



UNIVERSITAT POLITÈCNICA
DE CATALUNYA
BARCELONATECH

Tesi Doctoral

Aportacions a la modelització de la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol

Lluís Monjo i Mur

Barcelona, juny 2013



Electrical Engineering Department



UNIVERSITAT POLITÈCNICA DE CATALUNYA

Tesi Doctoral

Aportacions a la modelització de la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol

Lluís Monjo i Mur

Tesi presentada per obtenir el títol de Doctor per la

UNIVERSITAT POLITÈCNICA DE CATALUNYA

Departament d'Enginyeria Elèctrica

Grup de Recerca en

Qualitat del Subministrament Elèctric

Director: Joaquín Pedra Durán

Codirector: Felipe Córcoles López

Barcelona, juny 2013



Electrical Engineering Department



UNIVERSITAT POLITÈCNICA DE CATALUNYA

Aportacions a la modelització de la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol

Projectes d'investigació: Ministerio de Ciencia e Innovación ENE2009-10274

Ministerio de Ciencia e Innovación DPI2011-28021

Copyright © Lluís Monjo Mur, 2013

Imprès a Barcelona

Juny 2013

UNIVERSITAT POLITÈCNICA DE CATALUNYA (UPC)

Departament d'Enginyeria Elèctrica (DEE)

Grup de Recerca

Qualitat del subministrament elèctric (QSE)

Av. Diagonal, 647

08028 Barcelona

Telèfon: 0034 – 934011982

Fax: 0034 - 934017433

Web: <http://www.dee.upc.edu>



Acta de qualificació de tesi doctoral

Curs acadèmic:

Nom i cognoms

DNI / NIE / Passaport

Programa de doctorat

Unitat estructural responsable del programa

Resolució del Tribunal

Reunit el Tribunal designat a l'efecte, el doctorand / la doctoranda exposa el tema de la seva tesi doctoral titulada

—
—

Acabada la lectura i després de donar resposta a les qüestions formulades pels membres titulars del tribunal, aquest atorga la qualificació:

APTA/E NO APTA/E

(Nom, cognoms i signatura)		(Nom, cognoms i signatura)	
President/a		Secretari/ària	
(Nom, cognoms i signatura)	(Nom, cognoms i signatura)	(Nom, cognoms i signatura)	
Vocal	Vocal	Vocal	

_____, _____ d'/de _____ de _____

El resultat de l'escrutini dels vots emesos pels membres titulars del tribunal, efectuat per l'Escola de Doctorat, a instància de la Comissió de Doctorat de la UPC, atorga la MENCIÓ CUM LAUDE:

SI NO

(Nom, cognoms i signatura)		(Nom, cognoms i signatura)	
Presidenta de la Comissió de Doctorat		Secretària de la Comissió de Doctorat	

Barcelona, _____ d'/de _____ de _____

Resum

En aquesta tesi es tracten en profunditat diversos aspectes sobre la modelització de la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol.

En el primer capítol, a partir dels paràmetres i de les característiques elèctriques i mecàniques pels fabricants d'aerogeneradors de velocitat fixa, s'analitza la bondat dels models lineals clàssics de la literatura: el model de simple gàbia i el model de doble gàbia. Els resultats de l'estudi permeten concloure que, el model de doble gàbia és més flexible i permet ajustar completament tots els requeriments. Aquests resultats teòrics, són validats en diferents motors de baixa potència.

En el segon capítol s'analitza el comportament no lineal de la màquina degut a l'efecte de la saturació magnètica. L'assaig de diferents motors amb diferents nivells de saturació, mostra experimentalment que les corbes de parell-lliscament i corrent-lliscament es veuen afectades pel grau de saturació de la màquina. Per modelitzar analíticament la saturació es proposa una funció que ajusta les mesures experimentals. Com a solució òptima es proposa la utilització del model de doble gàbia en el què la reactància de dispersió de l'estator és no lineal.

En el tercer capítol, s'analitza el comportament de la màquina en la zona de fre i es presenten mesures experimentals que mostren que es deformen en alguns motors les corbes de parell-lliscament en aquesta zona de treball. Aquest efecte pot ser explicat per la presència d'harmònics de camp, motiu pel que els models lineals no són capaços de reproduir-lo. En aquest capítol s'analitza la presència d'aquests harmònics de camp i s'utilitza un esquema equivalent que ajusta de manera satisfactòria els resultats obtinguts al laboratori.

Finalment en el quart capítol, s'analitzen els efectes dels sots de tensió en els aerogeneradors de velocitat fixa. S'estudia l'efecte del model de la màquina i de la debilitat o no de la xarxa a la què roman connectada la màquina quan aquesta es veu sotmesa a un sot de tensió. Es proposa alguns indicadors per avaluar l'estabilitat de la màquina en aquestes condicions.

Resumen

En esta tesis se analizan en profundidad diversos aspectos sobre la modelización de la máquina de inducción de jaula de ardilla.

En primer lugar, a partir de los parámetros y condiciones de trabajo dadas por los fabricantes de aerogeneradores de velocidad fija, se analiza la bondad de los modelos lineales clásicos de la literatura: el modelo de simple jaula y el modelo de doble jaula de ardilla. Los resultados del estudio permiten concluir que, el modelo más flexible y que permite ajustar completamente todos los requerimientos es el modelo de doble jaula. Los resultados obtenidos en el estudio teórico, son validados con medidas experimentales obtenidas a partir del ensayo de diferentes motores.

En segundo lugar, se analiza el comportamiento no lineal de la máquina debido al efecto de la saturación magnética. A partir del ensayo de distintos motores con varios de grados de saturación, se puede comprobar experimentalmente como las curvas de par-deslizamiento y corriente-deslizamiento se ven afectadas por el grado de saturación de la máquina. Para la modelización analítica de este fenómeno se propone una función de saturación que es capaz de ajustar las medidas experimentales, y se propone como solución óptima, la utilización de un modelo de régimen permanente de doble jaula en que la reactancia del estator es no lineal.

Seguidamente, se analiza el comportamiento de la máquina en la zona de freno y se presentan medidas experimentales en las que se muestra que las curvas par-velocidad presentan severas deformaciones que los modelos clásicos no son capaces de reproducir. Una explicación para este fenómeno es la presencia de armónicos de campo. En este capítulo se analizan teóricamente los armónicos de campo, y se utiliza un esquema equivalente en cadena basado en el esquema de simple jaula que permite ajustar de manera satisfactoria las curvas medidas en el laboratorio.

Finalmente, se analiza cuales son los efectos de los huecos de tensión en aerogeneradores de velocidad fija. Se estudia el efecto de la modelización de la máquina de inducción i la debilidad o no de la red a la que la máquina está conectada. En este punto, se proponen algunos indicadores para evaluar la estabilidad de la máquina en estas condiciones.

Abstract

This Thesis analyzes some aspects of the modelisation of the squirrel-cage induction machine.

The first step analyzed is, from parameters and conditions given from a manufacturer of fixed-speed induction generators, the Thesis studies the classic linear models in the literature: the single- and double-cage induction machine models. The study results confirm that the double-cage model is able to fit all the requirements. Results of the theoretical study are also validated with experimental measurements obtained from several test in different motors.

Secondly, the non-linear behavior of the induction machine due to the magnetic saturation has been treated. From experimental measurements, it could be demonstrated that the torque- and current-slip curves are affected by the saturation. In order to model this phenomenon, a magnetic saturation function is presented and its goodness is validated with the experimental data. To fit the torque- and current-slip curves, a steady-state equivalent circuit with a non-linear leakage stator reactance is presented as the best solution.

The following step is to analyze the behavior of the induction machine in the braking regime. Measurements in these conditions are made, and they show how torque-slip curves are deformed with and high increase of the torque. This behavior cannot be reproduced by the single- and the double-cage model. One explanation of this phenomenon is the presence of space harmonics. In this chapter, space harmonics are presented and a justification of the equivalent chain single-cage circuit is made. With this steady-state equivalent circuit it is possible to estimate parameters that can fit the measurements made in laboratory.

Finally, the Thesis analyzes the effects of the voltage sags in fixed-speed wind turbines which are based in squirrel-cage induction machines. For this task, the effects of the modelisation of the induction machine and the weakness of the grid are studied. In this point, some indicators are presented to evaluate the stability of the machine in these conditions.

Agraïments

En primer lloc vull mostrar l'agraïment als directors de la Tesi, els doctors Joaquín Pedra Durán i Felipe Córcoles López per haver-me donat la possibilitat de treballar en el marc del grup de recerca de Qualitat del Subministrament Elèctric, per la seva dedicació i recolzament durant tot aquest temps.

Agrair al Ministerio de Ciencia e Innovación que amb els projectes ENE2009-10274 i DPI2011-28021 ha donat suport econòmic a la realització d'aquesta Tesi.

Gràcies a tots els companys del Departament d'Enginyeria Elèctrica de les diferents escoles i localitats que des de l'any 2006 em van anar engrescant a tirar endavant un treball d'aquest tipus i per haver-me acollit tant bé durant el temps d'estudiant a l'EUETIB i l'ETSEIB a Barcelona, com el de professor associat a l'EUETIT de Terrassa i finalment com a professor ajudant a l'ETSEIB de Barcelona. Especialment a en Jordi de la Hoz que va ser l'instigador de la iniciació a la recerca l'any 2005. Menció especial per a en Lluís Maria Lorente i en Kim Albó per la seva dedicació en la posada en marxa i manteniment del laboratori durant tot aquest temps.

Finalment agrair especialment a la família, als meus pares, a l'Evarist i a la Meritxell que són els que m'han hagut de suportar dia a dia durant tot aquest temps.

Moltes, moltes gràcies a tots,

Lluís Monjo Mur

Barcelona, juny 2013

“Trust me, I’m the Doctor”

The Doctor

Índex de continguts

1	Introducció	1
1.1	Objectius de la tesi.....	3
1.2	Estructura de la tesi.....	4
2	Modelització de la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol.....	5
2.1.1	Equacions de règim permanent	8
2.1.2	Anàlisi en components simètriques.....	9
2.2	Estimació de paràmetres per als models de simple i doble gàbia a partir de dades del fabricant	10
2.2.1	Generador de 1.3 MW (disseny 1)	11
2.2.2	Generador de 2.3 MW (disseny 2)	13
2.2.3	Resum de l'ajust dels models	14
2.3	Validació experimental.....	15
2.3.1	Estimació de paràmetres.....	15
2.3.2	Algorisme de mínims quadrats per a l'estimació de paràmetres.....	16
2.3.3	Predicció del comportament de la màquina.....	17
3	Efectes de la saturació en el motor de gàbia d'esquirol	19
3.1	Mesures de laboratori	20
3.1.1	Assaig I – Corbes de parell- i corrent - velocitat a diferents tensions	20
3.1.2	Assaig II – Assaig de rotor bloquejat a diferents nivells de corrent.....	21
3.1.3	Assaig III – Assaig de buit a diferents tensions	22
3.2	Estimació dels paràmetres del model lineal per a tots els nivells de saturació	22
3.3	Funció de saturació magnètica.....	22
3.4	Anàlisi de la saturació en cada una de les reactàncies	24
3.4.1	Models DC1 i DC2 amb reactància magnetitzant no lineal	25
3.4.2	Models DC1 amb reactàncies de dispersió no lineals	26
3.4.3	Models DC2 amb reactàncies de dispersió no lineals	29
3.4.4	Models DC1 i DC2 amb dues reactàncies no lineals.....	29
3.4.5	Motors #2 i #3	30
3.5	Conclusions	31
4	Efecte dels harmònics de camp en el motor de gàbia d'esquirol.....	33
4.1	Introducció.....	33

4.2	Mesures de laboratori	34
4.2.1	Descartant la saturació com a origen dels harmònics de camp	35
4.3	Models de la màquina d'inducció per a predir el comportament mesurat	36
4.4	Models de simple i de doble gàbia	36
4.4.1	Predicció del comportament de la màquina.....	36
4.5	Model de simple gàbia en cadena.....	37
4.5.1	Estimació de paràmetres.....	37
4.5.2	Predicció del comportament de la màquina.....	38
4.6	Conclusions	39
4.7	Apèndix 1. Harmònics de camp.....	40
4.7.1	Càlcul de les inductàncies per a una distribució no sinusoidal i entreferro constant.....	41
4.8	Apèndix 2. Model de simple gàbia amb distribució no sinusoidal dels bobinats i entreferro constant	41
4.8.1	Hipòtesis del model.....	41
4.8.2	Equacions dinàmiques del model	41
4.8.3	Circuit equivalent en règim permanent alimentat en font tensió.....	44
4.8.4	Circuit equivalent en règim permanent alimentat en font corrent	47
4.8.5	Simulació del model.....	49
5	Efecte dels sots de tensió en generadors eòlics d'inducció de gàbia d'esquirol de velocitat fixa	51
5.1	Introducció.....	51
5.2	Classificació i modelització.....	52
5.3	Influència de la impedància de la xarxa en les corbes de parell i corrent de la màquina.....	54
5.4	Efecte dels sots de tensió simètrics.....	55
5.4.1	Pics de corrents i de parell electromagnètic	57
5.4.2	Estabilitat de la velocitat rotòrica.....	57
5.4.3	Corbes d'estabilitat de velocitat	57
5.4.4	Temps de recuperació de la velocitat	58
5.5	Efecte dels sots de tensió asimètrics en generadors d'inducció.....	58
5.5.1	Efectes dels sots de tensió asimètrics.....	59
5.5.2	Estabilitat de la velocitat rotòrica per a sots asimètrics.....	60
6	Conclusions i treballs futurs.....	63
6.1	Conclusions	63
6.2	Treballs futurs.....	66

7	Bibliografia	67
7.1	Publicacions de l'autor	70
Annex.	Publicacions derivades de la Tesi.....	71

Llistat figures

Figura 2.1 Màquina d'inducció trifàsica	5
Figura 2.2 Esquemes de règim permanent per a la màquina d'inducció	6
Figura 2.3 Esquema equivalent de règim permanent per a la seqüència inversa.....	10
Figura 2.4 a) Corbes de parell- i corrent-lliscament pel generador de 1.3 MW modelitzat com Simple gàbia _N , el model Simple gàbia _{ST} el model Simple gàbia _{MAX-N} . b) Corbes de parell- i corrent-lliscament pel generador de 1.3 MW modelitzat com Doble gàbia _{ST-N} , i Doble gàbia _{ST-MAX-N}	12
Figura 2.5 a) Corbes de parell- i corrent-lliscament pel generador de 2.3 MW modelitzat com Simple gàbia _N , el model Simple gàbia _{ST} el model Simple gàbia _{MAX-N} . b) Corbes de parell- i corrent-lliscament pel generador de 2.3 MW modelitzat com Doble gàbia _{ST-N} , i Doble gàbia _{ST-MAX-N}	13
Figura 2.6 a) Imatge del laboratori b) Esquema dels assajos per a obtenir les corbes de parell- i corrent - lliscament en règim permanent.....	15
Figura 2.7 Corbes parell- i corrent - lliscament mesurades dels diferents motors assajats i calculades a partir dels paràmetres estimats per als models de simple gàbia (vermell discontinu) i doble gàbia (blau continu).	17
Figura 2.8 Corbes parell- i corrent - lliscament mesurades del motor de rotor bobinat i calculades a partir dels paràmetres estimats per als models de simple gàbia (vermell discontinu) i doble gàbia (blau continu).	18
Figura 3.1 Assaig I: Mesures prorratejades i predites pels models amb paràmetres estimats constants per a cada nivell de tensió.	20
Figura 3.2 Assaig II: Mesures i estimació per al test de rotor bloquejat a diferents nivells de corrent	21
Figura 3.3 Assaig III: Mesures i estimació per a l'assaig de buit a diferents nivells de tensió	22
Figura 3.4 Influència dels paràmetres de la corba de saturació proposada i comparativa amb la de la literatura	24
Figura 3.5 Motor #1, models DG1 and DG2 (a) Corbes parell - lliscament, corrent- lliscament, impedància de curtcircuit-, impedància de buit - corrent considerant X_M no lineal, (b) Tensions aplicades durant el test I a la reactància magnetitzant per a lliscament	27
Figura 3.6 Motor #1, model DG1 Corbes parell-, corrent-lliscament i impedància de curtcircuit considerant no lineals (a) la reactància de dispersió de l'estator, (b) la reactància interna de dispersió del rotor, i (c) la reactància externa de dispersió del rotor	28
Figura 3.7 Motor #1, model DG2 Corbes parell-, corrent - lliscament i impedància de curtcircuit considerant no lineals (a) la reactància de dispersió de l'estator, (b) la reactància mútua del rotor, i (c) la reactància externa de dispersió del rotor.....	29
Figura 3.8 Motor #1: Corbes parell-, corrent - lliscament i impedància de curtcircuit considerant no lineals (a) les reactàncies de dispersió de l'estator i la interna del rotor del model DG1, i (b) les reactàncies de dispersió de l'estator i la mútua del rotor del model DG2.....	30
Figura 3.9 Motor #2 (a) i Motor #3 (b): Corbes parell-, corrent - lliscament i impedància de curtcircuit considerant no lineals les reactàncies de dispersió de l'estator	31

Figura 4.1 Secció de les laminacions de l'estator i rotor d'una màquina d'inducció (adaptada de [19]).....	33
Figura 4.2 Corbes mesurades de parell i corrent – lliscament (en cercles) pels motors #4, #5 i #6 i corbes estimades per als models de simple i doble gàbia (línies discontinues i sòlides respectivament).	34
Figura 4.3 Corbes mesurades de parell i corrent-lliscament (en cercles) pel motors #6 mesurades a diferents nivells de tensió.	35
Figura 4.4 Circuit equivalent en règim permanent en cadena per al model de simple gàbia del motor d'inducció de gàbia d'esquirol.....	36
Figura 4.5 Model de simple gàbia en cadena: Predicció del parell total i dels parells harmònics – i corrent – lliscament per als motors #4, #5 i #6.....	38
Figura 4.6 Corbes parell i corrent – lliscament en el rang $s = 0$ a $s = 2$ per al motor de rotor de rotor bobinat #7.	39
Figura 4.7 Circuit equivalent en règim permanent alimentat en font de tensió.....	48
Figura 4.8 Circuit equivalent en règim permanent en cadena per al model de simple gàbia del motor d'inducció de rotor bobinat amb bobinat de distribució no sinusoidal i entreferro constant. El model assumeix que l'estator està alimentat amb una font de corrent sinusoidal pura.....	49
Figura 4.9 Motor simulat de rotor bobinat: Corbes de règim permanent de parell i corrent, i els parells i corrents instantànies en tres punts diferents. L'estator està alimentat amb una font sinusoidal pura de tensió (línia continua) i amb una font pura de corrent (línia discontinua). El model assumeix que els bobinats són concentrats i l'entreferro és constant.....	50
Figura 5.1 Xarxa per a la propagació dels sots de tensió	51
Figura 5.2 Classificació dels sots de tensió [53]	52
Figura 5.3 (a)(b) Diferència entre sots abruptes i sots discrets (c) Seqüència de recuperació d'un sot tipus A_3 : $A_3 \rightarrow E_{2a} \rightarrow B_b$	53
Figura 5.4 Esquema unifilar equivalent de la xarxa.....	54
Figura 5.5 Influència de la impedància de línia (x_L varia en graons de 0.025 pu) en les corbes de parell- i corrent-lliscament dels generadors de (a) 1.3MW (b) 2.3 MW modelats d'acord amb el model Doble gàbia $_{ST-MAX-N}$	54
Figura 5.6 Comportament dels models de doble gàbia i de simple gàbia davant d'un sot simètric $h = 0.1$, $\Delta t = 0.4$ s i $x_L = 0.1$ pu.....	56
Figura 5.7 Influència de la impedància de línia en els pics de parell i corrent.....	57
Figura 5.8 Corba d'estabilitat per als models Simple gàbia $_{MAX-N}$ i Doble gàbia $_{ST-MAX-N}$ dels generadors de 1.3 MW i 2.3 MW. Impedància de línia $x_L = 0.1$ pu i sot de tensió tipus A_3	58
Figura 5.9 Temps de recuperació dels generadors d'1.3 MW i 2.3 MW en funció del règim de càrrega i de la impedància de línia	59
Figura 5.10 Comportament dels models de doble gàbia i de simple gàbia davant d'un sot asimètric $h = 0.1$, $\Delta t = 0.8$ s i $x_L = 0.1$ pu.....	60
Figura 5.11 Corba d'estabilitat per als models Simple gàbia $_{MAX-N}$ i Doble gàbia $_{ST-MAX-N}$ dels generadors de 1.3 MW i 2.3 MW. Impedància de línia $x_L = 0.1$ pu i sot de tensió tipus C i E_1	60

Llistat de taules

Taula 2.1 Dades del fabricant dels generadors d'inducció (Dissenys 1 i 2).....	11
Taula 2.2 Paràmetres per als models de simple i doble gàbia del generador de 1.3 MW ($S_B = 1.3$ MW, $U_B = 690$ V, $f_B = 60$ Hz)	11
Taula 2.3 Paràmetres per als models de simple i doble gàbia del generador de 2.3 MW ($S_B = 2.3$ MW, $U_B = 690$ V, $f_B = 50$ Hz)	13
Taula 2.4 Resum de l'ajust dels diferents models	14
Taula 2.5 Característiques dels motors assajats	16
Taula 2.6 Paràmetres en pu per als models de simple i doble gàbia dels motors assajats ($S_B = S_N$, $U_B = U_N$).....	17
Taula 2.7 Paràmetres lineals estimats en pu ($S_B = P_N$, $U_B = U_N$) pels models de doble gàbia DC1 i DC2 a cada nivell de tensió	17
Taula 3.1 Dades constructives.....	19
Taula 3.2 Paràmetres lineals estimats en pu ($S_B = P_N$, $U_B = U_N$) pels models de doble gàbia DG1 i DG2 a cada nivell de tensió	23
Taula 3.3 Resum d'estimacions realitzades per als diferents models de màquina d'inducció	24
Taula 3.4 Resum dels paràmetres estimats ($S_B = P_N$, $U_B = U_N$) i vàlidesa/invalidesa per predir el comportament mesurat.....	25
Taula 3.5 Error total promig en predicció de corbes parell- i corrent-lliscament per als diferents models no lineals i nivells de saturació analitzats.....	26
Taula 4.1 Paràmetres estimats en pu per als models de simple i de doble gàbia ($S_B = P_N$, $U_B = U_N$)	36
Taula 4.2 Paràmetres estimats en pu per al model en cadena de simple gàbia ($S_B = P_N$, $U_B = U_N$)	39
Taula 4.3 Desenvolupament harmònic per a alimentació en tensió	45
Taula 4.4 Paràmetres en pu per al motor de rotor bobinat	49
Taula 5.1 Propagació dels sots de tensió al llarg de la xarxa	52
Taula 5.2 Recuperacions dels sots en 1, 2 i 3 passos	53

1 Introducció

Actualment l'energia eòlica es troba en una situació de maduresa tecnològica degut a l'elevada implantació que ha assolit de manera global en els darrers anys. La proliferació de parcs eòlics amb un nombre elevat d'unitats generadores d'elevada potència, ha permès que l'energia eòlica esdevingui un dels pilars del sistema de generació elèctrica. Amb dades de desembre de 2011 [1], l'estat espanyol disposava d'una potència instal·lada de 21673 MW, aportant a la xarxa 41670 GWh, que representen una cobertura de la demanda d'un 16.33%.

