [Bor 2009b] R.Boraci, M.Babescu, N.Budisan, A.R.Boraci, "Dynamic regimes of double - Fed orthogonal asynchronous generator," Applied Computational Intelligence and Informatics, 2009. SACI '09. 5th International Symposium on , vol., no., pp.551-556, 28-29 May 2009 (ISI)
- [Bor 2011] R.Boraci, C.Koch-Ciobotaru, O.Proştean, N.Budisan, "Experimental determination of an optimal control law of a small windgenerator", IEEE 6th IEEE International Symposium on Applied Computational Intelligence and Informatics (SACI), 2011, 19-21 May 2011, pp.545-548.
- [Bor 2011] R.Boraci, C.Koch-Ciobotaru, O.Proştean, N.Budisan, "Experimental determination of an optimal control law of a small windgenerator", IEEE 6th IEEE International Symposium on Applied Computational Intelligence and Informatics (SACI), 2011, 19-21 May 2011, pp.545-548.
- [Bor 2012] R.Boraci, I.Filip, N.Budisan, M.Greconici, "Pragmatic control strategy design method for a small windgenerator," Applied Computational Intelligence and Informatics (SACI), 2012 7th IEEE International Symposium on , vol., no., pp.353-358, 24-26 May 2012.
- [Bor 2014] R.Boraci, O.Proştean, N.Budisan, C.Vasar, "Consideration on Modeling, Identification and Control of Double Stator Windings Induction Generator DSWIG," Proceedings of 9th IEEE International Symposium on Applied Computational Intelligence and Informatics (SACI 2014), Timișoara, Romania, May 15-17, 2014 (ISI)
- [Bu 2010a] F.Bu, W.Huang, Y.Hu, K.Shi, C.Wang, "Optimization Strategy of the Excitation Capacitor for the Dual Stator-winding Induction Generator System Applied in Wind Power Generation," Power and Energy Engineering Conference (APPEEC), 2010 Asia-Pacific , vol., no., pp.1,5, 28-31 March 2010
- [Bu 2010b] F.Bu, W.Huang, Y.Hu, K.Shi, "Optimal selection of excitation capacitor for 6/3-phase dual stator-winding induction generator with the static excitation controller applied in wind power," Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE), 2010 IEEE , vol., no., pp.2397,2402, 12-16 Sept. 2010
- [Bu 2011] F.Bu, W.Huang, Y.Hu, K.Shi, "An Excitation-Capacitor-Optimized Dual Stator-Winding Induction Generator With the Static Excitation Controller for Wind Power Application," Energy Conversion, IEEE Transactions on , vol.26, no.1, pp.122,131, March 2011
- [Bu 2012a] F.Bu, W.Huang, Y.Hu, J.Shi, K.Shi, "A Stand-Alone Dual Stator-Winding Induction Generator Variable Frequency AC Power System," Power Electronics, IEEE Transactions on , vol.27, no.1, pp.10,13, Jan. 2012
- [Bu 2012b] F.Bu, W.Huang, Y.Hu, J.Shi, K.Shi, "An instantaneous slip frequency control strategy for the dual stator-winding induction generator variable frequency AC power system," Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC), 2012 Twenty-Seventh Annual IEEE , vol., no., pp.1673,1675, 5-9 Feb. 2012

- [Bu 2012c] F.Bu, W.Huang, Y.Hu, K.Shi, "An Integrated AC and DC Hybrid Generation System Using Dual-Stator-Winding Induction Generator With Static Excitation Controller," Energy Conversion, IEEE Transactions on , vol.27, no.3, pp.810,812, Sept. 2012
- [Bu 2013] F.Bu, Y.Hu, W.Huang, S.Zhuang, K.Shi, "Control Strategy and Dynamic Performance of Dual Stator-Winding Induction Generator Variable Frequency AC Generating System With Inductive and Capacitive Loads," Power Electronics, IEEE Transactions on , vol.PP, no.99, pp.1,1, 0
- [Bu 2014] F.Bu, Y.Hu, W.Huang, S.Zhuang, "Parameter Design and Static Performance of Dual Stator-Winding Induction Generator Variable Frequency AC Generating System With Inductive and Capacitive Loads", IEEE TRANSACTIONS ON INDUSTRIAL ELECTRONICS, VOL. 61, NO. 8, AUGUST 2014
- [Bu 2015] F.Bu, Y.Hu, W.Huang, S.Zhuang, K.Shi, "Wide-Speed-Range-Operation Dual Stator-Winding Induction Generator DC Generating System for Wind Power Applications," Power Electronics, IEEE Transactions on , vol.30, no.2, pp.561,573, Feb. 2015
- [Bud 1957] N.Budişan, "Considerations on variable frequency generator regime of the asynchronous machine. Electrotechnical Studies and Realizations", Craiova, Technical Institute, Craiova, Romania, 1957
- [Bud 1959a] N.Budişan, "Asynchronous generator investigation as a variable frequency source for some controled A.C. current electrical drives". Phd dissertation. Moskow Energetical Institute, Moskow, 1959
- [Bud 1959b] N.Budişan, "Some experimental results on variable frequency generator regime of the asynchronous machine. Studies and Researches", Technical Sciences, Tom VI, 1959, nr. 3-4, Timișoara, Romanian Academia
- [Bud 1985] N.Budişan, N.Robu, "Process supervision and different responses to damages as part of a ECAROM-800 computer control system for AEROTIM-L1 windgenerator". Microprocessor, Microcomputer and Application in Economy Symposium, Timișoara Polytechnic Institute and Institute for Automation, Timișoara, 1985.