Degut a la importància de la potència instal·lada, la filosofia de protecció de la xarxa elèctrica ha variat. Els Procediments d'Operació (*National Grid Code* en anglès) dels diferents operadors del sistema permetien que en cas d'algun tipus de falla els aerogeneradors es desconnectessin. Aquest tipus d'operacions no són viables en grans parcs eòlics on hi ha moltes unitats generadores per la pèrdua d'estabilitat del sistema que això podria causar [2][3]. Per tant, aquests parcs eòlics han de mantenir-se connectats a la xarxa en cas de pertorbacions [4][5]. S'entén com a estabilitat d'un sistema elèctric de potència (SEP) l'habilitat d'aquest, per a unes condicions inicials donades, de recuperar un estat d'operació d'equilibri després d'haver estat subjecte a una pertorbació física [6].

Quan un sistema elèctric de potència està sotmès a una pertorbació, la seva estabilitat depèn de les condicions inicials d'operació així com també de la naturalesa de la pertorbació. Els sistemes elèctrics de potència estan contínuament sotmesos a una gran varietat de pertorbacions petites i grans. Les petites pertorbacions ocorren contínuament en forma de canvis en les càrregues. Les grans pertorbacions poden dur a canvis estructurals del sistema degut a l'aïllament dels elements que hagin fallat [6].

La resposta del sistema elèctric de potència a una pertorbació pot donar lloc a diversos fenòmens. Per exemple, en els cas d'una falta en un element crític en què aquest quedi aïllat, pot provocar variacions en els fluxos de càrrega, en la tensió dels busos de la xarxa o en la velocitat rotòrica de les màquines [7]. En cas que el sistema recuperi un nou punt d'equilibri el podem considerar estable, mentre que si el sistema es torna inestable pot provocar una fallada en cascada de més elements o parts del mateix.

Com s'ha mencionat anteriorment, en cas d'una pertorbació a la xarxa elèctrica les unitats generadores poden veure com el seu funcionament queda afectat. Per tal de preveure aquest funcionament es requereixen models que s'ajustin el més possible a la realitat i, d'aquesta manera, poder estimar la resposta dels diferents elements que conformen el sistema.

La màquina d'inducció de gàbia d'esquirol funcionant com a motor és una de les càrregues industrials més comuns arreu. D'uns anys ençà aquest tipus de màquines també s'han vingut utilitzant com a generadors en turbines eòliques. Les turbines eòliques que estan basades en la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol com a element generador són de velocitat fixa. Actualment la tendència és deixar enrere aquesta tecnologia i imposar les turbines amb generadors d'inducció doblement alimentats que permeten un major aprofitament dels recursos eòlics així com una major capacitat de control. A pesar d'aquesta tendència una gran quantitat de turbines eòliques de velocitat fixa estan encara en funcionament [3].

La modelització de la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol és un tema recurrent en la literatura i que encara no ha estat definitivament resolt. Tradicionalment el model més utilitzat per a modelar la màquina ha estat el model de gàbia senzilla [8]-[13]. Aquest model però pot ser insuficient quan es realitzen estudis en sistemes de potència o

s'intenten modelitzar màquines amb un elevat parell d'arrencada. Per aquest motiu es van introduir els models de doble o triple gàbia [14][15] que prediuen més fidelment el comportament d'aquest tipus de màquines.

La totalitat dels models anomenats fins ara són de tipus lineal. En la literatura es troben exemples que posen de manifest l'alta no linealitat de la màquina. El fenomen més analitzat en la literatura és el de la saturació. És a dir el sistema magnètic de la màquina no té un comportament lineal [6]. Aquest fenomen ha estat descrit en diverses situacions de treball de la màquina i analitzat de moltes i diverses maneres en la literatura. En general, l'anàlisi es realitza de manera molt teòrica [16][17] i amb poca aportació de dades experimentals [15][18], de manera que es fa difícil treure conclusions clares de quins són els efectes de la saturació en el funcionament de la màquina i de la bondat dels models realitzats.

A més de fenòmens com la saturació, en diversos treballs s'ha descrit la presència de deformacions en les corbes de parell, que no poden ésser explicats a través de la modelització clàssica de la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol. Aquestes deformacions apareixen en forma de reducció del parell a la zona d'elevats lliscaments en el règim de motor i de forts augments del parell en la zona de fre. Aquest fenomen té el seu origen en la presència d'harmònics en la densitat de flux de la màquina, i es deuen a la distribució no sinusoidal dels bobinats de l'estator, a l'efecte de les ranures i a la saturació de la màquina. L'aparició d'aquestes irregularitats poden dificultar o inclús impedir l'engegada de la màquina [19][20][21]. A pesar de que són fenòmens que es coneixen i s'han realitzat diversos estudis sobre ells, hi ha una manca de treballs que ajustin els models proposats per predir el comportament mesurat en laboratori.

Per tot el que s'ha exposat la principal tasca d'aquesta tesi és la discussió, l'anàlisi i la validació experimental de diferents models (lineals i no lineals, de règim permanent i de règim transitori) per a la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol, tant per predir la seva resposta davant de pertorbacions a la xarxa elèctrica, com per predir el seu comportament a diferents lliscaments en règim permanent a la tensió i freqüència de la xarxa.

1.1 Objectius de la tesi

Emmarcada en el context explicat anteriorment, i com a continuació dels treballs realitzats pel grup de recerca del QSE (Qualitat del Subministrament Elèctric) de la UPC (Universitat Politècnica de Catalunya) sobre modelització de la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol funcionant com a motor, així com els estudis realitzats en l'àmbit dels efectes dels sots de tensió en càrregues industrials, la tesi es planteja com un estudi exhaustiu de la modelització de la màquina d'inducció a partir de la teoria clàssica i de mesures experimentals, així com, dels efectes dels sots de tensió quan aquesta màquina funciona com a generador.

Els objectius concrets de la tesi són:

- Analitzar la validesa dels models lineals de la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol d'acord amb dades empíriques mesurades en el laboratori o facilitades per fabricants.
- Modelitzar de manera exhaustiva el fenomen de la saturació a partir de mesures de laboratori.
- Establir els efectes de la saturació sobre les corbes de règim permanent de parell i corrent en funció del lliscament.
- Aconseguir esquemes senzills (amb el mínim nombre de paràmetres) de règim permanent que incloguin els efectes descrits anteriorment.
- Posar de relleu les diferències que existeixen entre els models lineals clàssics i el comportament de motors on els harmònics de camp són apreciables quan treballen en règims d'elevat lliscament.
- Utilitzar models de règim permanent que tinguin en compte els harmònics de camp per a reproduir el comportament de màquines on els harmònics de camp són apreciables en tot el seu rang de velocitats.
- Estudiar els efectes dels sots de tensió simètrics i asimètrics en generadors basats en la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol.
- Analitzar la influència dels paràmetres que defineixen els sots de tensió (tipus, duració i profunditat) en la resposta de la màquina.
- Introduir indicadors que permetin descriure com d'estable o inestable és un aerogenerador de velocitat fixa.

1.2 Estructura de la tesi

Aquesta tesi està formada per sis capítols en els què es presentaran i descriuran els principals estudis realitzats així com els resultats obtinguts:

- En el capítol 2 es recopila la modelització clàssica de la màquina d'inducció, es plantegen diferents alternatives per tal d'estimar els paràmetres dels esquemes equivalents i es realitza una comparativa dels resultats obtinguts així com una validació experimental.
- En el capítol 3 s'estudia la modelització de la màquina d'inducció en base a mesures experimentals i s'analitza l'efecte de la saturació en les corbes de règim permanent de parell i corrent - velocitat. A partir de l'anàlisi de les mesures experimentals i dels estudis realitzats es busca l'esquema equivalent més senzill que inclou els efectes de la saturació i es presenten altres esquemes més complexes.
- En el capítol 4 s'estudia el comportament de règim permanent de la màquina quan treballa en la zona de fre, és a dir, amb lliscaments superiors a la unitat. Els harmònics de camp produeixen en aquesta zona fortes deformacions en les corbes parell – lliscament que els models lineals no són capaços de reproduir. Per aquest motiu, s'analitza el fenomen, i s'utilitza un esquema de règim permanent modificat que inclou els harmònics de camp i que prediu amb precisió les mesures de laboratori.
- En el capítol 5 s'analitza l'efecte dels sots de tensió simètrics i asimètrics en la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol funcionant com a generador. S'analitzen les prediccions dels diferents models escollits per la màquina. D'altra banda es proposen diversos indicadors de l'estabilitat del generador.
- En el capítol 6 s'hi recullen les principals conclusions a les què s'ha arribat, així com les aportacions realitzades.
- En l'annex s'hi recopilen les publicacions en revistes indexades que s'han realitzat en el marc de la present tesi doctoral.

2 Modelització de la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol

A diferència de la màquina d'inducció de rotor bobinat, la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol té en el seu rotor una o dues gàbies concèntriques o una ranura profunda que augmenta el parell d'arrencada i redueixen el corrent consumit a la velocitat nominal el rendiment és elevat. Els motors de doble gàbia estan constituïts per una gàbia exterior de petita secció (resistència elevada) i una altra interna de secció elevada (resistència petita). Ambdues gàbies estan separades per una fina escletxa que augmenta el flux de dispersió de la gàbia inferior. En el moment de l'arrencada, l'alta inductància de dispersió de la gàbia interna provoca que el corrent circuli preferentment per la gàbia externa, amb una resistència elevada. D'aquesta manera s'aconsegueix un elevat parell d'arrencada. A mesura que el motor arrenca, aquesta tendència s'inverteix, i en lliscaments propers a zero el corrent circula gairebé exclusivament per la gàbia interna, com si es tractés d'un motor de rotor bobinat. Aquest mateix efecte també s'aconsegueix amb motors de ranura profunda, en els que degut a la forma de les seves ranures, el corrent en l'arrencada circula preferentment per la part exterior (d'alta resistència i baixa inductància de dispersió) millorant d'aquesta manera el seu parell d'arrencada mentre que el funcionament a lliscament nominal el corrent es distribueix per tota la ranura, de secció elevada (baixa resistència) i elevada inductància de dispersió.

Existeixen diferents models per a la caracteritzar la màquina. Aquests models depenen de l'aplicació en què es treballi. Els models més comuns són el de simple i el de doble gàbia.

El model de simple gàbia és el mostrat en la Figura 2.1 i Figura 2.2a, i és el model de màquina d'inducció més habitual en la literatura tècnica [2][8]-[13]. Aquest model és adequat per aplicacions on la velocitat mecànica sigui propera al sincronisme (per exemple, en les que es controla la velocitat o el parell).

La Figura 2.1b i en la Figura 2.2b es mostra el model de doble gàbia o de ranura profunda, què pot ser necessari en màquines connectades directament a la xarxa per a descriure el seu comportament en tot el rang de velocitats especialment durant l'arrencada. Una gran part de les màquines d'inducció de gàbia d'esquirol, majoritàriament les d'elevada potència, tenen l'efecte de doble gàbia molt marcat en la zona corresponent a lliscaments elevats ($s > 0,6$). En aquest sentit fins i tot l'operador del sistema elèctric espanyol (REE) requereix a les instal·lacions generadores

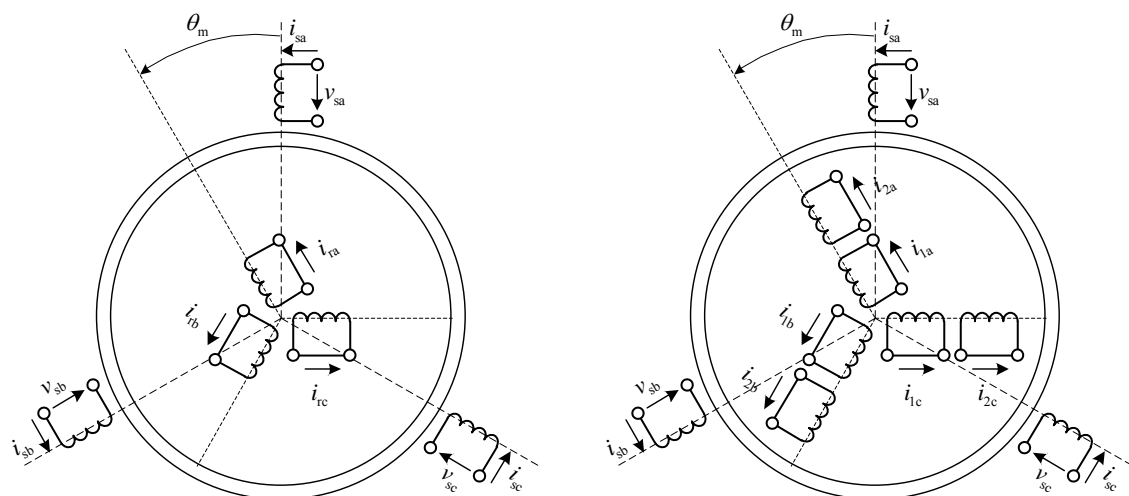


Figura 2.1 Màquina d'inducció trifàsica

connectades a la xarxa que, cada unitat que forma part del sistema pugui ser identificada amb un conjunt de models de simple gàbia per a cada punt de lliscament, o com a un model de doble gàbia vàlid per a tots els lliscaments [4].

Finalment, la Figura 2.2c conté el model de doble gàbia utilitzat per alguns programes de simulació com per exemple PSCAD-EMTP. Els models de doble gàbia presentats són equivalents entre ells tal i com es demostra en [22] si la màquina es considera lineal, i per tant en cas d'anàlisi s'obté el mateix comportament.

El comportament dinàmic i de règim permanent dels diferents models es pot dur a terme gràcies a la identificació dels paràmetres dels esquemes de règim permanent més comuns ament del la Figura 2.2.

Les equacions transformades de Ku en referència sincronisme per al model de simple gàbia de la Figura 2.2a són:

$$\begin{aligned} v_s &= (R_s + L_s (p + j\omega))i_s + M (p + j\omega)i_r \\ 0 &= M (p + js\omega)i_s + (R_r + L_r (p + js\omega))i_r \\ T &= 2\phi M \text{Im}(i_s i_r^*) \\ s &= (\omega - \phi\omega_m) / \omega \end{aligned} \quad (1)$$

On $p = d/dt$, ϕ és el número de parell de pols i ω és la velocitat síncrona, $\omega = 2\pi f$. La relació que hi ha entre les inductàncies (1) i les reactàncies de l'esquema de la Figura 2.2a són,

$$M = \frac{X_m}{\omega} \quad L_s = \frac{X_{sd} + X_m}{\omega} \quad L_r = \frac{X_{rd} + X_m}{\omega} \quad (2)$$

Les equacions transformades usant la transformació de Ku en referència sincronisme del model de doble gàbia de la Figura 2.2b és:

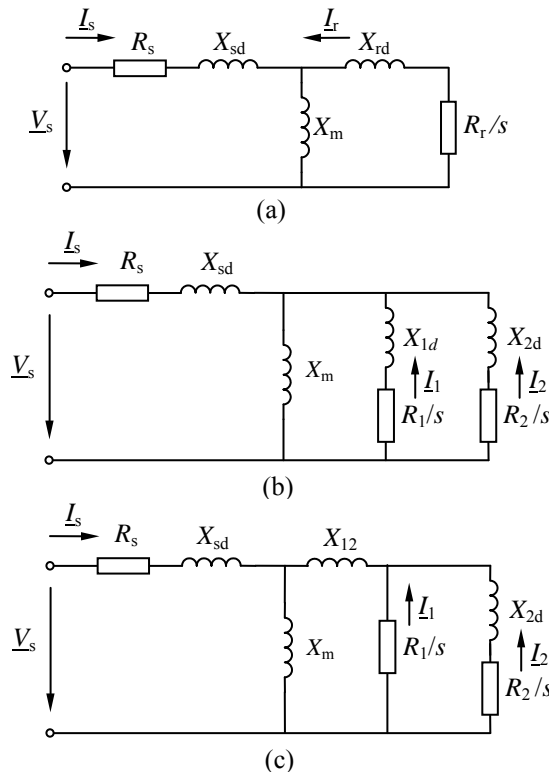


Figura 2.2 Esquemes de règim permanent per a la màquina d'inducció

$$\begin{aligned}
 v_s &= (R_s + L_s(p + j\omega))i_s + M(p + j\omega)i_1 + M(p + j\omega)i_2 \\
 0 &= M(p + js\omega)i_s + (R_1 + L_1(p + js\omega))i_1 + M(p + js\omega)i_2 \\
 0 &= M(p + js\omega)i_s + M(p + js\omega)i_1 + (R_2 + L_2(p + js\omega))i_2 \\
 T &= 2\phi M \operatorname{Im}(i_s(i_1^* + i_2^*)) \\
 s &= (\omega - \phi\omega_m) / \omega
 \end{aligned} \tag{3}$$

La relació que hi ha entre les inductàncies (3) i les reactàncies de l'esquema equivalent de la Figura 2.2b és,

$$M = \frac{X_m}{\omega} \quad L_s = \frac{X_{sd} + X_m}{\omega} \quad L_1 = \frac{X_{1d} + X_m}{\omega} \quad L_2 = \frac{X_{2d} + X_m}{\omega} \tag{4}$$

El model de doble gàbia Figura 2.2c usant la transformació de Ku en referència sincronisme té les següents equacions transformades.

$$\begin{aligned}
 v_s &= (R_s + L_s(p + j\omega))i_s + M(p + j\omega)i_1 + M(p + j\omega)i_2 \\
 0 &= M(p + j\omega)i_s + (R_1 + L_1(p + js\omega))i_1 + M_{12}(p + j\omega)i_2 \\
 0 &= M(p + j\omega)i_s + M_{12}(p + j\omega)i_1 + (R_2 + L_2(p + js\omega))i_2 \\
 T &= 2\phi M \operatorname{Im}(i_s(i_1^* + i_2^*)) \\
 s &= (\omega - \phi\omega_m) / \omega
 \end{aligned} \tag{5}$$

La relació que hi ha entre les inductàncies (5) i les reactàncies de l'esquema equivalent de la Figura 2.2c és,

$$M = \frac{X_m}{\omega} \quad M_{12} = \frac{X_{12} + X_m}{\omega} \quad L_s = \frac{X_{sd} + X_m}{\omega} \quad L_1 = \frac{X_{12} + X_m}{\omega} \quad L_2 = \frac{X_{2d} + X_{12} + X_m}{\omega} \tag{6}$$

En cas d'utilitzar la transformada de Park és d'interès tenir en compte que la relació entre les variables de Ku i Park és la següent,

$$\begin{aligned}
 v_s &= \frac{v_{sd} + jv_{sq}}{\sqrt{2}} & i_s &= \frac{i_{sd} + ji_{sq}}{\sqrt{2}} \\
 i_1 &= \frac{i_{1d} + ji_{1q}}{\sqrt{2}} & i_2 &= \frac{i_{2d} + ji_{2q}}{\sqrt{2}}
 \end{aligned} \tag{7}$$

Introduint aquestes relacions en les equacions dinàmiques dels diferents models s'obtenen les equacions transformades de Park.

Pel model de simple gàbia de la Figura 2.2a

$$\begin{aligned}
 v_{sd} &= (R_s + L_s p)i_{sd} - L_s \omega i_{sq} + M p i_{rd} - M \omega i_{rq} \\
 v_{sq} &= L_s \omega i_{sd} + (R_s + L_s p)i_{sq} + M \omega i_{rd} + M p i_{rq} \\
 0 &= M p i_{sd} - M s \omega i_{sq} + (R_r + L_r p)i_{rd} - L_r s \omega i_{rq} \\
 0 &= M s \omega i_{sd} + M p i_{sq} + L_r s \omega i_{rd} + (R_r + L_r p)i_{rq}
 \end{aligned} \tag{8}$$

$$T = \phi M (i_{rd} i_{sq} - i_{rq} i_{sd}) \tag{9}$$

Pel model de doble gàbia de la Figura 2.2b,

$$\begin{aligned}
v_{sd} &= (R_s + L_s p) i_{sd} - L_s \omega i_{sq} + M p i_{1d} - M \omega i_{1q} + M p i_{2d} - M \omega i_{2q} \\
v_{sq} &= (R_s + L_s p) i_{sq} + L_s \omega i_{sd} + M \omega i_{1d} + M p i_{1q} + M \omega i_{2d} - M p i_{2q} \\
0 &= M p i_{sd} - M s \omega i_{sq} + (R_1 + L_1 p) i_{1d} - L_1 s \omega i_{1q} + M p i_{2d} - M s \omega i_{2q} \\
0 &= M s \omega i_{sd} + M p i_{sq} + L_1 s \omega i_{1d} + (R_1 + L_1 p) i_{1q} + M s \omega i_{2d} + M p i_{2q} \\
0 &= M p i_{sd} - M s \omega i_{sq} + M p i_{1d} - M s \omega i_{1q} + (R_2 + L_2 p) i_{2d} - L_2 s \omega i_{2q} \\
0 &= M s \omega i_{sd} + M p i_{sq} + M s \omega i_{1d} + M p i_{1q} + L_2 s \omega i_{2d} + (R_2 + L_2 p) i_{2q}
\end{aligned} \tag{10}$$

$$T = \wp M (i_{sq} (i_{1d} + i_{2d}) - i_{sd} (i_{1q} + i_{2q})) \tag{11}$$

Finalment pel model de doble gàbia de la Figura 2.2c,

$$\begin{aligned}
v_{sd} &= (R_s + L_s p) i_{sd} - L_s \omega i_{sq} + M p i_{1d} - M \omega i_{1q} + M p i_{2d} - M \omega i_{2q} \\
v_{sq} &= (R_s + L_s p) i_{sq} + L_s \omega i_{sd} + M \omega i_{1d} + M p i_{1q} + M \omega i_{2d} - M p i_{2q} \\
0 &= M p i_{sd} - M s \omega i_{sq} + (R_1 + L_1 p) i_{1d} - L_1 s \omega i_{1q} + M_{12} p i_{2d} - M_{12} s \omega i_{2q} \\
0 &= M s \omega i_{sd} + M p i_{sq} + L_1 s \omega i_{1d} + (R_1 + L_1 p) i_{1q} + M_{12} s \omega i_{2d} + M_{12} p i_{2q} \\
0 &= M p i_{sd} - M s \omega i_{sq} + M_{12} p i_{1d} - M_{12} s \omega i_{1q} + (R_2 + L_2 p) i_{2d} - L_2 s \omega i_{2q} \\
0 &= M s \omega i_{sd} + M p i_{sq} + M_{12} s \omega i_{1d} + M_{12} p i_{1q} + L_2 s \omega i_{2d} + (R_2 + L_2 p) i_{2q}
\end{aligned} \tag{12}$$

$$T = \wp M (i_{sq} (i_{1d} + i_{2d}) - i_{sd} (i_{1q} + i_{2q})) \tag{13}$$

2.1.1 Equacions de règim permanent

Considerant les equacions transformades de la màquina en referència sincronisme, amb alimentació trifàsica, simètrica i equilibrada, i en règim permanent, les components *forward* de l'alimentació són constants. Com el sistema d'equacions és lineal si la velocitat és constant les corrents, també es fan constants. Finalment, si les corrents són constants i la seva derivada és nul·la.

$$v_{sf} = \text{constant} \rightarrow \begin{matrix} i_{sf} = \text{constant} \\ i_{rf} = \text{constant} \end{matrix} \rightarrow \begin{matrix} p i_{sf} = 0 \\ p i_{rf} = 0 \end{matrix} \tag{14}$$

Pel model de gàbia senzilla de la Figura 2.2a les corrents d'estator \underline{I}_s i de rotor \underline{I}_r en funció del lliscament són:

$$\underline{I}_s = \frac{\underline{V}_s}{R_s + jX_{sd} + \underline{Z}_p}, \quad \underline{I}_r = -\underline{I}_s \frac{\underline{Z}_p}{\frac{R_r}{s} + jX_{rd}}, \quad \underline{Z}_p = \frac{1}{\frac{1}{jX_m} + \frac{1}{\frac{R_r}{s} + jX_{rd}}} \tag{15}$$

On (si es considera que el circuit de la Figura 2.2a correspon a l'esquema equivalent en estrella),

$$\underline{V}_s = \frac{U}{\sqrt{3}} \tag{16}$$

Sent U la tensió de línia. El parell es calcula segons,

$$T = \frac{3\wp}{\omega_s} I_r^2 \frac{R_r}{s} \tag{17}$$

Pel model de doble gàbia de la Figura 2.2b les corrents d'estator \underline{I}_s i de rotor $\underline{I}_1, \underline{I}_2$ en funció del lliscament són:

$$\underline{I}_s = \frac{\underline{V}_s}{R_s + jX_{sd} + \underline{Z}_p}, \quad \underline{I}_1 = -\underline{I}_s \frac{\underline{Z}_p}{\frac{R_1}{s} + jX_{1d}}, \quad \underline{I}_2 = -\underline{I}_s \frac{\underline{Z}_p}{\frac{R_2}{s} + jX_{2d}},$$

$$\underline{Z}_p = \frac{1}{\frac{1}{jX_m} + \frac{1}{\frac{R_1}{s} + jX_{1d}} + \frac{1}{\frac{R_2}{s} + jX_{2d}}}$$
(18)

Pel model de doble gàbia de la Figura 2.2c les corrents d'estator \underline{I}_s i de rotor $\underline{I}_1, \underline{I}_2$ en funció del lliscament són:

$$\underline{I}_s = \frac{\underline{V}_s}{R_s + jX_{sd} + \underline{Z}_p}, \quad \underline{I}_1 = -\underline{I}_s \frac{\underline{Z}_p}{\frac{R_1}{s}}, \quad \underline{I}_2 = -\underline{I}_s \frac{\underline{Z}_p}{\frac{R_2}{s} + jX_{2d}},$$

$$\underline{Z}_p(s) = \frac{1}{\frac{1}{jX_m} + \frac{1}{jX_{12} + \frac{1}{\frac{1}{\frac{R_1}{s}} + \frac{1}{\frac{R_2}{s} + jX_{2d}}}}}$$
(19)

On (si es considera que el circuit de la Figura 2.2b correspon a l'esquema equivalent en estrella i que la tensió de línia és U),

$$\underline{V}_s = \frac{U}{\sqrt{3}},$$
(20)

Sent el parell,

$$T = \frac{3\phi}{\omega_s} \left[I_1^2 \frac{R_1}{s} + I_2^2 \frac{R_2}{s} \right]$$
(21)

Finalment, la potència mecànica entregada, la potència activa i reactiva es defineixen com,

$$P_m = T \frac{\omega_s}{\phi} (1-s)$$

$$P = 3 \operatorname{Re} \{ \underline{V}_s \underline{I}_s^* \}$$

$$Q = 3 \operatorname{Im} \{ \underline{V}_s \underline{I}_s^* \}$$
(22)

2.1.2 Anàlisi en components simètriques

Un cas interessant a estudiar és el comportament de la màquina en règim permanent quan aquesta està alimentada per tensions no simètriques. La forma més senzilla d'analitzar el funcionament en aquestes condicions és mitjançant les components directa, inversa i homopolar de tensions i corrents.

L'esquema equivalent corresponent a la seqüència directa és el que ja s'ha presentat a la Figura 2.2, mentre que l'esquema equivalent a la seqüència inversa es mostra a la Figura 2.3. L'esquema per a la seqüència inversa és igual al de la seqüència directa però les resistències del rotor estan dividides per $(2-s)$. La seqüència homopolar no se sol tenir en compte ja que habitualment els debanats de les màquines estan connectats en estrella i no existeix neutre, o estan connectades en triangle, pel que la impedància equivalent és infinita. A més, la component homopolar no produeix parell mecànic.

2.2 Estimació de paràmetres per als models de simple i doble gàbia a partir de dades del fabricant

En aquest apartat s'han considerat dos generadors d'inducció dissenyats amb dues filosofies diferenciades. El primer dels generadors (disseny 1) té una potència nominal de 1.3 MW i va ser dissenyat amb un parell d'arrencada elevat (però amb una elevada corrent d'arrencada també). El segon dels generadors considerats té una potència nominal de 2.3 MW i va ser dissenyat per a minimitzar el corrent d'arrencada, el que provoca un parell d'arrencada molt baix. Aquests dos dissenys es poden considerar dos casos extrems.

Una possible raó per aquests dos dissenys tan diferenciats es que els respectius dissenys han estat heretats del disseny de motors similars dels quals els diferents valors de parell i corrent d'arrencada comportaven transitoris d'arrencada amb comportaments diferenciats. En el cas de generadors eòlics, els fabricants no acostumen a tenir en compte les característiques d'arrencada com a motor ja que el procés d'arrencada es fa de manera assistida per a limitar el corrent i minimitzar les pulsacions de parell [8],[23],[24]. El procediment és el següent: (1) quan la velocitat del vent supera la velocitat mínima de la turbina (*cut-in speed*), aquesta es desfrena i el rotor accelera lentament fins a la velocitat d'equilibri que correspon a la velocitat del vent; (2) quan la velocitat rotòrica és propera a la velocitat síncrona, la turbina es connecta a la xarxa, generalment a través d'un *soft starter*. A pesar d'això,

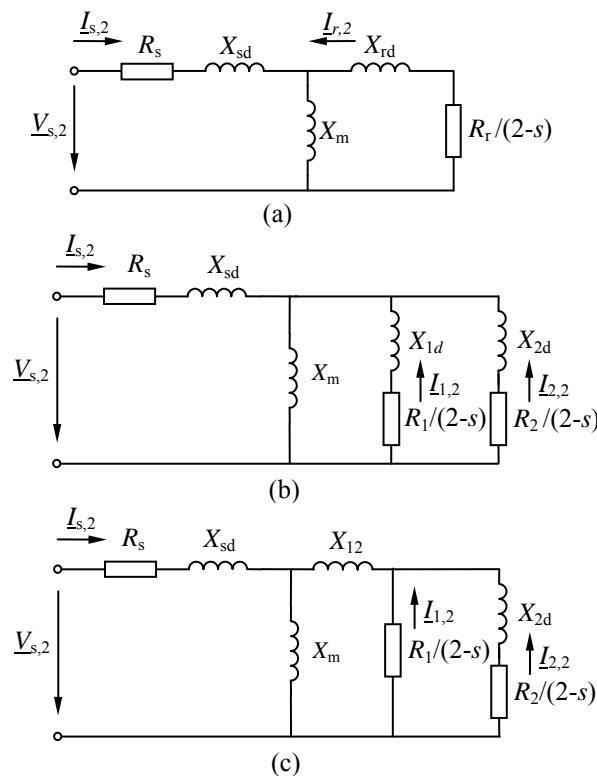


Figura 2.3 Esquema equivalent de règim permanent per a la seqüència inversa

Disseny	P_N (MW)	U_N (V)	f_N (Hz)	FP_N	ω_N (r/min)	η_N	T_{MAX}/T_N	T_{ST}/T_N	I_{ST}/I_N
1	1.3	690	60	0.93	1812	0.97	3.0	1.87	9.0
2	2.3	690	50	0.887	1512	0.96	2.4	0.38	5.2

Taula 2.1 Dades del fabricant dels generadors d'inducció (Disseny 1 i 2)

aquests dissenys diferenciats si que afecten al comportament dinàmic de la turbina com a generador perquè les característiques per sobre la velocitat de sincronisme són similars a les de la característiques com a motor. Aquest fet és especialment crític en la presència de sots de tensió, perquè la característica de parell afecta de manera important a la sobrevelocitat que s'assoleix així com a la recuperació de la velocitat de funcionament quan desapareix el sot de tensió.

2.2.1 Generador de 1.3 MW (disseny 1)

La Taula 2.1 conté les característiques subministrades pel fabricant d'un un generador de 1.3MW. El parell d'arrencada està sombrejat ja que no és usual mesurar aquesta magnitud en grans generadors. El fabricant també inclou els paràmetres de dos circuits equivalents de simple gàbia. El primer dels jocs de paràmetres és vàlid en la zona de la velocitat nominal (o prop de la velocitat de sincronisme), aquests paràmetres s'anomenaran model Simple gàbia_N. El segon joc de paràmetres és vàlid en la zona d'arrencada i s'anomenarà model Simple gàbia_{ST}.

Ambdós jocs de paràmetres es mostren en la Taula 2.2, i les resultants corbes parell– i corrent–lliscament que s'obtenen amb ells s'han representat en la Figura 2.4a en línies trencades i sòlides respectivament. S'ha de remarcar que el model Simple gàbia_N prediu acuradament el parell, el corrent i la velocitat nominals donades pel fabricant, així com el parell màxim, però fallen a l'hora de predir el parell i el corrent d'arrencada. Contràriament, el model anomenat Simple gàbia_{ST} prediu acuradament el parell i el corrent d'arrencada, però falla pel que fa al parell, el corrent i la velocitat nominal i el parell màxim. Per aquets motiu, el parell màxim no es pot estimar a partir del model Simple gàbia_{ST}.

S'ha de tenir en compte que ambdós models de simple gàbia són complementaris per a definir el comportament del generador. Per tant, cap dels dos pot ser utilitzat per realitzar simulacions dinàmiques que impliquin treballar amb rangs de lliscaments elevats ja que no poden predir totes les especificacions del fabricant.

Queda doncs clar que s'ha de buscar una modelització més adequada per al generador d'inducció, i això és el que s'analitzarà a continuació.

	r_s	x_{sd}	x_m	r_r	x_{rd}		
Simple gàbia _N	$3.914 \cdot 10^{-3}$	0.0780	5.2881	$6.344 \cdot 10^{-3}$	0.0780		
Simple gàbia _{ST}	$3.914 \cdot 10^{-3}$	0.0633	5.2790	0.0194	0.0633		
Simple gàbia _{MAX-N}	$3.914 \cdot 10^{-3}$	0.0826	4.4275	$6.300 \cdot 10^{-3}$	0.0826		
	r_s	x_{sd}	x_m	r_1	x_{1d}	r_2	x_{2d}
Doble gàbia _{ST-N}	$3.914 \cdot 10^{-3}$	0.0543	5.3118	$8.054 \cdot 10^{-3}$	0.2135	0.0305	0.0543
Doble gàbia _{ST-MAX-N}	$3.914 \cdot 10^{-3}$	0.0562	4.5903	$7.600 \cdot 10^{-3}$	0.1613	0.0374	0.0562
	r_s	x_{sd}	x_m	r_1	x_{12}	r_2	x_{2d}
Doble gàbia _{ST-MAX-N}	$3.914 \cdot 10^{-3}$	0.0562	4.5903	0.0211	0.0417	$9.019 \cdot 10^{-3}$	0.1455

 Taula 2.2 Paràmetres per als models de simple i doble gàbia del generador de 1.3 MW ($S_B = 1.3$ MW, $U_B = 690$ V, $f_B = 60$ Hz)

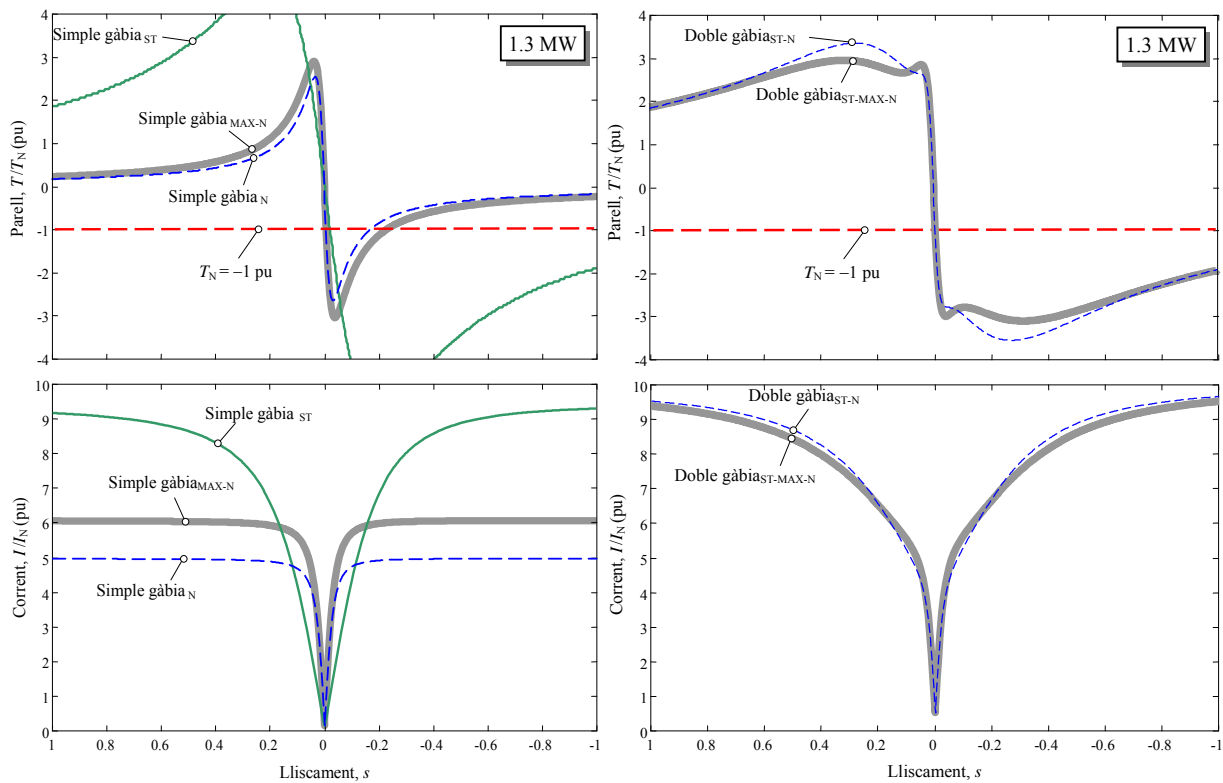


Figura 2.4 a) Corbes de parell- i corrent-lliscament pel generador de 1.3 MW modelitzat com Simple gàbia_N, el model Simple gàbia_{ST} el model Simple gàbia_{MAX-N}. b) Corbes de parell- i corrent-lliscament pel generador de 1.3 MW modelitzat com Doble gàbia_{ST-N}, i Doble gàbia_{ST-MAX-N}

El primer intent doncs, és provar amb el model de simple gàbia i trobar uns paràmetres que compleixin amb el parell màxim, i el parell, la corrent i la velocitat nominal donats pel fabricant en la Taula 2.1. Aquest intent s'ha anomenat Simple gàbia_{MAX-N}. Els paràmetres s'han obtingut amb els algorismes de [14],[25] i es mostren a la Taula 2.2. Desafortunadament, aquest model no pot predir el parell i el corrent d'arrencada donat pel fabricant tal com es pot veure en la Figura 2.4 amb línies gruixudes grises.

Com els tres intents previs amb el model de simple gàbia no han donat els resultats esperats quan es tracta de predir el funcionament per a tot el rang de velocitats, el següent pas és intentar-ho amb els models de doble gàbia. Els paràmetres del model de doble gàbia de la Taula 2.2 s'han calculat amb l'algorisme proposat a [26] en què s'usa la impedància de buit, \underline{z}_0 , la impedància nominal, \underline{z}_N , i la impedància en l'arrencada, \underline{z}_{ST} . El model Simple gàbia_N permet calcular el valor de les impedàncies $\underline{z}_0 = 0.0039 + j5.3661$ pu i $\underline{z}_N = -0.8814 + j0.3428$ pu mentre que el model Simple gàbia_{ST} s'usa per a calcular la impedància a l'arrencada $\underline{z}_{ST} = 0.0230 + j0.0992$ pu. Els paràmetres obtinguts per al model resultant anomenat, Doble gàbia_{ST-N} es mostren en la Taula 2.2. Les corbes de parell- i corrent - lliscament s'han representat amb línies discontinues en la Figura 2.4. De totes maneres, cal observar que aquest model tampoc s'ajusta a les especificacions de parell màxim del fabricant.

Per tal de refinar els resultats, s'ha calculat un nou joc de paràmetres pel circuit de la Figura 2.2b que s'ajusta a les dades d'arrencada, parell màxim i nominal donades pel fabricant. El procediment d'estimació està descrit a [14][25] i el model s'ha anomenat Doble gàbia_{ST-MAX-N}. Els paràmetres obtinguts es mostren a la Taula 2.2 i les corbes resultants s'han representat a la Figura 2.4. A diferència dels models anteriors, aquest model sí que compleix acuradament amb les dades del fabricant.

	r_s	x_{sd}	x_m	r_r	x_{rd}		
Simple gàbia _N	$5.604 \cdot 10^{-3}$	0.1431	3.2077	$7.246 \cdot 10^{-3}$	0.0514		
Simple gàbia _{ST}	$5.604 \cdot 10^{-3}$	0.1431	3.2077	0.0116	0.1431		
Simple gàbia _{MAX-N}	$5.604 \cdot 10^{-3}$	0.1015	3.2366	$7.200 \cdot 10^{-3}$	0.1015		
	r_s	x_{sd}	x_m	r_1	x_{1d}	r_2	x_{2d}
Doble gàbia _{ST-N}	$5.604 \cdot 10^{-3}$	0.1098	3.2410	$9.476 \cdot 10^{-3}$	0.1330	0.0335	0.1098
Doble gàbia _{ST-MAX-N}	$5.604 \cdot 10^{-3}$	0.1046	3.3382	$9.900 \cdot 10^{-3}$	0.1776	0.0260	0.1046
	r_s	x_{sd}	x_m	r_1	x_{12}	r_2	x_{2d}
Doble gàbia _{ST-MAX-N}	$5.604 \cdot 10^{-3}$	0.1046	3.3382	0.0117	0.0658	0.0186	0.2380

 Taula 2.3 Paràmetres per als models de simple i doble gàbia del generador de 2.3 MW ($S_B = 2.3$ MW, $U_B = 690$ V, $f_B = 50$ Hz)

Finalment, el model Doble gàbia_{ST-MAX-N} pot ser implementat amb PSCAD-EMTDC, que utilitza al model de doble gàbia de la Figura 2.2c. A pesar de la diferent topologia dels circuits de la Figura 2.2b i Figura 2.2c ambdós circuits són equivalents, i produeixen idèntic comportament dinàmic i funcionament de règim permanent de la màquina. En la referència [22] es demostra l'equivalència entre els dos circuit. En la darrera fila de la Taula 2.2 s'inclouen els paràmetres del model Doble gàbia_{ST-MAX-N}.

2.2.2 Generador de 2.3 MW (disseny 2)

De la mateixa manera que en el cas precedent, la Taula 2.1 conté les característiques del generador de 2.3MW donades pel fabricant. De manera anàloga al cas anterior, el fabricant també facilita dos jocs de paràmetres vàlids en

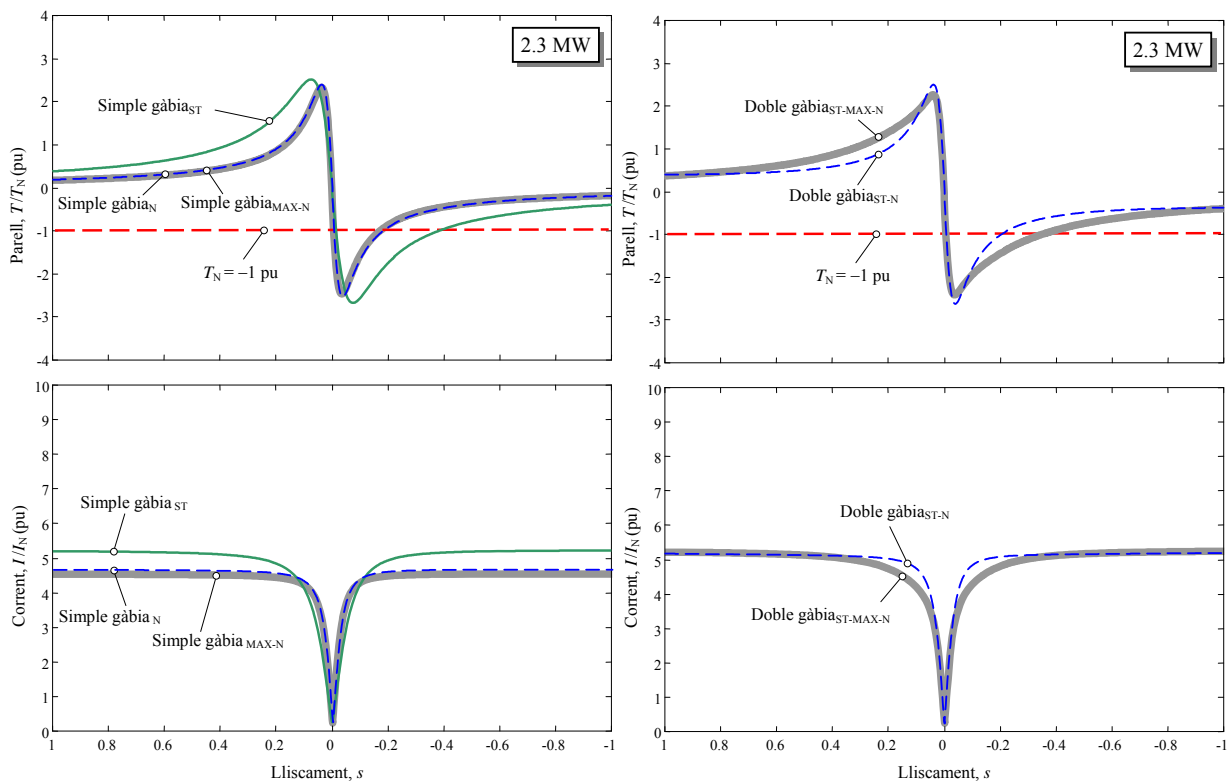


Figura 2.5 a) Corbes de parell- i corrent-lliscament pel generador de 2.3 MW modelitzat com Simple gàbia_N, el model Simple gàbia_{ST} el model Simple gàbia_{MAX-N}. b) Corbes de parell- i corrent-lliscament pel generador de 2.3 MW modelitzat com Doble gàbia_{ST-N}, i Doble gàbia_{ST-MAX-N}

lliscaments propers als sincronisme, (Simple gàbia_N), i en la zona d'arrencada (Simple gàbia_{ST}). Ambdós jocs de paràmetres es recullen en la Taula 2.3. Per a obtenir els paràmetres dels tres models restants, Simple gàbia_{MAX-N}, Doble gàbia_{ST-N} i Doble gàbia_{ST-MAX-N}, s'ha utilitzat el mateix procediment que s'ha descrit pel generador de 1.3 MW. Tots els paràmetres estimats i corbes associades per cadascun dels models es poden consular en la Taula 2.3 i la Figura 2.5.