- [Bud 1988] N.Budişan, D.Marchiș, P.Teleagă, "Automatic equipment for biogas based energetics 50 kW groups, parallel and autonomous working. Solution examination". Research Report. Timișoara Polytechnical Institute and Thermal Motors National Institute, 1988.
- [Bud 2003] N. Budisan, "Problems of induction generator systems – at wind/diesel/hydro unconventional electric groups/plants/farms", Colectia "Energetica", Editura Politehnica, Timișoara, 2003.
- [Bud 2004] N.Budisan, Fr.Gyulai, O.Proştean, T.Hentea, "Speed Control Strategies for Fixed Blade Turbine Windmills", Proceedings of the Global WINDPOWER 2004 Conference, Chicago, March 2004.
- [Bud 2007] N. Budisan, O. Proştean, N. Robu, I. Filip, JRevival by Automation of Induction Generator for Distributed Power Systems, in Romanian Academic ResearchJ, Renewable Energy, Vol. 32, No. 9, July 2007, ISSN 0960-1481, Elsevier Ltd
- [Bud 2008] N.Budisan, V.Groza, O.Proştean, I.Filip, M.Biriescu, I.Szeidert, M.Stern, "Rotation Speed and Wind Speed Indirect Measurement Methods for the Control of Windmills with Fixed Blades Turbine", IEEE International Instrumentation & Measurement Technology Conference I2MTC 2008, Vancouver, Canada, Proceedings, ISBN 1-4244-1541-1, ISSN 1091-5281, May 2008, pp. 912–916

- [Bud 2009] N.Budişan, "Problems of induction generator systems – at wind/diesel/hydro unconventional electric groups/plants/farms", Colectia "Energetica", Editura Politehnica, Timișoara, 2009.
- [Bud 2010] N.Budişan, O.Proştean, R.Boraci, C.B.Muscă, "Structuri de configurare a înfăşurărilor statorice ale generatoarelor de inducție și sincrone", Cerere de brevet de invenție la Oficiul de Stat pentru Invenții și Mărci (OSIM), nr.A/01401/24.12.2010.
- [Bud 2010a] N.Budisan, O.Prostean, R.Boraci, R.; I.Szeidert, V.Muller, "The dual induction generator for renewable energy conversion systems. Experimental results, problems and solutions," Computational Cybernetics and Technical Informatics (ICCC-CONTI), 2010 International Joint Conference on , vol., no., pp.445,450, 27-29 May 2010
- [Bud 2010b] N.Budisan, N.Muntean, R.Boraci, O.Cornea, C.Koch-Ciobotaru, D.Petrila, "Electronic conversion system and speed-control strategy for small wind generators," Computational Cybernetics and Technical Informatics (ICCC-CONTI), 2010 International Joint Conference on , vol., no., pp.455-458, 27-29 May 2010
- [Bur 2001] T.Burton, D.Sharpe, N.Jenkins, E.Bossanyi, "Wind Energy Handbook", Wiley, 2001.
- [Car 2010] G.Caraiman, C.Nichita, V.Mînză, B.Dakyo, "Marine current Turbine Emulator Design Based on Hardware in the Loop Simulator Structure", 14th International Power Electronics and Motion Control Conference, EPE – PEMC 2010, pp.101-107.
- [Car 2011] R.Carriveau, "Fundamental and Advanced Topics in Wind Power", Croatia, 2011, Edited by Rupp Carriveau, online edition www.intechopen.com, ISBN 978-953-307-508-2.