En primer lloc, s'han calculat els paràmetres del model Simple gàbia_{MAX-N} que té el mateix parell màxim així com el parell i la corrent nominal facilitats pel fabricant. Seguidament, el model Doble gàbia_{ST-N} i els seus paràmetres han estat obtinguts a partir de $\underline{z}_0 = 0.0056 + j3.3509 \text{ pu}$, $\underline{z}_N = -0.8089 + j0.4201 \text{ pu}$ i $\underline{z}_{ST} = 0.0170 + j0.1697 \text{ pu}$. Com en el cas del generador anterior, el parell màxim predit pel model no es correspon amb el facilitat pel fabricant. Finalment els paràmetres del model Doble gàbia_{ST-MAX-N} per a la Figura 2.2a i Figura 2.2b s'han calculat per a acomplir amb totes les especificacions.

En aquest cas cal destacar la gran semblança que s'obté entre els models de simple gàbia i els de doble gàbia contràriament al que succeïa amb el generador de 1.3MW. Això significa que aquest segon generador es pot modelitzar amb un model d'una sola gàbia a pesar que un model de doble gàbia refina més els resultats, però en tot cas els resultats no difereixen tant com en el cas del primer generador.

2.2.3 Resum de l'ajust dels models

La Taula 2.4 conté un resum de les principals característiques dels cinc models analitzats prèviament. Com ja s'ha comentat anteriorment, quan es considera un ampli rang de velocitats el millor model és aquell que s'ha calculat basant-se en les dades completes del fabricant, és a dir, els parells d'arrencada i màxim, el corrent d'arrencada i les condicions nominals. Tots aquests factors s'han aconseguit aglutinar en el model anomenat Doble gàbia_{ST-MAX-N}. A pesar que això és cert en els dos generadors analitzats, el generador del disseny 2 (generador de 2.3 MW), podria ser modelat amb una simple gàbia sense incórrer en errors substancials.

La conclusió general és que el model de doble gàbia és apropiat per a màquines que tinguin un elevat parell d'arrencada i un petit lliscament nominal (alta eficiència), mentre que el model de simple gàbia és apropiat per a màquines amb un baix parell d'arrencada (i també petit lliscament nominal). A pesar d'aquesta conclusió general, en cada cas s'ha de verificar el model ja que hi poden haver màquines que tot i el seu baix parell d'arrencada requereixen d'un model de doble gàbia per ajustar no només els parells si no també els corrents.

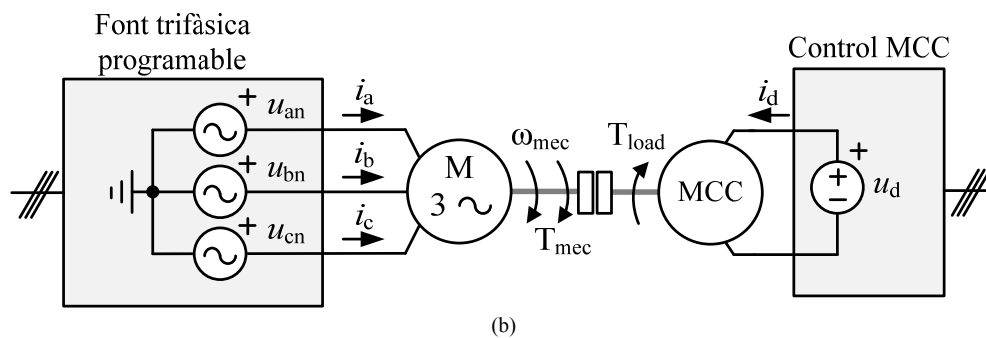
D'ara en endavant, totes les simulacions seran realitzades amb el millor dels models utilitzats, el Doble gàbia_{ST-MAX-N}, per ser breus, el model de doble gàbia. Quan sigui necessari comparar aquest model amb un de simple gàbia, el model escollit serà el Simple gàbia_{MAX-N}.

	T_{ST}/T_N	I_{ST}/I_N	T_{MAX}/T_N	T_N	I_N
Simple gàbia _N				✓	✓
Simple gàbia _{ST}	✓	✓			
Simple gàbia _{MAX-N}			✓	✓	✓
Doble gàbia _{ST-N}	✓	✓		✓	✓
Doble gàbia _{ST-MAX-N}	✓	✓	✓	✓	✓

Taula 2.4 Resum de l'ajust dels diferents models



(a)



(b)

Figura 2.6 a) Imatge del laboratori b) Esquema dels assajos per a obtenir les corbes de parell- i corrent - lliscament en règim permanent

2.3 Validació experimental

Per tal de donar validesa a l'estudi realitzat, s'ha procedit a l'assaig de diverses màquines d'inducció, tant de rotor bobinat com de gàbia d'esquirol i a l'estimació de paràmetres dels esquemes equivalents a partir de les corbes de parell- i corrent - lliscament mesurades al laboratori.

El laboratori disposa d'una bancada d'assaig on hi ha acoblades mecànicament dues màquines elèctriques tal com es pot veure a la Figura 2.6a. La primera és una màquina de corrent continu totalment controlada i que serveix com a parell de càrrega per a la segona màquina, que és la que s'ha d'assajar. Aquesta segona màquina serà la màquina d'inducció de la què s'obtidran les corbes de funcionament. La màquina a assajar s'alimenta a través d'una font programable trifàsica. Per a realitzar les mesures és disposa d'un mesurador de parell situat a l'eix mecànic, un tacòmetre digital, pinces de corrent i un oscil·loscopi digital. En la Figura 2.6b es mostra una representació esquemàtica dels equips per a realitzar els assajos.

2.3.1 Estimació de paràmetres

Per a l'estimació de paràmetres, la resistència de l'estator R_s ha estat mesurada amb el motor desconnectat. Tot i que en el model de la Figura 2.2a romanen quatre paràmetres desconeguts, només cal l'estimació de tres d'aquests paràmetres, o d'una relació entre tots quatre [27]. En aquesta tesi s'ha escollit la restricció més habitual en la literatura, $X_{sd} = X_{rd}$. El procediment d'estimació està basat en el següent procés:

- Model de simple gàbia

- Incògnites, X_{sd}, X_m, R_r
- Dades, R_s
- Restriccions, $X_{sd} = X_{rd}$
- Dades a ajustar, Assajos de parell- i corrent – lliscament

Pel que fa al model de doble gàbia de la Figura 2.2b, conté sis paràmetres no coneguts, però només cinc d'aquets paràmetres són independents, per això s'ha escollit la restricció $X_{sd} = X_{2d}$.

- Model de doble gàbia
 - Incògnites, $X_{sd}, X_m, R_1, X_{1d}, R_2$
 - Dades, R_s
 - Restriccions, $X_{sd} = X_{2d}$
 - Dades a ajustar, Assajos de parell- i corrent - lliscament

2.3.2 Algorisme de mínims quadrats per a l'estimació de paràmetres

En aquesta tesi, els paràmetres de tots els models s'han estimat amb una funció de MATLAB basada en mínims quadrats. Els errors entre les estimacions i les dades mesurades s'escriuen en valors relatius respecte a la mesura.

$$\varepsilon_{xi} = \left| \frac{x_i \text{ estimat} - x_i \text{ mesurada}}{x_i \text{ mesurada}} \right|. \quad (23)$$

La funció error a ser optimitzada és un vector columna $[\mathbf{F}]$ compost per les funcions escalars d'error, on els pesos de cada una d'aquestes funcions (w_i) es poden modificar si és necessari.

$$[\mathbf{F}] = \begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \end{bmatrix} \quad \text{essent: } F_1 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N w_i \varepsilon_{\text{parell } i}$$

$$F_2 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N w_i \varepsilon_{\text{corrent } i} \quad (24)$$

$$w_i = 1.$$

L'algorisme de mínims quadrats minimitza l'error residual en norma 2.

$$\text{Error residual (\%)} = \|\mathbf{F}\|_2 = 100 \cdot \left(\sum_{i=1}^2 F_i^2 \right)^{1/2}. \quad (25)$$

Motor	P_N (kW)	U_N (V)	f_N (Hz)	FP_N	ω_N (r/min)	η_N (%)	T_{MAX}/T_N	T_{ST}/T_N	I_{ST}/I_N
#1	2.2	400	50	0.71	940	78	2.3	1.9	4.5
#2	2.2	400	50	0.78	1450	86	4.6	4.0	8.5
#3	2.2	400	50	0.78	1430	82	2.9	2.4	5.5
#4	1.5	400	50	0.71	950	0.8	2.3	1.7	3.9
#5	4	400	50	0.8	1440	0.81	2.6	2.3	6.4
#6	4	400	50	0.75	1445	0.84	3.4	3.1	7.3
#7	2.2	400	50	0.70	925	0.69	2.1	1.1	2.9

Taula 2.5 Característiques dels motors assajats

Motor	Simple gàbia					Doble gàbia						
	r_s	x_{sd}	x_m	r_r	x_{rd}	r_s	x_{sd}	x_m	r_1	x_{1d}	r_2	x_{2d}
#1	0.0397	0.0725	1.3530	0.0319	0.0725	0.0397	0.0707	1.2478	0.0379	0.1707	0.0687	0.0707
#2	0.0297	0.0492	1.3884	0.0234	0.0492	0.0297	0.0415	1.3884	0.0219	0.0811	0.0966	0.0415
#3	0.0430	0.0722	1.3852	0.0314	0.0722	0.0430	0.0585	1.3852	0.0354	0.1828	0.0666	0.0585
#4	0.0422	0.0744	1.1252	0.0336	0.0744	0.0422	0.0681	1.1258	0.0543	0.2342	0.0667	0.0681
#5	0.0350	0.0617	1.1093	0.0262	0.0617	0.0350	0.0567	1.5512	0.0255	0.0767	0.2755	0.0567
#6	0.0244	0.0507	1.5512	0.0238	0.0507	0.0244	0.0498	1.5366	0.0262	0.0980	0.0761	0.0498
#7	0.0256	0.0701	1.2364	0.0378	0.0701	0.0256	0.0751	0.9220	0.0601	0.1051	0.0697	0.0751

 Taula 2.6 Paràmetres en pu per als models de simple i doble gàbia dels motors assajats ($S_B = S_N$, $U_B = U_N$)

Per a evitar valors negatius dels paràmetres estimats, es recomana forçar que tots els paràmetres són sempre positius.

2.3.3 Predicció del comportament de la màquina

Amb la informació recopilada en els assajos, s'ha procedit a estimar els paràmetres dels esquemes equivalents de la Figura 2.2a,b per a cada una de les màquines assajades amb el procediment descrit en l'apartat anterior. En total

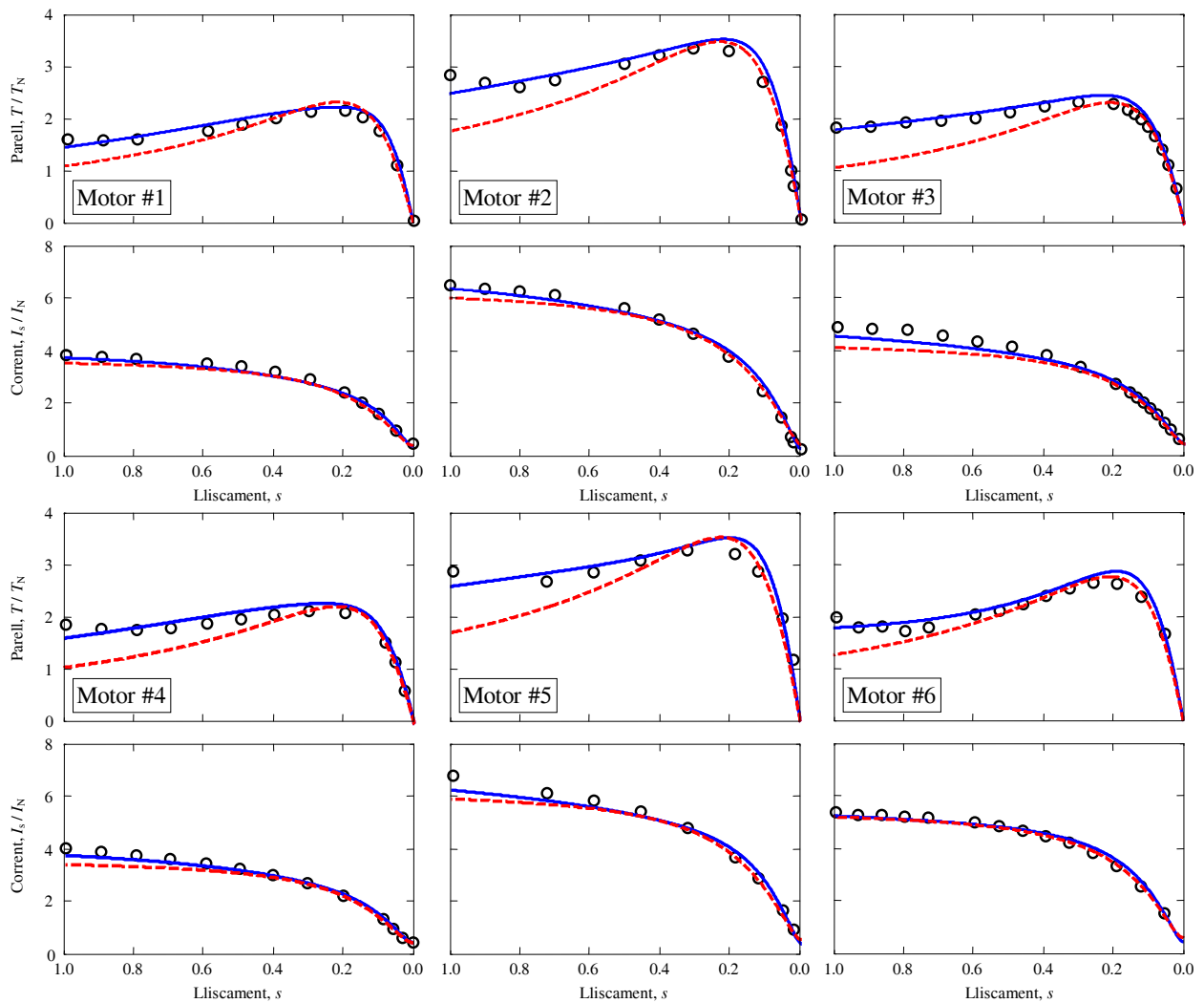


Figura 2.7 Corbes parell- i corrent - lliscament mesurades dels diferents motors assajats i calculades a partir dels paràmetres estimats per als models de simple gàbia (vermell discontinu) i doble gàbia (blau continu).

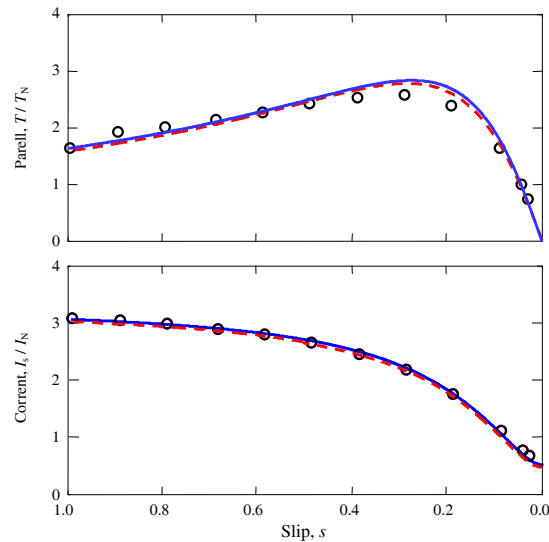


Figura 2.8 Corbes parell- i corrent - lliscament mesurades del motor de rotor bobinat i calculades a partir dels paràmetres estimats per als models de simple gàbia (vermell discontinu) i doble gàbia (blau continu).

s'han assajat un total de set màquines d'inducció, sis de gàbia d'esquirol (màquines de la #1 a la #6) i una de rotor bobinat (màquina #7). Les característiques del fabricant de cada una de les màquines es poden consultar a la Taula 2.5. El resultat dels assajos així com les corbes obtingudes a partir dels paràmetres estimats es mostren a la Figura 2.7, Figura 2.8 i la Taula 2.6.

A partir dels resultats obtinguts en el laboratori i la modelització realitzada es pot concloure que la màquina d'inducció de rotor bobinat és la única que pot ser modelitzada amb l'esquema d'una sola gàbia de la Figura 2.2a. Els motors assajats de gàbia d'esquirol tenen un parell d'arrencada elevat, això comporta que únicament el model de doble gàbia de la Figura 2.2b sigui vàlid per a la seva caracterització completa. Aquests resultats estan en consonància amb l'estudi teòric anterior i li donen validesa.

3 Efectes de la saturació en el motor de gàbia d'esquirol

Habitualment el comportament dinàmic i en règim permanent de la màquina d'inducció es modela mitjançant els models de simple i doble gàbia amb paràmetres constants com ja s'ha analitzat en el capítol anterior. Com la màquina d'inducció real és en essència un dispositiu no lineal, aquests paràmetres poden sofrir variacions en els diferents punts de treball i deixar de ser constants.

Un dels fenòmens no lineals més estudiats és la saturació. La saturació de la màquina d'inducció es manifesta en les següents situacions:

- 1) Aparició de corrents distorsionades quan la tensió aplicada a l'estator és superior a la nominal (1.3 vegades la tensió nominal requereix corrents magnetitzants distorsionades de l'ordre de dues vegades la corrent nominal [28][29]).
- 2) Saturació de les dents per les elevades densitats del flux magnètic durant el procés d'arrencada [15][16].

A la literatura es troben diverses modelitzacions de la màquina saturada. Per a motors connectats directament a la xarxa es poden trobar models de doble o triple gàbia [15][17] amb les reactàncies de dispersió saturades, amb la reactància magnetitzant saturada [29], o en el model de simple gàbia [16][30] amb totes les reactàncies saturades. Quan s'estudien màquines controlades amb tècniques d'orientació de camp, la saturació de la reactància magnetitzant s'ha de tenir en compte degut a la desintonització dels controladors [18][28], però també es poden trobar models amb totes les reactàncies saturades [31]. L'efecte no lineal de la saturació molts cops es comprova mitjançant els assajos de buit i curtcircuit de la màquina a diferents tensions/corrents [16][18][29][30][31]. Tanmateix només un autor mostra l'efecte de la saturació en corbes parell- i corrent - velocitat a dos nivells de tensió [15]. Finalment altres alternatives per analitzar la saturació són, l'ús de tècniques en elements finits [32], mesures en el domini de la freqüència [33] o l'ús de dades del disseny de la màquina [15].

En aquest capítol s'analitzarà la saturació de la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol a través d'exhaustius assajos de laboratori en tres motors diferents. S'analitzaran els resultats obtinguts de (i) les corbes de parell- i corrent - velocitat a tres tensions d'alimentació diferents, (ii) mesura de la impedància de curtcircuit a diferents corrents, i finalment (iii) l'assaig de buit a diferents tensions. A partir de les dades recollides en els assajos, i de l'anàlisi de la saturació en les diferents reactàncies dels models de màquina d'inducció del capítol anterior es determinarà el model de màquina saturada més senzill que dona resultats acceptables.

Motor	Tamany carcassa	Eficiència	Pes (kg)	Parell per kg (Nm/kg)	Aïllament tipus	Augment de temperatura en càrrega nominal ΔT / Marge seguretat
#1	100 L	IE1	26	0.86	F	79°C / 26°C
#2	100 L	IE2	25	0.58	F	37°C / 68°C
#3	100 L	IE1	21	0.70	F	58°C / 47°C

NOTA.- Les temperatures màximes per a l'aïllament classe F són: ambient 40°C, augment 105°C, marge 10°C.

Taula 3.1 Dades constructives

3.1 Mesures de laboratori

Els motors de gàbia d'esquirol #1, #2 i #3 de la descrits en la Taula 2.5 s'han assajat en aquest capítol. Tots tres unitats són d'ús general, d'alumini i totalment encapsulats, la Taula 3.1 resumeix les principals característiques constructives a les que s'ha tingut accés. A pesar que els tres motors tenen la mateixa potència assignada i utilitzen la mateixa carcassa, es pot veure com el motor #2 té el menor ràtio parell/kilogram, resultant en una major eficiència (86%, eficiència IE2). Tanmateix, aquesta mida de carcassa és reduïda per un motor de tres parells de pols com ho és el motor #1 (la mida per a un motor de tres parells de pols hauria de ser la 112M), resultant en un ràtio parell/kilogram més elevat i una eficiència menor (78%, IE1). Com a conseqüència, el motor #2 té un marge de seguretat més elevat que el motor #1 en quant a la temperatura, fet que s'ha de tenir en consideració alhora de realitzar els assajos al laboratori.

Per a realitzar l'estudi complet de la saturació de la màquina s'han realitzat tres assajos a cada motor, (i) assajos de parell- i corrent - velocitat a tres tensions d'alimentació diferents, (ii) assaig de curtcircuit a diferents corrents d'alimentació, i (iii) assaig de buit a diferents tensions.

3.1.1 Assaig I – Corbes de parell- i corrent - velocitat a diferents tensions

En aquest assaig, per a cada un dels punts de règim permanent (velocitat fixada per la màquina de continua) s'ha enregistrat el parell i el corrent a tres nivells de tensió diferents: a) tensió nominal, b) 0.57 vegades la tensió nominal, que es correspon a un nivell de saturació mitja, i c) 0.25 vegades la tensió nominal que es correspon a un nivell de poca saturació de la màquina.

Degut a les elevades corrents que circulen per la màquina en la majoria dels punts analitzats, la temperatura del motor ha d'estar controlada per prevenir danys en l'aïllament de la màquina i minimitzar els efectes sobre els paràmetres elèctrics.

La Taula 3.1 conté els increments de temperatura en càrrega nominal donats pel fabricant. En els diferents assajos realitzats la temperatura de l'estator s'ha controlat mitjançant un termoparell, i les mesures de corrent i parell només s'han donat per vàlides quan la temperatura estava dins del marge $\Delta T \pm 10^\circ\text{C}$. En cas que la temperatura quedés fora d'aquest rang es procedí a la operació del motor en càrrega o en buit per tal de permetre l'augment o el descens de

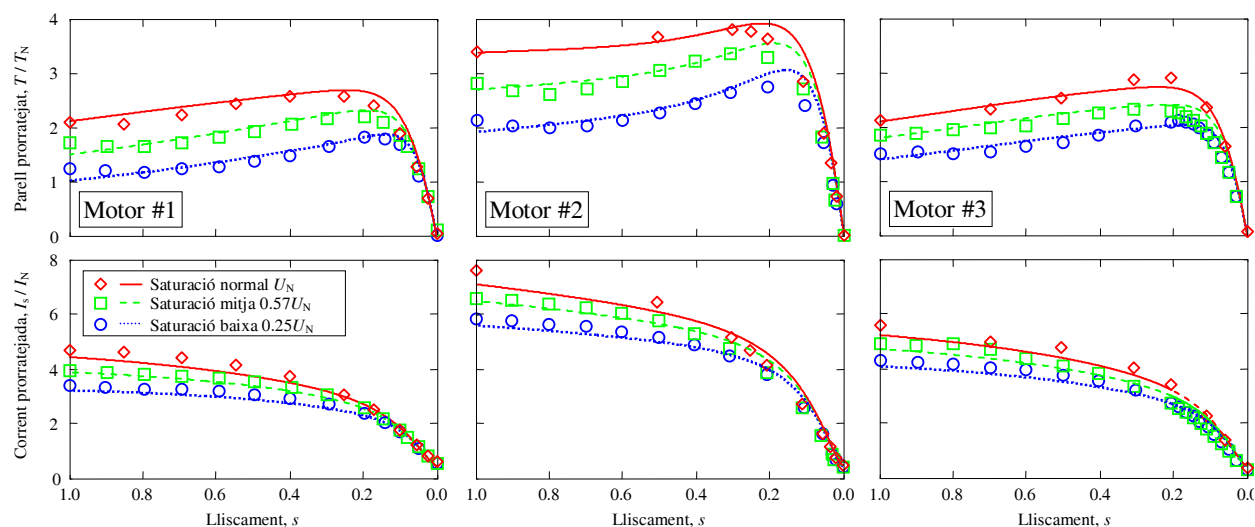


Figura 3.1 Assaig I: Mesures proratejades i predites pels models amb paràmetres estimats constants per a cada nivell de tensió.

la temperatura fins al valor desitjat.

Per comparar les mesures de tensió i corrent a tensions reduïdes amb les obtingudes a tensió nominal, les primeres s'han de prorratejar [15]:

$$T_{\text{prorratejat}} = T_{\text{mesurat}} \left(\frac{U_N}{U_{\text{mesurada}}} \right)^2$$

$$I_{\text{prorratejada}} = I_{\text{mesurada}} \frac{U_N}{U_{\text{mesurada}}}$$
(26)

Les mesures prorratejades per als tres nivells de tensió s'han representats amb cercles a la Figura 3.1. Es pot veure com les mesures per a una mateixa velocitat són diferents per la saturació. Inicialment, es poden treure les següents conclusions:

1. La saturació de la màquina provoca un augment del parell i del corrent
2. L'augment del parell és superior a l'augment del corrent

3.1.2 Assaig II – Assaig de rotor bloquejat a diferents nivells de corrent

En aquest assaig la màquina té el rotor bloquejat, és a dir, $s = 1$, i l'estator és alimentat a corrent nominal. La relació entre la tensió aplicada i el corrent mesurat és la impedància de curtcircuit. Aquesta impedància pot ser considerada una aproximació de les reactàncies de l'estator i el rotor dels circuits de la Figura 2.2b

$$\text{DG1: } Z_{\text{SC}} \approx |R_s + jX_{\text{sd}} + jX_{2d} + R_2| \approx X_{\text{sd}} + X_{2d}$$

$$\text{DG2: } Z_{\text{SC}} \approx |R_s + jX_{\text{sd}} + jX_{12} + R_1| \approx X_{\text{sd}} + X_{12}$$
(27)

Per caracteritzar la no linealitat de les reactàncies esmentades, el test estàndard de curtcircuit s'ha modificat i s'ha alimentat la màquina amb diferents corrents d'estator que van des de $0.2I_N$ a $7I_N$. Desafortunadament el grau de saturació individual de cada una de les reactàncies no pot ser determinat mitjançant aquest test. A falta de informació més detallada, la saturació mesurada es pot associar arbitràriament a qualsevol de les reactàncies

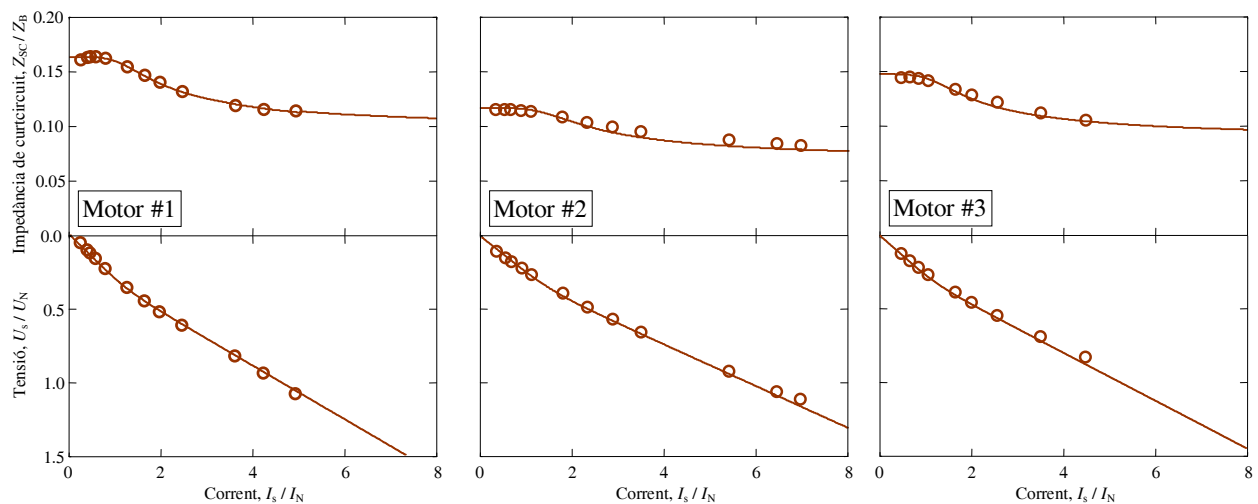


Figura 3.2 Assaig II: Mesures i estimació per al test de rotor bloquejat a diferents nivells de corrent

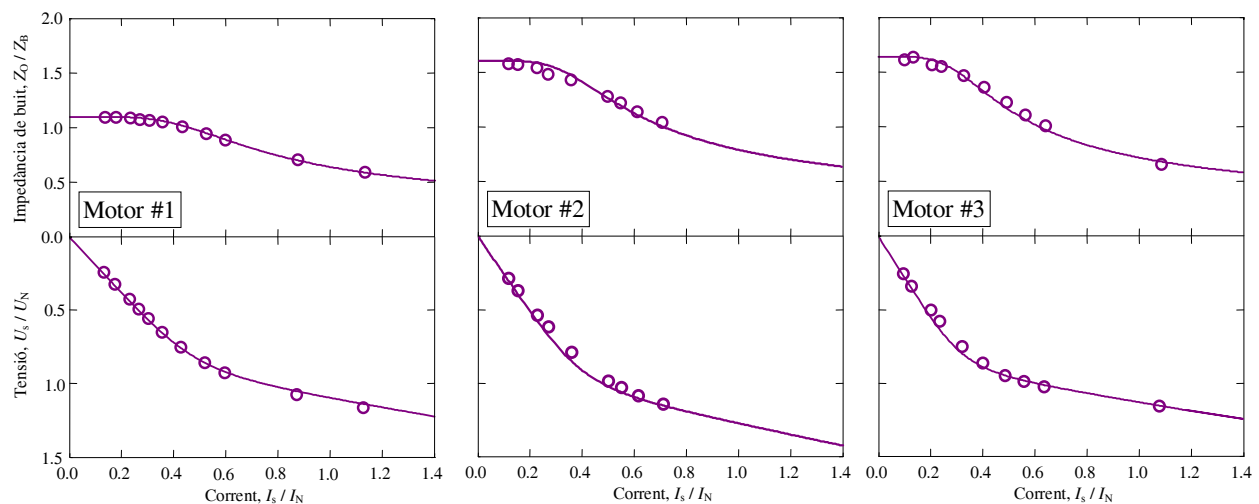


Figura 3.3 Assaig III: Mesures i estimació per a l'assaig de buit a diferents nivells de tensió

anteriors o a combinacions entre elles.

Les mesures realitzades en aquest assaig es mostren a la Figura 3.2. En la mateixa figura també s'hi inclouen els valors predits (en línia sòlida) que seran tractats en punts posteriors.

3.1.3 Assaig III – Assaig de buit a diferents tensions

En l'assaig de buit el motor gira a velocitat síncrona ($s = 0$) i és alimentat usualment a tensió nominal. La relació entre la tensió aplicada i la corrent mesurada s'anomena impedància de buit, i es pot considerar una aproximació de la reactància magnetitzant dels circuits de la Figura 3.3.

$$Z_0 \approx |R_s + jX_{sd} + jX_m| \approx X_m \quad (28)$$

Per tal de caracteritzar la saturació de la reactància magnetitzant, l'assaig s'ha repetit per diferents tensions de l'estator, des de $0.1U_N$ fins a $1.3U_N$.

Les mesures obtingudes així com els valors predits es mostren en la Figura 3.3. La pronunciada no linealitat de la reactància magnetitzant (especialment per als motors #1 i #3) contrasta amb la poca variació mesurada en la impedància de curtcircuit.

3.2 Estimació dels paràmetres del model lineal per a tots els nivells de saturació

L'objectiu d'aquesta secció és l'estimació d'un joc de paràmetres pel model de doble gàbia de la Figura 2.2b,c per poder predir el comportament de la màquina mesurat per a cada nivell de tensió. És a dir, s'estimarà un joc de paràmetres per a cada una de les corbes mesurades de la Figura 3.1. El procediment per a realitzar l'estimació dels paràmetres és el ja presentat en el l'apartat 2.3.1. Els paràmetres resultants del procés d'estimació en cada cas es recullen a la Taula 3.2 i s'han representat amb línies contínues en la Figura 3.1.

3.3 Funció de saturació magnètica

En aquest treball la saturació no s'ha introduït a nivell de camp magnètic (B, H) si no com a efecte en les mesures dels assajos realitzats, i s'ha considerat que la saturació depèn del corrent que circula en l'element.

Motor	Saturació	Paràmetres Model DG1						Paràmetres Model DG2						
		r_s	$x_{sd} = x_{2d}$	x_m	r_1	x_{1d}	r_2	r_s	x_{sd}	x_m	x_{12}	r_1	r_2	x_{2d}
#1	Baixa	0.0397	0.0930	1.3451	0.0334	0.1930	0.0740	0.0397	0.0930	1.3451	0.0628	0.0372	0.0603	0.2596
	Mitja	0.0397	0.0707	1.2478	0.0379	0.1707	0.0687	0.0397	0.0707	1.2478	0.0500	0.0376	0.0697	0.2430
	Normal	0.0397	0.0545	1.2221	0.0385	0.1545	0.0711	0.0397	0.0545	1.2221	0.0403	0.0415	0.0628	0.1988
#2	Baixa	0.0297	0.0608	1.4000	0.0219	0.0813	0.0966	0.0297	0.0608	1.4000	0.0331	0.0387	0.0335	0.0814
	Mitja	0.0297	0.0415	1.3884	0.0219	0.0811	0.0966	0.0297	0.0415	1.3884	0.0305	0.0420	0.0314	0.0785
	Normal	0.0297	0.0302	1.3521	0.0219	0.0807	0.0966	0.0297	0.0302	1.3521	0.0273	0.0463	0.0293	0.0763
#3	Baixa	0.0430	0.0812	1.3962	0.0354	0.2028	0.0666	0.0430	0.0812	1.3962	0.0482	0.0407	0.0535	0.2456
	Mitja	0.0430	0.0585	1.3852	0.0354	0.1828	0.0666	0.0430	0.0585	1.3852	0.0470	0.0391	0.0565	0.2306
	Normal	0.0430	0.0451	1.3736	0.0354	0.1624	0.0666	0.0430	0.0451	1.3736	0.0455	0.0373	0.0607	0.2172

 Taula 3.2 Paràmetres lineals estimats en pu ($S_B = P_N$, $U_B = U_N$) pels models de doble gàbia DG1 i DG2 a cada nivell de tensió

Clàssicament, en la literatura [15][16] per tal de modelitzar la saturació s'ha utilitzat una funció que depèn de dos paràmetres:

$$\begin{aligned}
 X(I) &= X_{\text{UNSAT}} && \text{si } (I/I_{\text{SAT}}) < 1 \\
 X(I) &= (2/\pi) [\alpha + 0.5 \sin(2\alpha)] X_{\text{UNSAT}} && \text{si } (I/I_{\text{SAT}}) > 1
 \end{aligned} \tag{29}$$

On:

- X_{UNSAT} és el valor de la reactància en la zona lineal
- I_{SAT} és el valor rms en què la saturació s'inicia, i
- $\alpha = \arcsin(I/I_{\text{SAT}})$

Tanmateix, en aquest treball s'ha introduït una funció alternativa adaptada d'una altra funció utilitzada en treballs anteriors [35]

$$X(I) = \frac{X_{\text{UNSAT}} - X_{\text{SAT}}}{\left(1 + \left(\frac{I}{I_{\text{SAT}}}\right)^p\right)^{1/p}} + X_{\text{SAT}} \tag{30}$$

On:

- X_{SAT} és el valor de la reactància en la zona saturada, i
- p és un factor que afecta a la forma de la corba
- En la Figura 3.4 s'il·lustra la influència dels paràmetres mencionats en la forma de les corbes reactància- i tensió-corrent per a les (29) i (30). Com es pot observar la corba de la literatura presenta certes mancances: (i) X_{SAT} no és modificable, (ii) La curvatura en la zona saturada és nul·la (i difereix de la realitat), finalment (iii) la funció no és diferenciable en el punt I_{SAT} , fet que la invalida per a la seva utilització en treballs amb model dinàmics.

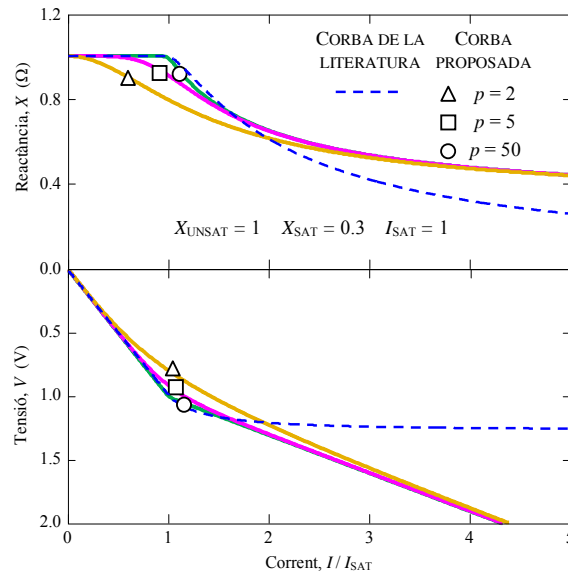


Figura 3.4 Influència dels paràmetres de la corba de saturació proposada i comparativa amb la de la literatura

La bondat de la funció proposada per a modelitzar el comportament saturat de la màquina queda reflectit en la

Figura 3.2 i la Figura 3.3 on s'han inclòs en línia contínua l'ajust realitzat en els assajos II i III amb la funció de saturació presentada en aquest capítol.

3.4 Anàlisi de la saturació en cada una de les reactàncies

En el cas de considerar un model no lineal, les reactàncies ja no romandran constants si no que n'hi haurà una o diverses que seran variables. L'objectiu d'aquest estudi no és determinar unívocament cada una de les reactàncies del model de la Figura 2.2 ja que això requeriria d'informació sobre el disseny de la màquina, però si caracteritzar la mínima reactància no lineal que prediria el comportament de la saturació mesurat en el laboratori.

El mètode que s'ha aplicat és el següent. Una reactància ha estat modelitzada com a no lineal i s'assumeix que és desconeguda, mentre la resta de reactàncies es consideren lineals i conegudes (en base als valors de poca saturació de la Taula 3.2. Aleshores, la no linealitat s'ha estimat a partir dels tres assajos als que s'ha sotmès cada màquina.

Motor	Model	Reactàncies no lineals	Incògnites	Dades	Assig
1	DG1	X_m	X_{SAT}, p, I_{SAT}	$R_s, X_{sd}, X_m UNSAT, R_1, X_{1d}, R_2, X_{2d}$	I, II, III
	DG2	X_m		$R_s, X_{sd}, X_m UNSAT, X_{12}, R_1, R_2, X_{2d}$	
	DG1	X_{sd}		$R_s, X_{sd UNSAT}, X_m, R_1, X_{1d}, R_2, X_{2d}$	
		X_{1d}		$R_s, X_{sd}, X_m, R_1, X_{1d UNSAT}, R_2, X_{2d}$	
		X_{2d}		$R_s, X_{sd}, X_m, R_1, X_{1d}, R_2, X_{2d UNSAT}$	
	DG2	X_{sd}		$R_s, X_{sd UNSAT}, X_m, X_{12}, R_1, R_2, X_{2d}$	I, II
		X_{12}		$R_s, X_{sd}, X_m, X_{12 UNSAT}, R_1, R_2, X_{2d}$	
		X_{2d}		$R_s, X_{sd}, X_m, X_{12}, R_1, R_2, X_{2d UNSAT}$	
2	DG1	X_{sd}, X_{1d}	$X_{SAT1}, p_1, I_{SAT1},$	$R_s, X_{sd UNSAT}, X_m, R_1, X_{1d UNSAT}, R_2, X_{2d}$	
	DG2	X_{sd}, X_{12}	X_{SAT2}, p_2, I_{SAT2}	$R_s, X_{sd UNSAT}, X_m, X_{12 UNSAT}, R_1, R_2, X_{2d}$	
3	DG1	X_{sd}	X_{SAT}, p, I_{SAT}	$R_s, X_{sd UNSAT}, X_m, R_1, X_{1d}, R_2, X_{2d}$	

Taula 3.3 Resum d'estimacions realitzades per als diferents models de màquina d'inducció

Model	Reactància no lineal	X_{UNSAT} (pu)	p	I_{SAT}/I_N	X_{SAT}/X_{UNSAT}	Validesa
M O T O R # 1						
DG1/2	X_m	1.3451	4.49	0.60	0.1060	×
DG1	X_{sd}	0.0930	4.17	1.21	0.1092	✓
DG1	X_{1d}	0.1930	4.18	0.71	0.0727	×
DG1	X_{2d}	0.0930	4.17	0.79	0.0658	×
DG1	X_{sd} i	0.0930	4.10	1.23	0.1493	✓
	X_{1d}	0.1930	4.12	1.06	0.4278	
DG2	X_{sd}	0.0930	4.11	1.12	0.0804	✓
DG2	X_{12}	0.0628	4.18	0.83	0.1196	×
DG2	X_{2d}	0.2596	4.16	0.82	0.1075	×
DG2	X_{sd} i	0.0930	4.15	1.22	0.2605	✓
	X_{12}	0.0628	4.26	1.14	0.6465	
M O T O R # 2						
DG1	X_{sd}	0.0608	4.22	1.82	0.2121	✓
DG1	X_{sd} i	0.0608	5.18	1.89	0.3612	✓
	X_{1d}	0.0813	5.59	2.31	0.4706	
DG2	X_{sd}	0.0608	4.42	1.93	0.1924	✓
DG2	X_{sd} i	0.0608	4.97	1.81	0.4356	✓
	X_{12}	0.0331	4.79	1.92	0.5438	
M O T O R # 3						
DG1	X_{sd}	0.0812	4.24	1.41	0.3312	✓
DG1	X_{sd} i	0.0812	4.33	1.34	0.3597	✓
	X_{1d}	0.2028	4.21	1.29	0.0613	
DG2	X_{sd}	0.0812	4.03	1.38	0.1803	✓
DG2	X_{sd} i	0.0812	4.25	1.43	0.4394	✓
	X_{12}	0.0482	4.23	1.34	0.5121	

Taula 3.4 Resum dels paràmetres estimats ($S_B = P_N$, $U_B = U_N$) i validesa/invalidesa per predir el comportament mesurat

Aquest procediment s'ha repetit per a cada una de les reactàncies dels dos models de màquina analitzats.

En aquest apartat es presenten els resultats d'haver aplicat el mètode exposat per tal de trobar la mínima reactància no lineal per a tots els casos possibles que els models permeten. El procés d'estimació en cada cas es basa en les dades i incògnites recollits en la Taula 3.3.

Cal mencionar que en tots els casos les incògnites són X_{SAT} , p i I_{SAT} ja que el valor X_{UNSAT} es pren de les dades de baixa saturació de la Taula 3.2.

3.4.1 Models DG1 i DG2 amb reactància magnetitzant no lineal

Els dos primers casos analitzats corresponen a l'anàlisi de la reactància $X_m(I_m)$ que té el mateix comportament pels dos models. Els paràmetres estimats estan a la Taula 4.2. Les dades predites per aquesta reactància no lineal per als assajos I, II i III (parell-lliscament, corrent-lliscament, impedància de curtcircuit i impedància de buit) s'han representat en la Figura 3.5, i els errors promitjats comesos es mostren en la Taula 3.5. En aquest cas s'ha de remarcar com (i) les corbes predites de parell i corrent en funció del lliscament per als tres nivells de tensió estan superposades el que indica que l'estimació no és correcta, (ii) l'estimació de la impedància de curtcircuit també és errònia i (iii) s'assoleix un bon ajust en l'assaig de buit.

A partir d'aquests resultats aparentment la saturació de la reactància X_M té un efecte negligible en les corbes de parell i corrent-lliscament mentre la tensió d'alimentació de la màquina sigui igual o inferior a la tensió nominal i no hi ha afectació en la corba estimada de la impedància de curtcircuit.