- [Cha 2010] Chang Kang, Xue Feng, Fang Yongjie, Yu Yuehai, "Comparative simulation of dynamic characteristics of Wind Turbine Doubly-Fed Induction Generator based on RTDS and MATLAB", Power System Technology (POWERCON), 2010 International Conference on, 24-28 Oct. 2010.
- [Che 2006] Z.Chen, J.M.Guerrero, F.Blaabjerg, "A review of the state of the art of power electronics for wind turbines", *IEEE Trans.Power Electr.*, vol. 24, no. 8, August 2009, pp.1859-1875.CEI/IEC 61400-2, 2006 Part 2: Design requirements for small wind turbines International Standard.
- [Che 2009] Z.Chen, J.M.Guerrero and Fr.Blaabjerg, "Review of the State of the Art of Power Electronics for Wind Turbines", *IEEE Transactions on Power Electronics*, Vol. 24, No. 8, August 2009
- [Cir 2013] M.Cirincione, M.Pucci, G.Vitale, "Neural MPPT of variable-pitch wind generators with induction machines in a wide wind speed range," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 49, no. 2, pp. 942–953, Mar./Apr. 2013.
- [CLF-2012] ***, "Cleanfield Energy - V3.5 Specification"; www.cleanfieldenergy.com; 20.08.2012.
- [Deh 2009] S.M.Deaghan, M.Mohamadian, .A.Y.Varjani, "A new variable-speed wind energy conversion system using permanent-magnet synchronous generator and Z-source inverter", *IEEE Transaction on Energy Conversion*, Vol. 24, No. 3, sept 2009
- [DIR-2009] ***, "Directiva 2009/28/CE a Parlamentului European și a Consiliului din 23.04.2009 privind promovarea utilizării energiei din surse regenerabile"; L 140/16 RO Jurnalul Oficial al Uniunii Europene 05.06.2009.
- [Dor 1977] T.Dordea, "Mașini electrice", Ed. Didactică și Pedagogică București, 1977
- [EEA-2009] ***, EEA European Economic Area Grant of Iceland, Lichtenstein, Norway: Project Nr. RD-0018 "Improvement of Structures and Efficiency of Small Horizontal Axis Wind Generators with Non-Regulated Blades", 2009-2011,

- [Fan 2007] Yu Fang, Liu Qi-hui, Zhang Jian-hua, "Flexible Grid-connection Technique and Novel Maximum Wind Power Tracking Algorithm for Doubly-Fed Wind Power Generator", IECON 2007. 33rd Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society, 2007, 5-8 Nov. 2007 Page(s):2098 – 2103
- [Fat 2007a] M.Fatu, C.Lascu, G.-D.Andreescu, R.Teodorescu, F.Blaabjerg, I.Boldea, "Voltage Sags Ride-Through of Motion Sensorless Controlled PMSG for Wind Turbines", Power Electronics Specialists Conference, 2007, pp. 1239 - 1244.
- [Fat 2007b] M.Fatu, L.Tutelea, R.Teodorescu, F.Blaabjerg, I.Boldea, "Motion Sensorless Bidirectional PWM Converter Control with Seamless Switching from Power Grid to Stand Alone and Back", Industry Applications Conference, 2007, pp. 171 – 178.
- [Fen 2008] Feng Wu; Xiao-Ping Zhang; Ping Ju; Sterling, M.J.H.; Decentralized Nonlinear Control of Wind Turbine With Doubly Fed Induction Generator, IEEE Transactions on Power Systems, Volume 23, Issue 2, May 2008 Page(s):613 – 621
- [FOR-2005] ***, "FORTIS Windenergy. Manual for all Fortis Control and Regulation panels", 2005
- [Fos 2007] S.Foster, Lie Xu, B.Fox, "Coordinated control and operation of DFIG and FSIG based Wind Farms", 2007 IEEE Lausanne Power Tech, 1-5 July 2007 Page(s):522 – 527
- [Gac 2005] A.Gacsani, V.Tiponut, "Sistem de achiziții de date", Ed.Universității din Oradea, 2005, ISBN 973-613-868-2.
- [Gao 2009] F.Gao, P.C.Loh, R.Teodorescu, F.Blaabjerg, "Diode assisted buck boost voltage source inverters", IEEE Trans. Power Electr., vol. 24, no. 9, Sept. 2009, pp. 2057-2064.