Model	Reactància no lineal	Error en el parell %			Error en el corrent %			Error residual %
		LS	MS	NS	LS	MS	NS	
M O T O R # 1								
DG1/2	X_m	7.46	19.10	29.75	3.74	12.33	19.68	28.26
DG1	X_{sd}	8.08	5.27	5.56	2.98	2.93	5.93	2.34
DG1	X_{1d}	7.53	17.99	25.46	3.62	9.01	11.41	12.34
DG1	X_{2d}	7.51	12.01	19.12	3.64	11.21	18.33	12.25
DG1	X_{sd}^i X_{1d}	8.05	4.46	4.06	3.02	2.60	2.89	1.55
DG2	X_{sd}	8.59	9.81	6.74	2.37	4.02	3.93	2.28
DG2	X_{12}	8.15	6.61	12.76	2.99	5.18	11.59	13.70
DG2	X_{2d}	7.46	19.12	29.88	3.74	12.33	19.72	28.28
DG2	X_{sd}^i X_{12}	8.12	6.92	6.22	2.94	3.20	4.84	2.60
M O T O R # 2								
DG1	X_{sd}	11.75	11.75	4.51	4.13	7.32	5.55	3.61
DG1	X_{sd}^i X_{1d}	10.89	9.81	5.67	4.60	6.86	5.19	3.40
DG2	X_{sd}	11.34	11.05	4.32	4.35	7.09	5.39	7.14
DG2	X_{sd}^i X_{12}	11.25	11.82	4.08	4.39	7.14	5.27	3.53
M O T O R # 3								
DG1	X_{sd}	6.48	7.37	9.58	7.15	8.84	6.57	7.01
DG1	X_{sd}^i X_{1d}	6.66	7.06	5.69	7.23	10.05	3.97	3.72
DG2	X_{sd}	6.42	6.54	7.88	7.10	9.28	7.01	9.66
DG2	X_{sd}^i X_{12}	6.49	7.39	10.12	7.17	8.89	7.26	5.33

Taula 3.5 Error total promig en predicció de corbes parell- i corrent-lliscament per als diferents models no lineals i nivells de saturació analitzats.

Degut a la equivalència entre els models lineals DG1 i DG2, les conclusions extretes en el paràgraf anterior també són vàlides per al model DG2.

Que la influència de la saturació en la reactància X_M en el parell i la corrent sigui negligible es pot justificar fàcilment amb les corbes de la Figura 3.5b. En aquesta figura es pot veure la tensió (per fase) aplicada a la reactància X_M en cada punt de funcionament de l'assaig I. Cal fixar-se com aquesta tensió es manté en tots els casos per sota de 0.9 vegades la tensió nominal per fase, per tant X_M es pot considerar lineal en l'assaig I d'acord amb les corbes de saturació de la Figura 3.3. Per tant mentre la tensió aplicada a l'estator de la màquina sigui igual o inferior a la nominal X_M es pot considerar constant per a tots els lliscaments.

Com que la tensió de l'estator de l'assaig I és igual o inferior a la tensió nominal, les dades de l'assaig III (impedància de buit) no es consideraran en l'estudi de la resta de reactàncies.

3.4.2 Model DC1 amb reactàncies de dispersió no lineals

En primer lloc s'ha analitzat la reactància de dispersió de l'estator, $X_{sd}(I_s)$. La reactància $X_{sd}(I_s)$ estimada per al motor #1 es mostra en la segona fila de la Taula 3.4, mentre les dades calculades amb aquesta reactància amb els assajos I i II s'han representat amb línies en la Figura 3.6 i els errors comesos en la Taula 3.5.

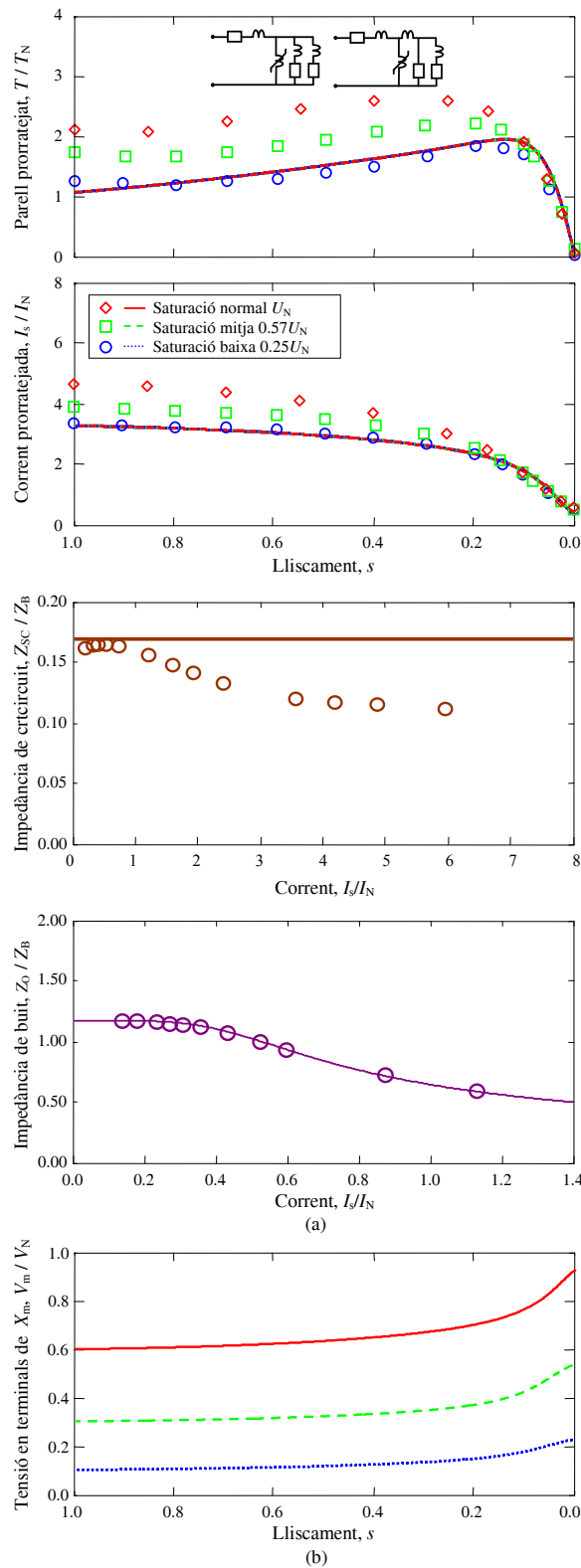


Figura 3.5 Motor #1, models DG1 and DG2 (a) Corbes parell - lliscament, corrent- lliscament, impedància de curtcircuit-, impedància de buit - corrent considerant X_M no lineal, (b) Tensions aplicades durant el test I a la reactància magnetitzant per a lliscament.

En aquest cas cal remarcar l'excel·lent ajust que existeix entre les dades de parell i corrent calculades, i les mesures del laboratori. En altres paraules, la saturació de la reactància de dispersió de l'estator té una forta influència en les corbes de parell i corrent-lliscament, és a dir, el parell i la corrent prorratejades augmenten amb la

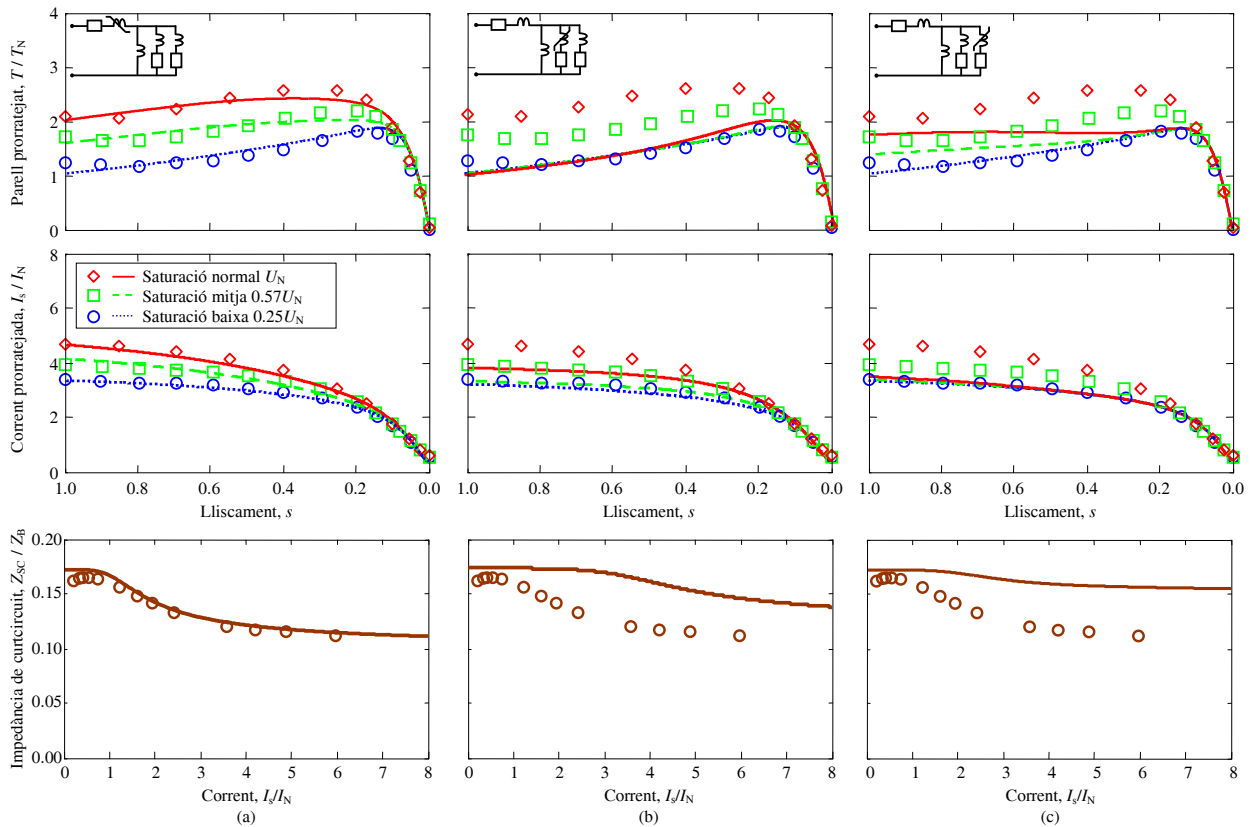


Figura 3.6 Motor #1, model DG1 Corbes parell-, corrent-lliscament i impedància de curtcircuit considerant no lineals (a) la reactància de dispersió de l'estator, (b) la reactància interna de dispersió del rotor, i (c) la reactància externa de dispersió del rotor

tensió aplicada a la màquina. Per altra banda cal veure com també la impedància de curtcircuit mesurada i la predita s'ajusten gairebé perfectament.

En segon lloc s'ha analitzat la reactància $X_{1d}(I_1)$. La reactància $X_{1d}(I_1)$ estimada per al motor #1 es mostra en la tercera fila de la Taula 3.4, mentre les dades calculades amb aquesta reactància amb els assajos I i II s'han representat amb línies en la Figura 3.6b i els errors comesos en la Taula 3.5.

En aquest cas, a partir dels resultats obtinguts es pot deduir que la saturació de la reactància de dispersió d'aquesta gàbia no té influència en la zona del parell d'arrencada ja que el parell produït per aquesta gàbia en aquesta zona és molt petit. El model si que prediu un lleuger increment de les corrents i del parell màxim en presència de tensions més elevades. Observant la corba de la impedància de curtcircuit es pot veure com la saturació d'aquesta gàbia no és suficient com per a predir correctament la impedància mesurada.

Finalment, la reactància $X_{2d}(I_2)$ estimada per al motor #1 es mostra en la quarta fila de la Taula 3.4, mentre les dades calculades amb aquesta reactància amb els assajos I i II s'han representat amb línies en la Figura 3.6c i els errors comesos en la Taula 3.5.

De l'anàlisi dels resultats obtinguts es pot concloure que la saturació de la gàbia exterior del model només té una lleugera afectació en els parells propers a l'arrencada. Tanmateix, aquest efecte no s'ha traslladat a les corrents que es mantenen pràcticament constants. De nou, la impedància de curtcircuit estimada en aquest cas tampoc no es correspon amb la mesurada en els assajos.

3.4.3 Model DG2 amb reactàncies de dispersió no lineals

En aquesta subsecció s'analitzen les reactàncies de dispersió del model DG2, és a dir, $X_{sd}(I_s)$, $X_{12}(I_{12})$ i $X_{2d}(I_2)$. Com els resultats són molt semblants als del cas anterior només es farà un breu resum de les conclusions extretes.

La Taula 3.4, conté les tres reactàncies no lineals (files 7, 8 i 9 respectivament), mentre que les dades predites en els tests I i II s'han representat amb línies en la Figura 3.7. Els errors comesos en la estimació s'han recollit en la Taula 3.5.

En primer lloc s'ha analitzat la reactància de dispersió de l'estator, $X_{sd}(I_s)$. Degut a la equivalència entre el model DG2 i DG1, els resultats obtinguts són idèntics que en el cas anterior, és a dir, s'obté un bon ajust entre les mesures i els valors predits pel model.

La següent reactància no lineal analitzada és la reactància mútua de dispersió del rotor $X_{12}(I_{12})$. En aquest cas tot i que el model preveu un increment dels valors de parell i corrent aquests no són suficients com en el cas anterior per assolir un ajust complet.

Finalment la influència de la reactància de dispersió de la gàbia externa, $X_{2d}(I_2)$, és a diferència del model DG1 gairebé inapreciable, i no aconsegueix ajustar cap de les corbes.

3.4.4 Models DG1 i DG2 amb dues reactàncies no lineals

A pesar dels bons resultats obtinguts en els casos anteriors amb la saturació de la reactància de dispersió de l'estator, en aquesta secció s'analitza la possibilitat d'incloure més d'una reactància no lineal en el model per tal d'obtenir

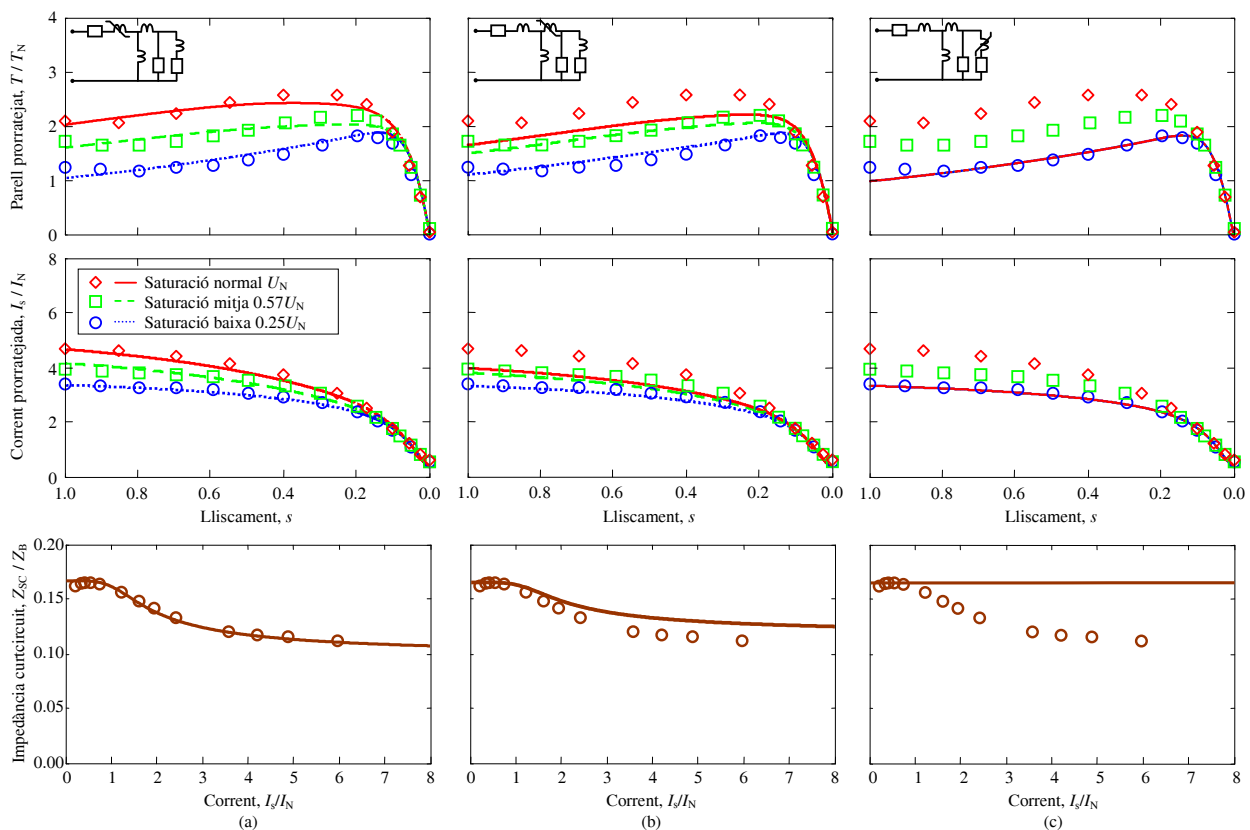


Figura 3.7 Motor #1, model DG2 Corbes parell-, corrent - lliscament i impedància de curtcircuit considerant no lineals (a) la reactància de dispersió de l'estator, (b) la reactància mútua del rotor, i (c) la reactància externa de dispersió del rotor

resultats més precisos. Desafortunadament, no hi ha cap mètode per determinar quin grau de saturació correspon a cada una de les reactàncies. A falta d'informació més precisa en quan al disseny de la màquina, la saturació de les reactàncies no lineals es pot distribuir arbitràriament.

Per aquesta raó la Figura 3.8a mostra les dades predites en els tests I i II per la saturació simultània de les reactàncies $X_{sd}(I_s)$ i $X_{1d}(I_1)$ pel model DG1, mentre que la Figura 3.8b ho fa per les reactàncies $X_{sd}(I_s)$ i $X_{12}(I_{12})$ pel model DG2. En ambdós casos, les reactàncies estimades es mostren en les files cinc i sis, i deu i onze de la Taula 3.4, i els errors comesos en la Taula 3.5.

D'acord amb els resultats obtinguts es pot veure com s'ha aconseguit un bon ajust de les dades calculades i les mesurades en el laboratori. Aquests resultats avalen la validesa d'altres models presentats en la literatura amb més d'una reactància no lineal. A pesar que s'ha demostrat la seva validesa i que els errors comesos en aquests casos disminueixen lleugerament, queda pal·lès que el model amb una única reactància saturada, X_{sd} , no només dóna una predicció acurada del funcionament si no que a més és el model més simple possible.

3.4.5 Motors #2 i #3

Els resultats dels apartats anteriors han demostrat que la principal influència de la saturació es pot modelitzar a partir

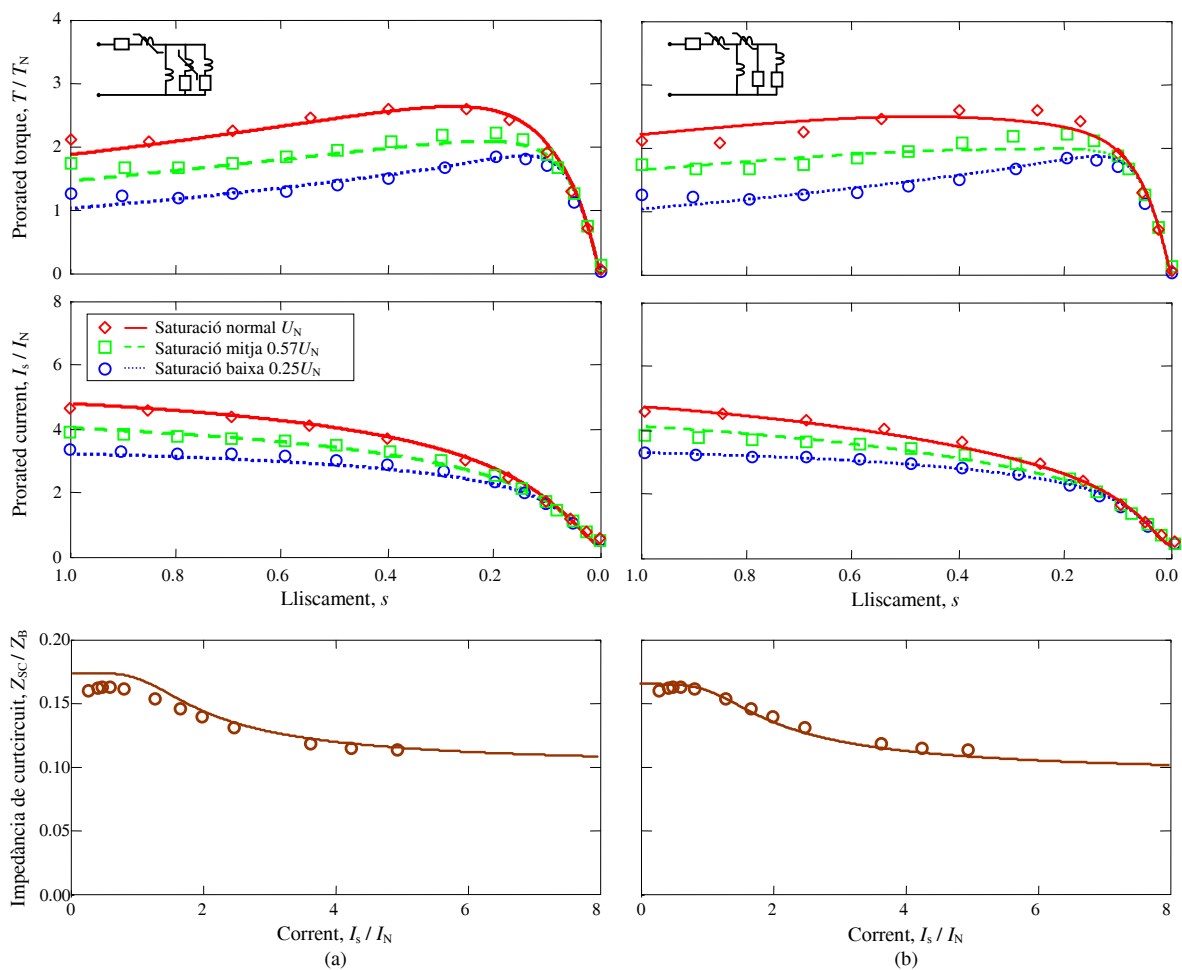


Figura 3.8 Motor #1: Corbes parell-, corrent - lliscament i impedància de curtcircuit considerant no lineals (a) les reactàncies de dispersió de l'estator i la interna del rotor del model DG1, i (b) les reactàncies de dispersió de l'estator i la mútua del rotor del model DG2

de la no linealitat de la reactància de dispersió de l'estator. Per tal de verificar aquests resultats, s'ha realitzat el mateix estudi en els motors #2 i #3 considerant X_{sd} com a reactància no lineal. La Figura 3.9 mostra les corbes calculades per als motors #2 i #3, les files disset i divuit de la Taula 3.4 contenen les reactàncies no lineals estimades per ambdós motors i la Taula 3.5 conté els errors comesos. Com en els casos anteriors, el bon ajust entre el model i les mesures avala la bondat del mètode.