- [Gao 2009] F.Gao, P.C.Loh, R.Teodorescu, F.Blaabjerg, "Diode assisted buck boost voltage source inverters". IEEE Trans. Power Electr. 24(9), 2057–2064 (2009)
- [Ghe 2009] T.Ghennam, E.M.Berkouk, B.Francois, "Modeling and control of a Doubly Fed Induction Generator (DFIG) based Wind Conversion System", POWERENG '09. International Conference on Power Engineering, Energy and Electrical Drives, 18-20 March 2009 Page(s):507 – 512
- [Gij 2007] A.M.Gijs van Kuik, "The Lanchester–Betz–Joukowski Limit," Wind Energ. 2007; 10:289–291
- [Gor 2001] A.N.Gorban, A.M.Gorlov, V.M.Silantyev, "Limits of the Turbine Efficiency for Free Fluid Flow", Journal of Energy Resources Technology - December 2001 - Volume 123, Issue 4, pp. 311-317.
- [Haq 2008] M.E.Haque, M.Negnevitsky, K.M.Muttaqi, "A Novel Control Strategy for a Variable Speed Wind Turbine with a Permanent Magnet Synchronous Generator", 2008. IAS '08. IEEE Industry Applications Society Annual Meeting, 5-9 Oct. 2008 Page(s):1 – 8
- [Haq 2010] M.E.Haque, M.Negnevitsky, K.M.Muttaqi, "A Novel Control Strategy for a Variable-Speed Wind Turbine with a Permanent Magnet Synchronous Generator", IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 46, No. 1, Jan/Feb 2010, pp 331-339
- [Has 2008] T.A.Haskew, S.Li, L.Xu, "DFIG characteristic and control integration study under decoupled d-q vector control in stator flux oriented frame", PEMD 2008. 4th IET Conference on Power Electronics, Machines and Drives, 2008. 2-4 April 2008 Page(s):391 - 395
- [Hau 2005] E.Hau, "Wind Turbines: Fundamentals, Technologies, Application, Economics", 2nd edition, Springer, 2005

- [Hei 2006] S.Heier, "Grid Integration of Wind Energy Conversion Systems", 2nd Edition, John Wiley & Sons Ltd. Chichester, New York, Weinheim, Brisbane, Singapore, Toronto, 2006., ISBN 0-470-86899-6
- [Hol 2003] L.Holdsworth, X.G.Wu, J.B.Ekanayake, N.Jenkins, "Direct solution method for initialising doubly-fed induction wind turbines in power system dynamic models", IEE Proceedings-Generation, Transmission and Distribution, Volume 150, Issue 3, May 2003 Page(s):334 – 342
- [Hua 2010] W.Huang, Y.Hu, F.Bu, K.Shi, "The magneto motive force of a novel dual stator-winding induction generator," in Proc. IEEE Energy Convers. Cong. Expo., 2010, pp. 3582–3587.
- [IEA-2014] International Energy Agency; "Renewables in global energy supply: An IEA facts sheet (PDF)", OECD 2007.
- [IEC-2006] *** International Standard IEC 614000-2, Part.2: Design requirements for small wind turbines.
- [IEC-2006] *** International Standard IEC 614000-2, Part.2: Design requirements for small wind turbines.
- [JAC-2014] ***, "Mark Z. Jacobson", <https://web.stanford.edu/group/efmh/jacobson/>
- [Jur 1996] T.Jurca, D.Stoiciu, "Instrumentație de măsurare. Structuri și circuite", Ed. de Vest, Timișoara, 1996.
- [Kar 2013] G.Karady, K.Holbert, "Electrical Energy Conversion and Transport: An Interactive Computer-Based Approach", Wiley-IEEE Press, 2013
- [Kie 1995] T.Kientzle, "The Working Programmer's Guide to Serial Protocols", Coriolis Group Books, 1995
- [Kni 2005] A.M.Knight, G.E.Peters, "Simple wind energy controller for an expanded operating range," IEEE Trans. Energy Convers., vol. 20, no. 2, pp. 459–466, Jun. 2005.
- [Koc 2010] C.Koch-Ciobotaru, R.Boraci, I.Filip, C.Vasar, G.Proștean, "Control Strategy for a Variable-Speed Wind Turbine Using DC Bus Measurements", 8th IEEE International Symposium on Intelligent Systems and Informatics September 10-11, 2010 --- .Subotica, Serbia pp.329-334;
- [Koc 2011a] C.Koch-Ciobotaru, R.Boraci, O.Proștean, N.Budișan, "Optimal control for a variable-speed wind turbine", 6th IEEE International Symposium on Applied Computational Intelligence and Informatics (SACI), 2011, vol., no., 19-21, May 2011, pp.541-544.