3.5 Conclusions

En aquest capítol s'ha estudiat el comportament en règim permanent de la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol per a diferents nivells de saturació i tres motors diferents. Les corbes de parell i corrent-lliscament a diferents tensions, els assajos de curtcircuit i de buit s'han mesurat al laboratori. Aquests assajos permeten veure clarament els efectes que té la saturació en les mesures de parell i corrent.

S'ha comprovat que en el cas de tensions d'alimentació constants, el model de doble gàbia pot predir acuradament les corbes estàtiques de parell i corrent - lliscament, tenint en compte implícitament els efectes de la saturació per a una determinada tensió.

D'altra banda, una o més reactàncies del model de doble gàbia s'han de considerar no lineals per tenir precisió en la estimació de les corbes de parell i corrent - lliscament per a qualsevol nivell de tensió. A partir dels resultats es pot

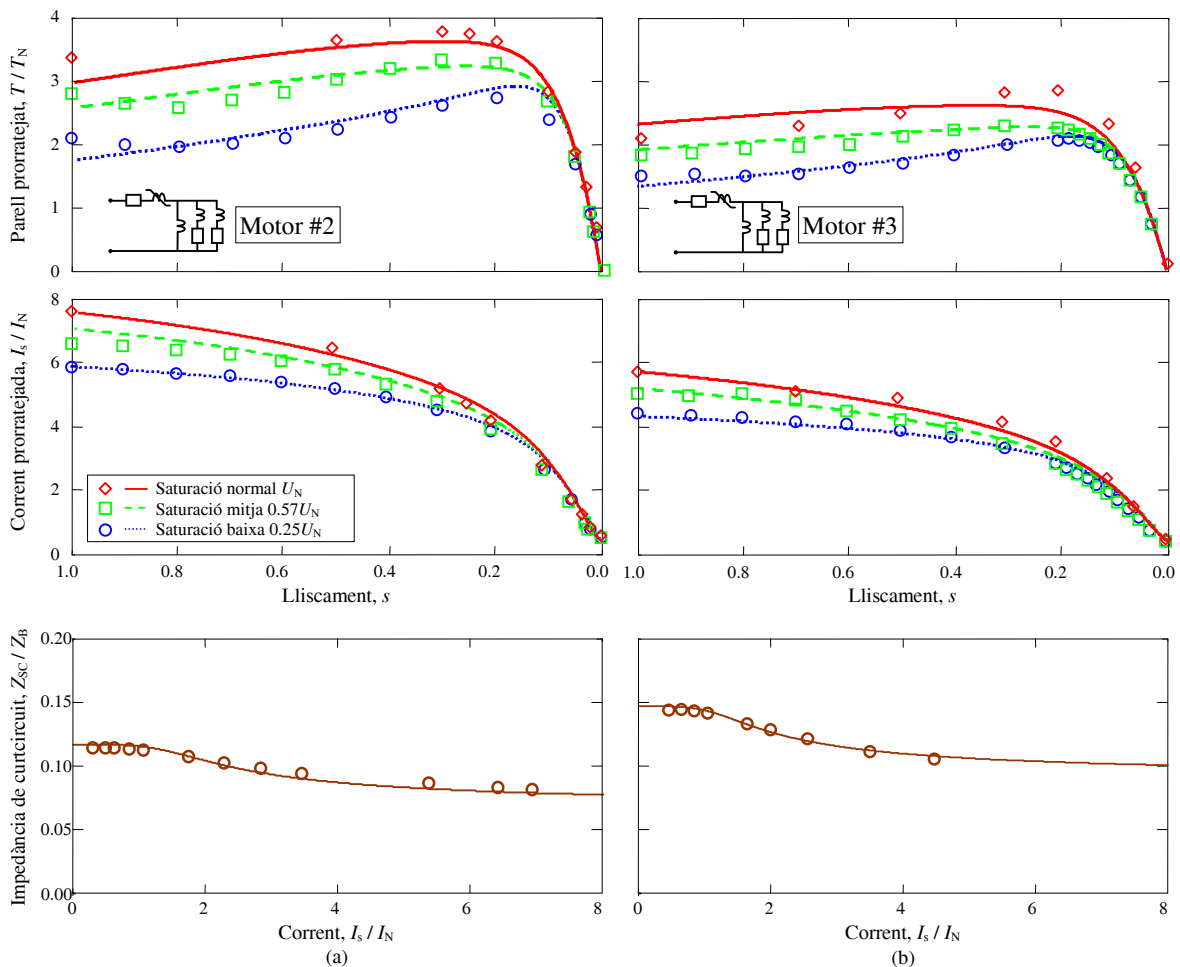


Figura 3.9 Motor #2 (a) i Motor #3 (b): Corbes parell-, corrent - lliscament i impedància de curtcircuit considerant no lineals les reactàncies de dispersió de l'estator

determinar que la reactància de magnetització no pot predir el comportament de la màquina saturada mesurat al laboratori. Contràriament, la saturació de la reactància de dispersió de l'estator (X_{sd}) sí que permet realitzar l'ajust de les dades calculades pel model amb les mesures. Si es tenen en compte altres opcions com considerar combinacions de dues reactàncies (sempre incloent la de dispersió de l'estator) també s'obtenen resultats acurats. Tanmateix la resta de reactàncies per si soles no són capaces de ajustar el comportament mesurat. Per tant el model mínim necessari per a la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol és el que considera el model de doble gàbia amb la reactància de dispersió de l'estator no lineal.

4 Efecte dels harmònics de camp en el motor de gàbia d'esquirol

4.1 Introducció

Tot i que habitualment els models clàssics de simple i doble gàbia presentats fins al moment presenten una gran capacitat per ajustar les corbes de parell- i corrent-lliscament mesurades al laboratori, alguns motors d'inducció de gàbia d'esquirol presenten fortes irregularitats en la corba de parell (fortes reduccions i augments de parell en la zona de lliscaments elevats) que no poden ser predits pels models clàssics [19].

Aquest és el cas d'alguns dels motors assajats en aquesta Tesi, on les mesures realitzades al laboratori revelen irregularitats en les corbes de parell obtingudes. Aquestes corbes no es corresponen amb les suaus corbes calculades amb els models clàssics ja que presenten fortes deformacions en la zona amb lliscaments elevats.

Els models clàssics assumeixen que l'estator i el rotor disposen de bobinats distribuïts sinusoïdalment en l'espai. Com a conseqüència, la força magnetomotriu a l'entreferro (fmm) i la densitat de flux creada per cada un dels bobinats estan també sinusoïdalment distribuïdes en l'espai [3]. Tanmateix, degut a (1) la distribució no sinusoïdal dels bobinats en la màquina, (2) les ranures (Figura 4.1) i (3) la saturació de la màquina, fan que la densitat de flux a l'entreferro esdevingui no sinusoïdal, i per tant que contingui harmònics. La presència d'aquets harmònics es tradueix en harmònics de parell (també coneguts com parells paràsits) que poden tenir una amplitud considerable [20]. Per a combinacions específiques de ranures a l'estator i al rotor, està demostrat que els parells harmònics poden arribar a impedir l'engegada de la màquina, aquest efecte s'anomena *crawling* [21]. De fet, les pronunciades irregularitats en les corbes de parell (conegudes com *hooks*) són presents en diversos treballs que han realitzat mesures de laboratori en la zona de fre [21][36][37][38]. Alguns autors han intentat explicar el seu comportament i proposat regles útils per tal de prevenir la seva aparició [21][36]-[45].

Si els efectes dels harmònics de camp en una màquina d'inducció de gàbia d'esquirol són aparents, una acurada modelització dinàmica i de règim permanent hauria d'incloure no tan sols la concentració del bobinat de l'estator en les ranures [40], si no també la variació de la permeància de l'entreferro (els harmònics provocats per les ranures [41]). La complexitat d'aquest model queda fora de l'abast d'aquesta Tesi, però contrasta amb la simplicitat del model de simple gàbia en cadena de la Figura 4.5 [19][20][36][37][38][39], que té en compte no només la component fonamental si no també els parells asíncrons de la màquina de gàbia d'esquirol. Tot i que, aquest model en cadena ha estat llargament referenciat, no s'ha trobat cap treball previ on s'hagi fet un ajust del model amb mesures de laboratori, és a dir, no s'ha verificat la seva utilitat per a predir comportaments de màquines mesurades

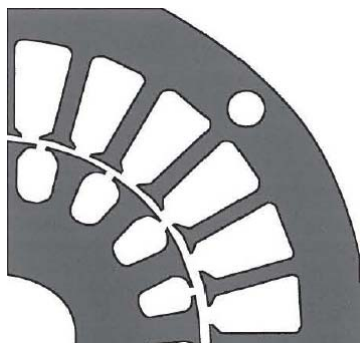


Figura 4.1 Secció de les laminacions de l'estator i rotor d'una màquina d'inducció (adaptada de [19])

en laboratori on els efectes dels harmònics de camp siguin visibles.

En aquest capítol es presentarà un joc complet de mesures en el rang de lliscaments $s = 2$ fins a $s = 0$ per a tres motors diferents. En dos d'ells clarament s'hi veu la presència de parells paràsits. En aquets dos motors els models clàssics de simple i de doble gàbia no són capaços d'ajustar-se al comportament mesurat. En canvi, el model en cadena de simple gàbia en cadena és capaç d'ajustar acuradament tant el parell com la corrent en els tres motors.

4.2 Mesures de laboratori

En aquest capítol s'han assajat els motors #4, #5 i #6 de la Taula 2.5. Els assajos inclouen la lectura del parell i les corrents de l'estator a diferents punts de règim permanent. Per tal de tenir una completa informació del motor, els assajos s'han realitzat també en la zona de fre (és a dir, el parell i la corrent s'han mesurat en el rang $s = 2$ fins a $s = 0$). El procediment per a prendre les mesures és el mateix que el descrit en els capítols anteriors.

Degut a les limitacions de potència de la font de tensió utilitzada al laboratori, els assajos s'han hagut de realitzar a tensions reduïdes ($U = 0.85U_N$). Per tal de poder comparar els resultats obtinguts dels assajos, aquests s'han representat prorratejats a la seva tensió nominal igual que en capítol anterior, segons l'equació (23).

Els resultats experimentals obtinguts es mostren en la Figura 4.2 representats amb cercles. Mentre al motor #4 el parell gairebé no presenta cap deformació el dels motors #5 i #6 mostren fortes irregularitats que poden ser la causa de la divergència entre els models teòrics clàssics i les corbes experimentals, especialment si el model de simple gàbia s'utilitza en la zona de fre (reduccions de parell a elevats lliscaments en la zona motor, i pronunciats increments en la zona de fre).

Tot i les irregularitats en el parell, s'ha de destacar que les corbes de corrent-lliscament no presenten aquest fenomen. Com a conseqüència, les corbes corrent-lliscament dels tres motors analitzats poden ser predites pels models clàssics, tal com es veurà en properes seccions. Remarcar, que en el cas del motor #4 fins i tot la corba de

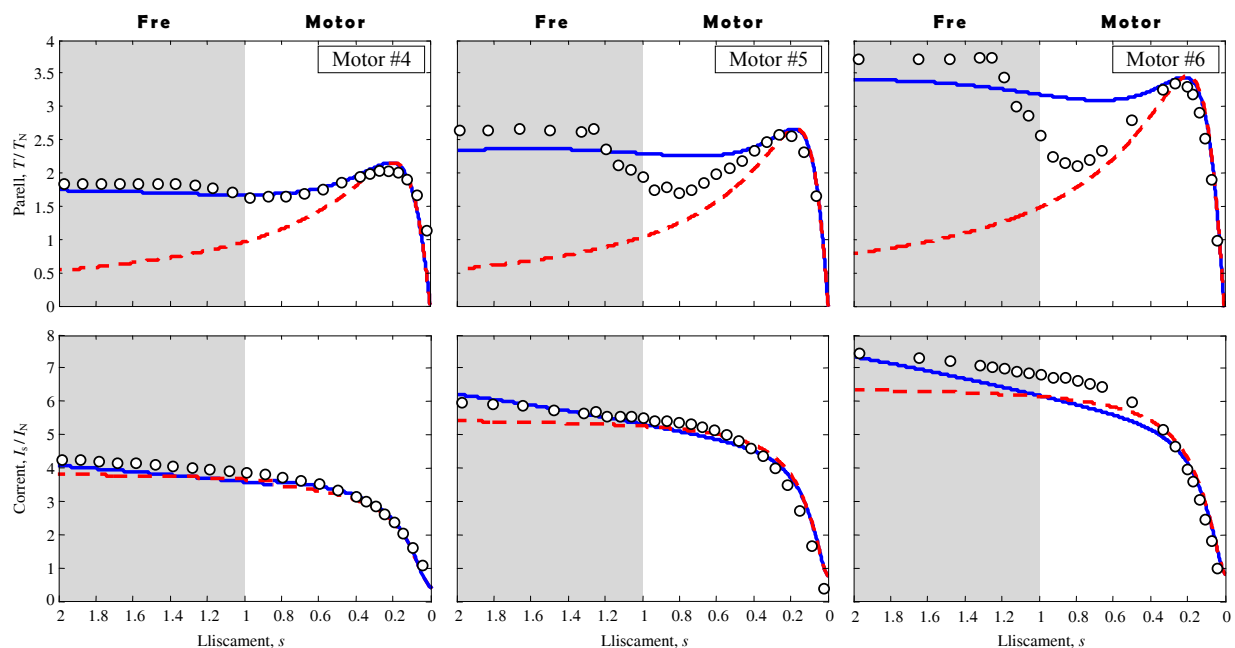


Figura 4.2 Corbes mesurades de parell i corrent-lliscament (en cercles) pels motors #4, #5 i #6 i corbes estimades per als models de simple i doble gàbia (línies discontinues i sòlides respectivament).

parell pot ser ajustada acuradament pel model de doble gàbia.

Per tant només els motors #5 i #6 requereixen un model de màquina més complet.

Analitzant l'origen de les corbes mesurades en [21][36][37], i on les abruptes variacions de parell estan produïdes per combinacions específiques de ranures a l'estator i el rotor, sembla que els harmònics de camp són un bon candidat per a justificar les corbes de parell dels motors #4 i #5. Un altre candidat pot ser la saturació de la màquina, però aquesta possibilitat quedarà descartada en la següent secció.

Val la pena assenyalar que les mesures de Figura 4.2 estan en concordança en les presentades a [39], on després d'unes detallades simulacions es conclou que els harmònics de camp, en general, difícilment influeixen a les corrents de l'estator, clarament al contrari que en el parell.

4.2.1 Descartant la saturació com a origen dels harmònics de camp

Per a descartar que les irregularitats en la corba de parell de la Figura 4.2 fossin causades, o alterades, per la saturació de la màquina, s'han repetit les mesures a diferents tensions d'alimentació de la mateixa manera que en el capítol anterior (Capítol 3.1.1): a) 0.82 vegades la tensió nominal, b) 0.60 vegades la tensió nominal, que es correspon a un nivell de saturació mitja, i c) 0.30 vegades la tensió nominal que es correspon a un nivell de poca saturació de la màquina.

La Figura 4.3, mostra les mesures prorratejades del motor #6. A pesar que cada corba pren diferents valors per a cada valor de saturació, totes elles preserven la mateixa forma amb les irregularitats ja comentades. Per aquests motius, es pot considerar que la saturació no és l'origen d'aquestes deformacions en les corbes de parell.

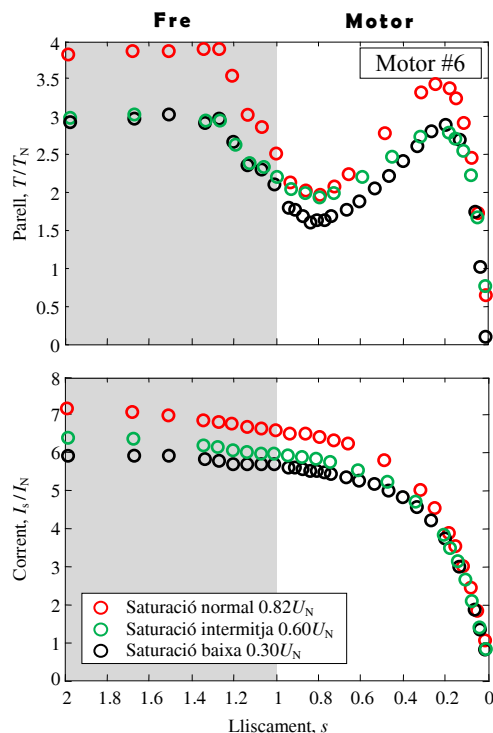


Figura 4.3 Corbes mesurades de parell i corrent-lliscament (en cercles) pel motors #6 mesurades a diferents nivells de tensió.

		Motor #4	Motor #5	Motor #6
Simple gàbia	r_s	0.0422	0.0350	0.0244
	$x_{sd} = x_{rd}$	0.0749	0.0612	0.0525
	x_m	1.0617	1.0328	1.0424
	r_r	0.0313	0.0218	0.0202
Doble gàbia	r_s	0.0422	0.0350	0.0244
	$x_{sd} = x_{2d}$	0.0595	0.0409	0.0339
	x_m	1.0771	1.0532	1.0610
	r_1	0.0371	0.0253	0.0244
	x_{1d}	0.1236	0.1060	0.1010
	r_2	0.2430	0.2153	0.1480

Taula 4.1 Paràmetres estimats en pu per als models de simple i de doble gàbia ($S_B = P_N$, $U_B = U_N$)

4.3 Models de la màquina d'inducció per a predir el comportament mesurat

Un cop l'opció de la saturació ha estat descartada com a origen del fenomen, en aquesta secció es presenten els models que poden ser usats per a predir el comportament mesurat. Aquests models són, (1) els models clàssics de simple i de doble gàbia d'esquirol, i (2) el model de simple gàbia en cadena de la Figura 4.4, que té en compte els harmònics de camp.

4.4 Models de simple i de doble gàbia

Els models de simple i de doble gàbia d'esquirol ja han estat presentats en el primer capítol d'aquesta tesi, Figura 2.2 i equacions (15)-(22). El procediment d'ajuts de les mesures experimentals s'ha exposat al Capítol 2.3.1.

4.4.1 Predicció del comportament de la màquina

Els paràmetres estimats per als model clàssics es mostren a la Taula 4.1. Amb aquests paràmetres, es poden calcular les corbes de parell i corrent-lliscament de la Figura 4.2 (simple gàbia amb línia discontinua i doble gàbia amb línia sòlida).

De la figura es pot concloure que el model clàssic de simple gàbia no pot predir acuradament el comportament de cap dels tres motors.

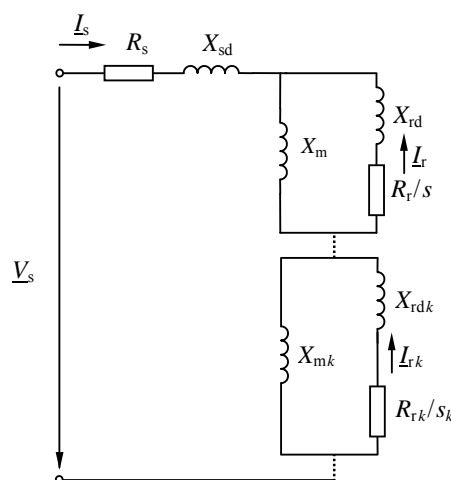


Figura 4.4 Circuit equivalent en règim permanent en cadena per al model de simple gàbia del motor d'inducció de gàbia d'esquirol.

Tot i que el model de doble gàbia mostra un millor comportament, aquest també falla en el cas dels motors #4 i #5 i només pot ser considerat adequat per al motor #3 que disposa d'una corba de parell amb una forma molt suau.

Cal destacar que pels motors #4 i #5 en la zona de règim motor (des de $s = 1$ fins a $s = 0$) pot donar la sensació que el model de simple gàbia dóna uns millors resultats. Aquesta conclusió però és errònia ja que el model de doble gàbia té un millor comportament global (és a dir des de $s = 2$ fins a $s = 0$) que el model de simple gàbia.

4.5 Model de simple gàbia en cadena

Com ja s'ha mencionat, els models clàssics han de ser modificats per a incloure l'efecte dels harmònics de camp i millorar la predicció de les irregularitats en les corbes de parell. El circuit equivalent en cadena de la Figura 4.4 ha estat suggerit en la literatura per a tenir en compte els harmònics de camp [19][20][36][37][38][39]. Aquest model de règim permanent es basa en la hipòtesi que la màquina està alimentada amb una font de corrent sinusoidal. Les mesures temporals associades a les de règim permanent mostrades en la Figura 4.2 avalen aquest fet ja que les formes de les corrents són sinusoidals en tots els casos.

Es pot veure com el circuit de la Figura 4.4 disposa d'un subcircuit del rotor per a cada un dels harmònics de camp considerats. La raó d'aquesta topologia es deu a que es té la hipòtesi que la gàbia d'esquirol reacciona amb cada un dels harmònics igual que ho fa amb la component fonamental, així doncs, es produeix una característica parell – lliscament per a cada un dels harmònics considerats.

La contribució de cada un dels parells harmònics així com el parell total es poden calcular de la manera següent:

$$T(s) = \sum_{k=1,5,7,\dots} T_k(s) = \sum_{k=1,5,7,\dots} \pm k \frac{3P}{\omega_s} \left(\frac{R_{rk}}{s_k} I_{rk}^2 \right)$$

$$\text{essent: } s_k = \frac{\omega_s - (\pm k p \omega_m)}{\omega_s} = 1 - (\pm k(1-s)) \quad (31)$$

$$(k = 1, 5, 7, 11, \dots),$$

on \pm s'ha d'interpretar de la següent manera:

- El signe positiu és per als harmònics de seqüència directa: el fonamental ($k = 1$) i els harmònics d'ordre $k = 7, k = 13, \dots$ és a dir $k = 6n+1$, on $n = 0, 1, 2, \dots$
- El signe negatiu és per als harmònics de seqüència inversa: els harmònics d'ordre $k = 5, k = 11, \dots$ és a dir $k = 6n+5$, on $n = 0, 1, 2, \dots$

4.5.1 Estimació de paràmetres

Els harmònics d'ordre 5, 7 i 11 s'han escollit per a l'ajust de les corbes. S'ha de recordar que l'harmònic d'ordre 7 té la mateixa seqüència que el fonamental però amb una velocitat subsíncrona $(\omega_s/p)/7$, mentre que el 5è i l'11è són de seqüència inversa amb velocitats subsíncrona $(\omega_s/p)/5$ i $(\omega_s/p)/11$. El procediment d'estimació es basa en les següents dades i incògnites:

- Model de simple gàbia en cadena
 - Incògnites, $X_{sd}, X_m, R_r, X_{mk}, R_{rk}, X_{rdk} (k = 5, 7, 11)$
 - Dades, R_s

- Restriccions, $X_{sd} = X_{rd}$
- Dades a ajustar, Assajos de parell- i corrent – lliscament

4.5.2 Predicció del comportament de la màquina

Els paràmetres estimats per al model de simple gàbia en cadena es mostren en la Taula 4.2.