- [Koc 2011a] C.Koch-Ciobotaru, R.Boraci, O.Proștean, N.Budișan, "Optimal control for a variable-speed wind turbine", 6th IEEE International Symposium on Applied Computational Intelligence and Informatics (SACI), 2011, vol., no., 19-21, May 2011, pp.541-544.
- [Koc 2011b] C.Koch-Ciobotaru, R.Boraci, I.Filip, C.Vasar, "Study of brake transient regimes for a small wind generator", IEEE 3rd International Symposium on Exploitation of Renewable Energy Sources (EXPRES), 11-12 March 2011, pp.85-89.
- [Koc 2011b] C.Koch-Ciobotaru, R.Boraci, I.Filip, C.Vasar, "Study of brake transient regimes for a small wind generator", IEEE 3rd International Symposium on Exploitation of Renewable Energy Sources (EXPRES), 11-12 March 2011, pp.85-89.
- [Kou 2006] E.Koutroulis, K.Kalaitzakis, "Design of a maximum power tracking system for wind-energy-conversion applications," IEEE Trans. Ind. Electron., vol. 53, no. 2, pp. 486–494, Apr. 2006.
- [Kra -1986] P.C.Krause, "Analysis of Electric Machinery", New York, NY, USA: McGraw-Hill, 1986.

- [Kum 2006] C.H.S.Kumar, A.V.R.S.Sarma, P.V.N.Prasad, "Fuzzy Logic Based Control of Wind Turbine Driven Squirrel Cage Induction Generator Connected to Grid," PEDES '06. International Conference on Power Electronics, Drives and Energy Systems, 12-15 Dec. 2006 Page(s):1 – 6
- [Kus 2007] A.Kusko, J.Dedad, "Stored energy.Short-term and long-term energy storage methods," IEEE Ind. Appl. Mag., vol. 13, no. 4, pp. 66.72, Jul./Aug. 2007.
- [Lan 2009] Yu Lan, Song Xiaoliang, Chen Guocheng, Yue Yan, "Research on idle load grid-connection Control strategy for double-fed induction generator (DFIG) based on Direct Power Control," ICMA 2009. International Conference on Mechatronics and Automation, 9-12 Aug. 2009 Page(s):5014 – 5018
- [Lav 2006] V.Lavanya, N.A.Gounden, P.M.Rao, "A Simple Controller using Line Commutated Inverter with Maximum Power Tracking for Wind-Driven Grid-Connected Permanent Magnet Synchronous Generators," PEDES '06. International Conference on Power Electronics, Drives and Energy Systems, 2006. 12-15 Dec. 2006 Page(s):1 – 6
- [Lee 2009] J.H.Lee, S.H.Lee, S.K.Sul, "Variable-speed engine generator with supercapacitor: isolated power generation system and fuel efficiency", IEEE Trans. Ind. Appl., vol. 45, no.6, nov.-dec. 2009, pp. 2130-2135.
- [Lev 1995] E.Levi, "Impact of iron loss on behavior of vector controlled induction machines," IEEE Trans. Ind. Appl., vol. 31, no. 6, pp. 1287-1296, Nov./Dec. 1995.
- [Li 2008] H.Li , Z.Chen, "Overview of different wind generator systems and their comparisons," IET Renew. Power Gener., vol. 2, no. 2, pp. 123-138, Jun. 2008.
- [Li 2009] Y.Li, Y.Hu, W.Huang, L.Liu, Y.Zhang, "The Capacity Optimization for the Static Excitation Controller of the Dual-Stator-Winding Induction Generator Operating in a Wide Speed Range," Industrial Electronics, IEEE Transactions on , vol.56, no.2, pp.530,541, Feb. 2009
- [Liu 2005] L.Liu, Y.Hu, W. Huang, "Optimal design of dual stator-winding induction generator with variable speed based on improved genetic algorithm," in Proc. 8th Int. Conf. Elect. Mach. Syst., 2005, pp. 2343-2348.
- [Liu 2010a] L.Liu, "Analysis of the Physical Mechanism Inside Dual Stator-Winding Induction Generator," Information and Computing (ICIC), 2010 Third International Conference on , vol.2, no., pp.226,229, 4-6 June 2010
- [Liu 2010b] L.Liu, "Analysis of the Physical Mechanism Inside Dual Stator - Winding Induction Generator," Information and Computing (ICIC), 2010 Third International Conference on , vol.2, no., pp.226,229, 4-6 June 2010
- [Liu 2012] C.Liu, F.Blaabjerg, W.Chen, D.Xu, "Stator current harmonic control with resonant controller for doubly fed induction generator," IEEE Trans. Power Electron., vol. 27, no. 7, pp. 3207-3220, Jul. 2012.
- [Luk 2008] S.M.Lukic, J.Cao, R.C.Bansal, F.Rodriguez, A.Emadi, "Energy storage systems for automotive applications," IEEE Trans. Ind. Electron., vol. 55, no. 6, pp. 2258.2267, Jun. 2008.
- [Man 2011] M.Maniana, "Small Wind Energy Systems. State of the Art and New Challenges," (*Invited Paper*), International Conference on Renewable Energies and Power Quality - ICREPQ'11; Las Palmas de Gran Canaria, 13-15.04.2011.
- [Man 2012] J.F.Manwell, J.G.McGowan, A.L.Rogers, "Wind Energy Explained: Theory, Design and Application". Chichester, West Sussex, UK: John Wiley & Sons Ltd., 2012, ISBN 9780470015001.
- [Mar 2003] J.Marques, H.Pinheiro, H.A.Gründling, J.R.Pinheiro, H.L.Hey, "A survey on Variable-Speed Wind Turbine System", Power Electronics Brazilian Congress, COBEP'03, pp. 732-738, Fortaleza 03.

- [MATLAB-SIMULINK] *** www.mathworks.com/products/matlab/
- [Mil 2008] T.Milos, F.Gyulai, "CAD technique for blade design of small power wind turbine", Proceedings of the International Conference on Hydraulic Machinery and Equipments, HME 2008, Timisoara, Romania, Oct.16-17, 2008.
- [Mil 2010] T.Milos, A.Bej, E.Dobanda, A.Manea, R.Badarau, D.Stroita, "Blade design using CAD technique for small power wind turbine", International Joint Conference on Computational Cybernetics and Technical Informatics (ICCC-CONTI), Timisoara, Romania, 27-29 May 2010, pp.571-575.
- [Mir 2007a] I.Mirel, "Considerații privind obținerea biohidrogenului din ape uzate cu încărcări organice mari", Buletinul AGIR nr. 3/2007 iulie-septembrie, www.agir.ro/buletine/282.pdf
- [Mir 2007b] A.Mirecki, X.Roboam and Fr.Richardeau, "Architecture complexity and energy efficiency of small wind turbines", IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol. 54, No. 1, February 2007
- [Mod 2008] L.N.Modran, "Power flow control on wind power plant with permanent magnet synchronous generator," 11th International Conference on Optimization of Electrical and Electronic Equipment, 2008. OPTIM 2008, 22-24 May 2008 Page(s):419 – 426
- [Mun 2010] N.Muntean, O.Cornea, D.Petrila, "A New Conversion and Control System for a Small Off – Grid Wind Turbine", 12th International Conference on Optimization of Electrical and Electronic Equipment, OPTIM 2010. 978-1-4244-7020-4/10/\$26.00 '2010 IEEE 1167-1173.
- [Mun 2011] N.Muntean, L.Tutelea, D.Petrila, O.Pelan, "Hardware in the loop wind turbine emulator," Electrical Machines and Power Electronics and 2011 Electromotion Joint Conference (ACEMP), 2011 International Aegean Conference on, vol., no., pp.53,58, 8-10 Sept. 2011
- [Nea 2007] B.Neammanee, S.Sirisumrannukul, S.Chatratana, "Development of a Wind Turbine Simulator for Wind Generator Testing", International Energy Journal, Volume 8, 2007, pp.21-28.
- [Nel 2003] R.M.Nelms, D.R.Cahela, B.J.Tatarchuk, "Modeling double-layer capacitor behavior using ladder circuits," IEEE Trans.Aerosp.Electron.Syst., vol. 39, no. 2, pp. 430.438, Apr. 2003.
- [Ni 2009] B.Ni, C.Sourkounis, "Influence of wind-energy-converter control methods on the output frequency components", IEEE Trans.Ind.Applic., vol. 45, no.6, nov.-dec. 2009, pp. 2116-2122.
- [Ojo 1999] O.Ojo, I.E.Davidson, "PWM-VSI inverter assisted stand-alone dual stator winding induction generator," Industry Applications Conference, 1999. Thirty-Fourth IAS Annual Meeting. Conference Record of the 1999 IEEE, vol.3, no., pp.1573-1580 vol.3, 1999
- [Ojo 2000] O.Ojo, I.E.Davidson, "PWM-VSI inverter-assisted stand-alone dual stator winding induction generator," IEEE Trans. Ind. Appl., vol. 36, no. 6, pp. 1604-1611, Nov. 2000.
- [Ora 2004] M.Orabi, M.Z.Youssef, P.K.Jain, "Investigation of self-excited induction generators for wind turbine applications", Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering, Volume 4, 2-5 May 2004 Page(s):1853 - 1856 Vol.4
- [Ova 2007] R.I.Ovando, J.Aguayo, M.Cotorogea, "Emulation of a Low Power Wind Turbine with a DC motor in Matlab/Simulink", Power Electronics Specialists Conference, 2007. PESC 2007. IEEE, 17- 21 June 2007, 859 - 864. .
- [Pah 2009] M.Pahlevaninezhad, A.Safaei, S.Eren,A.Bakhshai, P.Jain, "Adaptive nonlinear maximum power point tracker for a WECS based on permanent magnet synchronous

- generator fed by a matrix converter", 2009. ECCE.IEEE Energy Conversion Congress and Exposition, 20-24 Sept. 2009 Page(s):2578 – 2583
- [Par 1981] J.Park, "The Wind Power Book", Cheshire Books, Palo Alto, California, 1981.
- [Pen 1996] F.Peng, J.Lai, "Generalized instantaneous reactive power theory for three-phase power systems," IEEE Trans. Instrum. Meas., vol. 45, no. 1, pp. 293–297, Feb. 1996.
- [Pen 2003] F.Z.Peng, "Z-source inverter", IEEE Trans.Ind. Applic., Vol. 39, March-April 2003, pp.504-510.
- [Pid 2003] [69] J.C.Pidre, C.J.Carrillo, A.E.F.Lorenzo – "Probabilistic Model for Mechanical Power Fluctuations in Asynchronous Wind Parks," IEEE Transactions on Power Systems, vol.18, no.2, May 2003, pag.761-768.
- [PNA-2010] ***; "Planul Național de Acțiune în Domeniul Energiilor din Surse Regenerabile (PNAER) ", ICEMENERG- București, 2010.
- [PRO-2009] ***, Proiect Nr.127/ICER-TM, Sectorial Operational Programme Increase of Economic RD&I: Operation 2.2.1, National PROGRAMME "CAPACITIES", MODULE I: Large investment projects, 2009-2011.
- [PRO-2009] ***, Proiect Nr.127/ICER-TM, Sectorial Operational Programme Increase of Economic RD&I: Operation 2.2.1, National PROGRAMME "CAPACITIES", MODULE I: Large investment projects, 2009-2011.
- [PRO-2012] ***, Proiect: "Sisteme Hibride de Conversie a Energiei Regenerabile de Mică Putere Integrate într-o Rețea (MICROREN)", Proiect Tip 2, Contract: 36, Autoritate contractantă:UEFISCDI, 2012-2015.
- [Qia 2008] W.Qiao, W.Zhou, J.M.Aller, R.G.Harley, "Wind Speed Estimation Based Sensorless Output Maximization Control for a Wind Turbine Driving a DFIG," IEEE Trans.on Power Electr., Volume 23, Issue 3, May 2008 Page(s):1156-1169
- [Qu 2012] Z.Qu, M.Ranta, M.Hinkkanen, J.Luomi, "Loss-minimizing flux level control of induction motor drives," IEEE Trans. Ind. Appl., vol. 48, no. 3, pp. 952–961, May/June. 2012.
- [REN21-2014] ***, "RENEWABLES 2014-GLOBAL STATUS REPORT" http://www.ren21.net/portals/0/documents/resources/gsr/2014/gsr2014_full%20report_low%20res.pdf
- [Sal 2010] M.B.C.Salles, K.Hameyer, J.R.Cardoso, A.P.Grilo, C.Rahmann, "Crowbar System in Doubly Fed Induction Wind Generators," Energies, 2010, 3, pp.738-753; doi: 10.3390/en3040738, ISSN 1996-1073, www.mdpi.com/journal/energies.
- [She 2004] W.Sheppard, Z.Li, "Power Converter Circuits", Marcel Dekker, Inc. 2004
- [Shu 2009] L.Shuhui; T.A.Haskew, "Energy capture, conversion, and control study of DFIG wind turbine under weibull wind distribution", 2009. PES'09. IEEE Power&Energy Society General Meeting, 26-30 July 2009 Page(s)1–9
- [Sim 2004] G. Simoes, F. Farret, „Renewable Energy Systems – Design and Analysis with Induction Generator”, CRC Press, 2004, ISBN 0-8493-2031-3
- [Sin 2008] M.Singh, A.Chandra, "Power maximization and voltage sag/swell ride-through capability of PMSG based variable speed wind energy conversion system," IECON 2008. 34th Annual Conference of IEEE Industrial Electronics, 2008, 10-13 Nov. 2008 Page(s):2206–2211
- [Spa 2005] O.Spatari, P.Roșca, "Sisteme de achiziție date", Ed.ULBS 2005.
- [Ște 2003] C.Ștefănescu, N.Cupcea, "Electronică Aplicată - Sisteme inteligente hardware-software de măsurare și control" , București 2003.

- [Tap 2003] A.Tapia, G.Tapia, J.X.Ostolaza, J.R.Saenz, "Modeling and Control of a Wind Turbine Driven Doubly Fed Induction Generator," IEEE Trans.on Energy Conversion, vol.18, no.2, June 2003, pag.194-204.
- [Tay 2009] J.W.Taylor, P.E.McSharry, R.Buizza, "Wind power density forecasting using ensemble predictions and time series models," IEEE Trans. En.Conv., vol. 24, no. 3, pp. 775-782, Sep. 2009.
- [Tho 2007] P.Thounthong, S.Rael, B.Davat, "Control strategy of fuel cell and supercapacitors association for distributed generation system," IEEE Trans. Ind. Electron., vol. 54, no. 6, pp. 3225-3233, Dec. 2007.
- [Tho 2008] P.Thounthong, B.Davat, S.Rael, "Drive friendly: Fuel cell/supercapacitor hybrid power source for future automotive power generation," IEEE Power Energy, vol. 6, no. 1, pp. 69.76, Jan./Feb. 2008.
- [Tho 2009] P.Thounthong, S.Rael, B.Davat, "Analysis of Supercapacitor as Second Source Based on Fuel Cell Power Generation", En.Conv., IEEE Trans.on, VOL. 24, NO. 1, MARCH 2009, pp.247-255.
- [Tho 2009b] J.S.Thongam, P.Bouchard, H.Ezzaidi, M.Ouhrouche, "Wind speed sensorless maximum power point tracking control of variable speed wind energy conversion systems", 2009. IEMDC '09. IEEE International Electric Machines and Drives Conference, 3-6 May 2009 Page(s)1832-1837
- [Thr 2007] R.Thresher, M.Robinson, P.Veers, "To Capture the Wind. The status and future of wind energy technology", IEEE Power and Energy Magazine, vol. 5, no. 6, pp. 34-46, November/December 2007.
- [TPA-2013] ***, "Wind Energy and other renewable energy sources in Romania 2013", TPA Horwath România and Schoenherr, Bucharest, May, 2013, 3-rd edition, PDF, <http://www.wall-street.ro/files/149896-446.pdf>, 12.12.2014.
- [Tut 2014] L.N.Tutelea, I.Boldea, N.Muntean, S.I.Deaconu, "Modeling and performance of novel scheme dual winding cage rotor variable speed induction generator with DC link power delivery," Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE), 2014 IEEE , vol., no., pp.271,278, 14-18 Sept. 2014
- [Wan 2005] D.Wang, W.Ma, F.Xiao, B.Zhang, D.Liu, A.Hu, "A novel standalone dual stator-winding induction generator with static excitation regulation," IEEE Trans. Energy Convers., vol. 20, no. 4, pp. 826-835, Dec.2005.
- [Wek 1999] S.Wekhande, V.Agarwal, "A simple wind driven self-excited induction generator with regulated output voltage," 1999. INTELEC'99. The 21st International Telecommunications Energy Conference, 6-9 June 1999
- [Whi 1988] F.M.White, "Fluid Mechanics", 2nd Edition, 1988, McGraw-Hill, Singapore
- [WIK-2014] ***, "Renewable energy Journal", www.wikipedia.com.
- [www-awea] ***, <http://www.awea.org>
- [www-Sch] ***, www.schneider-electric.com/corporate/en/products-services /renewable -energies
- [Yin 2009] Ying-Yi Hong, Shiue-Der Lu, Ching-Sheng Chiou, "MPPT for PM wind generator using gradient approximation", Energy Conversion and Management 50 (2009) 82-89.
- [Yin 2010] Z.Ying, C.Ming, S.Xikai, W.Hua, W.Wang, "Comparison of new dual power flow and conventional wind power generation systems," Electrical Machines and Systems (ICEMS), 2010 International Conference on , vol., no., pp.470,474, 10-13 Oct. 2010
- [Zah 2005] L.Zaharia, "Sisteme de măsură recomputerizate pentru achiziție de date", Iași, 2005