A partir dels paràmetres anteriors, les corbes calculades de parell- i corrent – lliscament es mostren en la Figura 4.5. La figura també conté la contribució dels parells harmònics. Es pot observar com els passos per zero dels harmònics de parell es produeixen a $s = 1 - (\pm 1/k) = 1 + 1/5, 1 - 1/7, 1 + 1/11$. Tal i com es pot deduir de (31) imposant $s_k = 0$.

Observant la Figura 4.5, es pot apreciar com les corbes no són simètriques respecte l'eix horitzontal. Aquesta característica és anàloga al que passa amb els models de la Figura 2.2, on les corbes per la operació com a motor i la operació com a generador no són idèntiques. La asimetria de les corbes es més pronunciada en el cas del 7è

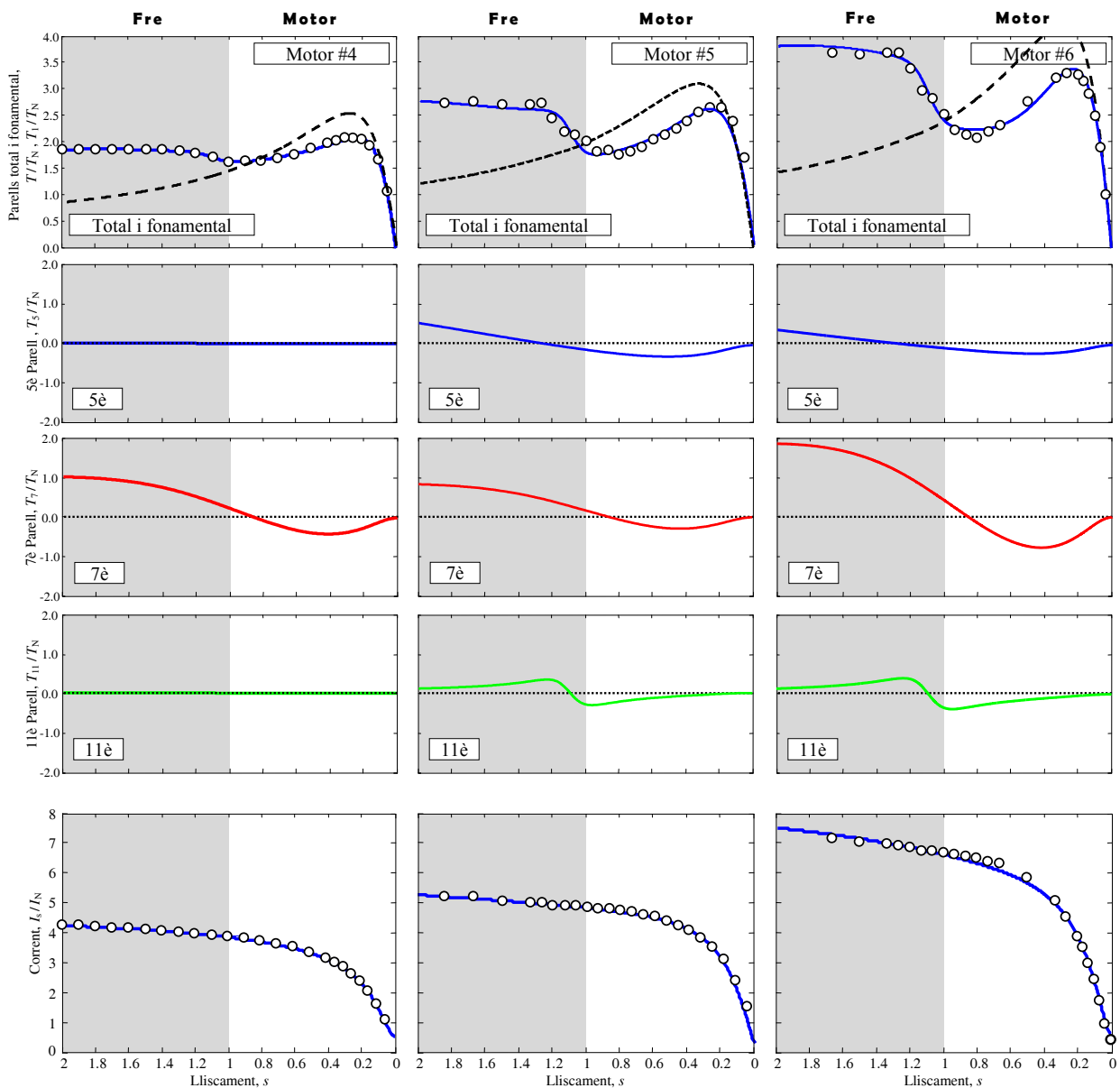


Figura 4.5 Model de simple gàbia en cadena: Predicció del parell total i dels parells harmònics- i corrent-lliscament per als motors #4, #5 i #6.

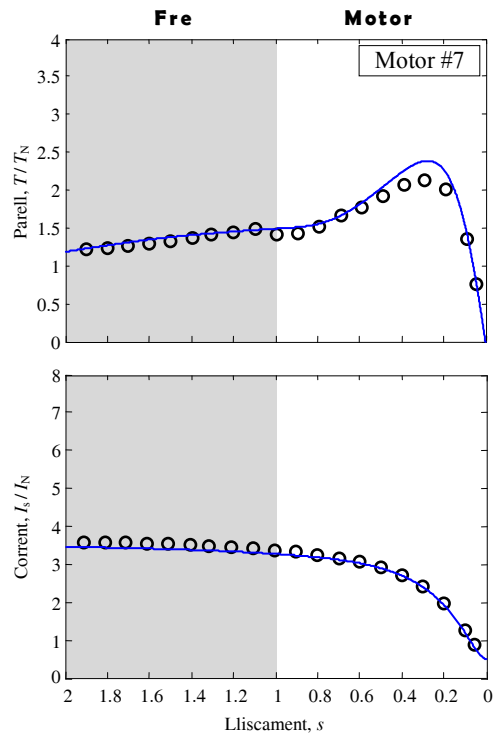


Figura 4.6 Corbes parell i corrent-lliscament en el rang $s = 0$ a $s = 2$ per al motor de rotor bobinat #7.

harmònic en els tres motors. Aquest harmònic produeix un fort increment de parell en la zona de fre i gairebé una imperceptible aportació en la zona de lliscament nominal.

L'ajust obtingut pel motor #4 en la Figura 4.5 és lleugerament més acurat que l'obtingut amb el model clàssic de doble gàbia mostrat en la Figura 4.2. L'ajust pels motors #5 i #6 és excel·lent en ambdós casos i pot reproduir perfectament les corbes de parell i de corrent.

Cal remarcar que a partir dels resultats de la Figura 4.5, sembla que l'11è harmònic es podria descartar del procés d'estimació sense que això comportés una significativa pèrdua de precisió.

4.6 Conclusions

En aquest capítol s'han presentat les corbes de règim permanent de parell- i corrent – lliscament de tres motors assajats en el laboratori en el rang de lliscament $s = 2$ fins a $s = 0$. Dos dels tres motors presenten fortes irregularitats

Harmònic		Motor #4	Motor #5	Motor #6	Motor #7
	r_s	0.0422	0.0350	0.0244	0.0210
	$x_{sd} = x_{rd}$	0.0597	0.3701	0.0283	0.0712
	x_m	0.9288	1.2104	1.3780	0.9771
	r_r	0.0364	0.0349	0.0245	0.0411
5è	$x_m(5)$	0.0012	0.0071	0.0042	0.0001
	$r_r(5)$	0.1781	0.1197	0.1115	0.0871
	$x_{rd}(5)$	0.1909	0.0009	0.0000	0.2353
7è	$x_m(7)$	0.0075	0.0069	0.0081	0.0045
	$r_r(7)$	0.0784	0.1203	0.1092	0.0676
	$x_{rd}(7)$	0.0024	0.0081	0.0068	0.0268
11è	$x_m(11)$	0.0001	0.0179	0.0154	0.0121
	$r_r(11)$	0.1101	0.4988	0.5621	0.0111
	$x_{rd}(11)$	0.1146	0.3202	0.3337	0.0001

Taula 4.2 Paràmetres estimats en pu per al model en cadena de simple gàbia ($S_B = P_N$, $U_B = U_N$)

en la corba de parell causades pel fenomen dels harmònics de camp. Aquestes mesures s'han ajustat amb els models clàssics de simple i doble gàbia, i de simple gàbia en cadena que té en compte l'efecte dels harmònics de camp.

Es pot concloure que, quan els efectes dels harmònics de camp són importants, els models clàssics no són adequats per ajustar totalment les corbes de parell- i corrent – lliscament. Contràriament, el model de simple de gàbia en cadena exhibeix un excel·lent ajust entre les mesures experimentals i el model teòric.

4.7 Apèndix 1. Harmònics de camp

Els models clàssics assumeixen que els bobinats de l'estator i el rotor estan distribuïts sinusoidalment en l'espai. Com a conseqüència, la força magnetomotriu a l'entreferro creada per un bobinat és una ona purament sinusoidal, és a dir, la força magnetomotriu a l'entreferro creada per un bobinat alimentat amb una corrent $i(t)$ es pot expressar com a funció del temps i la l'angle de posició x com,

$$f(x,t) = F_1 \cdot \cos(x - \alpha) \cdot i(t) \quad \left(F_1 = \frac{2}{\pi} N \xi_1 \right), \quad (32)$$

On α és l'eix magnètic de simetria del bobinat, i l'amplitud F_1 depèn del factor de bobinat (nombre d'espines N i factor de bobinat de la ona fonamental ξ_1 , és a dir, la distribució, l'escurçament i inclinació. En els models clàssics a més, s'assumeix que la màquina no està ranurada, de manera que té una longitud d'entreferro uniforme g . D'aquí que la densitat de flux a l'entreferro sigui també una ona sinusoidal:

$$B(x,t) = \mu_0 \cdot g^{-1} \cdot f(x,t) = \mu_0 \cdot g^{-1} \cdot F_1 \cdot \cos(x - \alpha) \cdot i(t), \quad (33)$$

on μ_0 és la permeància del buit.

A la pràctica, la densitat de flux conté harmònics que estan produïts per [19]: (1) la concentració de la força magnetomotriu en un nombre finit de ranures (harmònics de bobinat), (2) el fet que l'entreferro no sigui uniforme degut a les obertures de les ranures tant a estator com a rotor (harmònics de ranura), (3) addicionalment, els harmònics poden estar creats per la saturació i per irregularitats a l'entreferro. Aleshores, la fmm a l'entreferro i la densitat de flux es poden expressar com,

$$\begin{aligned} f(x,t) &= \sum_{k=1,3,5} F_k \cdot \cos(k(x - \alpha)) \cdot i(t) \quad \left(F_k = \pm \frac{2}{\pi} \frac{N \xi_k}{k} \right) \\ B(x,t) &= \mu_0 \cdot g^{-1}(x, p\theta_m) \cdot \sum_{k=1,3,5} F_k \cdot \cos(k(x - \alpha)) \cdot i(t), \end{aligned} \quad (34)$$

On k és l'ordre de l'harmònic (incloent-hi el fonamental), i l'amplitud F_k depèn de l'arranjament del bobinat (és a dir nombre d'espines N i factor de bobinat k , ξ_k). El signe positiu de F_k és per als harmònics d'ordre $k = 2n + 1$ ($n = 0, 1, 2, \dots$), i.e., $k = 1, 5, 11, \dots$, mentre que el signe negatiu és per als harmònics d'ordre $k = 2n + 3$, i.e., $k = 3, 7, 9, \dots$. S'ha de remarcar que la longitud de l'entreferro tot i ser gairebé una constant, aquesta depèn de l'angle de posició x i de l'angle de posició del rotor $p\theta_m$ (p són els parells de pols de la màquina). Només els harmònics imparells s'han considerat a (34) ja que s'assumeix que l'arranjament del bobinat és simètric respecte l'eix magnètic α .

4.7.1 Càlcul de les inductàncies per a una distribució no sinusoidal i entreferro constant

La inductància mútua m_{ab} de dos bobinats a i b dels que el seu eix magnètic de simetria està inclinat a α_a i α_b graus elèctrics, respectivament, es calcula per integració del flux concatenat al bobinat a , caracteritzat per (34), amb el bobinat b . Assumint entreferro constant, l'expressió resultant és [42]-[44]:

$$\begin{aligned} m_{ab} &= \sum_{k=1,3,5} \mu_o g^{-1} r b_e \frac{4}{\pi} \frac{(N_a \xi_{ak})(N_b \xi_{bk})}{k^2} \cos(k(\alpha_a - \alpha_b)) \\ &= \sum_{k=1,3,5} m_{abk} \cos(k(\alpha_a - \alpha_b)), \end{aligned} \quad (35)$$

on r és el radi mig, i b_e és la longitud del rotor. En el càlcul de la autoinductància del bobinat a , el flux concatenat també ha de ser considerat, és a dir, la inductància de dispersió l_{ad} s'ha de sumar a (35): $l_a = m_{aa} + l_{ad}$.

4.8 Apèndix 2. Model de simple gàbia amb distribució no sinusoidal dels bobinats i entreferro constant

En aquesta secció, es deduirà un model simplista per al motor de rotor bobinat del qual el circuit equivalent de la Figura 4.7 es pot considerar un cas particular del model més general de la Figura 4.4.

4.8.1 Hipòtesis del model

Es considera una màquina d'inducció trifàsica amb les següents característiques:

- Circuit magnètic ideal (sense saturació i infinita permeabilitat magnètica relativa)
- Entreferro constant
- Tres bobinats idèntics en estator i rotor amb paràmetres constants i amb eixos de simetria.
- Es considera que el valor de les inductàncies de dispersió es manté constant.

El càlcul de les inductàncies en (35) es simplifica degut a la igualtat dels bobinats ($\xi_{sk} = \xi_{rk} = \xi_k$). Més simplificacions s'obtenen si els paràmetres del rotor es redueixen a l'estator ($N_s = N_r = N$):

$$\begin{aligned} m_{ab} &= \sum_{k=1,3,5} \mu_o g^{-1} r b_e \frac{4}{\pi} \frac{(N \xi_k)^2}{k^2} \cos(k(\alpha_a - \alpha_b)) \\ &= \sum_{k=1,3,5} m_k \cos(k(\alpha_a - \alpha_b)) \quad \left(m_k = m_1 \frac{(\xi_k / \xi_1)^2}{k^2} \right). \end{aligned} \quad (36)$$

Cal remarcar que el màxim contingut d'harmònics de camp es produirà quan els debanats siguin concentrats (és a dir, es tingui una fmm d'ona quadrada). En aquest cas, el valor màxim de m_k s'obté per a $\xi_k = 1$, resultant en $m_k = m_1 / k^2$.

4.8.2 Equacions dinàmiques del model

Les equacions de la màquina són:

$$\begin{aligned}
[\mathbf{v}] &= [\mathbf{R}][\mathbf{i}] + \frac{d}{dt}[\boldsymbol{\lambda}] & [\boldsymbol{\lambda}] &= [\mathbf{M}(\theta)][\mathbf{i}] \\
\theta &= p\theta_m + \theta_0 \\
T(t) &= \frac{1}{2}[\mathbf{i}]^t \frac{\partial [\mathbf{M}(\theta)]}{\partial \theta_m} [\mathbf{i}] = p \frac{1}{2}[\mathbf{i}]^t \frac{\partial [\mathbf{M}(\theta)]}{\partial \theta} [\mathbf{i}],
\end{aligned} \tag{37}$$

on θ és l'angle mecànic del rotor en graus elèctrics, i θ_0 és el valor inicial d'aquest angle a l'instant . La matriu d'acoblements es defineix com

$$[\mathbf{M}(\theta)] = \begin{bmatrix} \mathbf{M}_s & \mathbf{M}_{sr} \\ \mathbf{M}_{rs} & \mathbf{M}_r \end{bmatrix}. \tag{38}$$

La matriu conté les inductàncies del bobinat,

$$\begin{aligned}
[\mathbf{M}_s(k)] &= l_{sd} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} + \sum_{k=1,3,5} m_k \begin{bmatrix} 1 & -1/2 & -1/2 \\ -1/2 & 1 & -1/2 \\ -1/2 & -1/2 & 1 \end{bmatrix} \\
[\mathbf{M}_r(k)] &= l_{rd} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} + \sum_{k=1,3,5} m_k \begin{bmatrix} 1 & -1/2 & -1/2 \\ -1/2 & 1 & -1/2 \\ -1/2 & -1/2 & 1 \end{bmatrix} \\
[\mathbf{M}_{sr}(k, \theta)] &= [\mathbf{M}_{rs}(k, \theta)]^t \\
&= \sum_{k=1,3,5} m_k \begin{bmatrix} \cos(k\theta) & \cos\left(k\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right)\right) & \cos\left(k\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right)\right) \\ \cos\left(k\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right)\right) & \cos(k\theta) & \cos\left(k\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right)\right) \\ \cos\left(k\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right)\right) & \cos\left(k\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right)\right) & \cos(k\theta) \end{bmatrix},
\end{aligned} \tag{39}$$

On l_{sd} i l_{rd} són les inductàncies de dispersió d'estator i rotor, i m_k ve donat per (36).

Les variables en abc es transformen en 0FB utilitzant la transformació de vector espacials $[\mathbf{T}]$ expressada en referència estacionària fixada a l'estator.

$$[\mathbf{x}_T] = [\mathbf{T}][\mathbf{x}] \rightarrow \begin{bmatrix} x_0 \\ x_F \\ x_B \end{bmatrix} = \frac{1}{\sqrt{3}} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_a(t) \\ x_b(t) \\ x_c(t) \end{bmatrix}, \tag{40}$$

On 0 és la component homopolar, i F I B són les components de seqüència directa i inversa, que entre elles són complexes conjugades. Remarcant que $[\mathbf{T}]$ és la matriu de Fortescue, utilitzada per a la transformació en components simètriques.

Les equacions elèctriques de (37) es poden reescriure doncs com,

$$\begin{aligned}
[\mathbf{T}_C][\mathbf{v}] &= [\mathbf{T}_C][\mathbf{r}][\mathbf{T}_C^{-1}][\mathbf{T}_C][\mathbf{i}] + [\mathbf{T}_C] \frac{d}{dt}[\boldsymbol{\lambda}] \\
[\mathbf{T}_C][\boldsymbol{\lambda}] &= [\mathbf{T}_C][\mathbf{M}(\theta)][\mathbf{T}_C^{-1}][\mathbf{T}_C][\mathbf{i}], \\
\text{com } [\mathbf{T}_C] &\text{ no depen del temps } [\mathbf{T}_C] \frac{d}{dt}[\boldsymbol{\lambda}] = \frac{d}{dt}([\mathbf{T}_C][\boldsymbol{\lambda}]) \\
[\mathbf{v}_T] &= [\mathbf{r}][\mathbf{i}_T] + \frac{d}{dt}[\tilde{\boldsymbol{\lambda}}_T]
\end{aligned} \tag{41}$$

on $[\mathbf{T}_c]$ és la matriu completa de transformació

$$[\mathbf{T}_c] = \begin{bmatrix} \mathbf{T} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{T} \end{bmatrix}. \quad (42)$$

I les variables i la matriu d'acoblament transformades són,

$$\begin{aligned} [\mathbf{v}_T] &= [\mathbf{T}_c][\mathbf{v}] \\ [\mathbf{i}_T] &= [\mathbf{T}_c][\mathbf{i}] \\ [\mathbf{M}_T(\theta)] &= [\mathbf{T}_c][\mathbf{M}(\theta)][\mathbf{T}_c]^{-1} \end{aligned} \quad (43)$$

L'expressió del parell en variables reals és,

$$T = \frac{\partial}{\partial \theta_m} \{W'_{\text{mag}}([\mathbf{i}], \theta)\} = p \frac{\partial}{\partial \theta} \{W'_{\text{mag}}([\mathbf{i}], \theta)\} \quad (44)$$

Operant per a transformar les corrents i la matriu d'acoblements:

$$\begin{aligned} T &= p \frac{1}{2} [\mathbf{i}]^t \frac{\partial [\mathbf{M}(\theta)]}{\partial \theta_m} [\mathbf{i}] = \frac{1}{2} [\mathbf{i}]^t [\mathbf{T}_c]^{-1} [\mathbf{T}_c] \frac{\partial \{[\mathbf{M}(\theta)]\}}{\partial \theta_m} [\mathbf{T}_c]^{-1} [\mathbf{T}_c] [\mathbf{i}] = \\ &= p \frac{1}{2} [\mathbf{i}]^t [\mathbf{T}_c^*]^t \frac{\partial \{[\mathbf{T}_c] [\mathbf{M}(\theta)] [\mathbf{T}_c]^{-1}\}}{\partial \theta_m} [\mathbf{i}_T] = \\ &= p \frac{1}{2} ([\mathbf{i}] [\mathbf{T}_c^*])^t \frac{\partial \{[\mathbf{M}_T(\theta)]\}}{\partial \theta_m} [\mathbf{i}_T] = \\ &= p \frac{1}{2} [\mathbf{i}_T^*]^t \frac{\partial \{[\mathbf{M}_T(\theta)]\}}{\partial \theta_m} [\mathbf{i}_T] \end{aligned} \quad (45)$$

Així doncs, el parell en variables transformades es pot calcular com:

$$T(t) = p \frac{1}{2} [\mathbf{i}_T^*]^t \frac{\partial \{[\mathbf{M}_T(\theta)]\}}{\partial \theta} [\mathbf{i}_T]. \quad (46)$$

Les equacions d'estator i rotor de la component homopolar (47) estan desacoblades de la resta d'equacions. Al mateix temps, les components directa i inversa són complexes conjugades. Per això el comportament de la màquina es pot reescriure només a partir de les components homopolar i directa:

$$\begin{aligned} &\boxed{k = 6n + 3 \quad (n = 0, 1, 2, \dots)} \\ &v_{s0} = R_s i_{s0} + \frac{d}{dt} \left\{ \left(L_{sd} + \sum_{k=3,9,15} 2M_k \right) i_{s0} \right\} \\ &v_{r0} = R_r i_{r0} + \frac{d}{dt} \left\{ \left(L_{rd} + \sum_{k=3,9,15} 2M_k \right) i_{r0} \right\} \\ &\boxed{k = 6n + 1 \text{ (signe positiu) and } k = 6n + 5 \text{ (signe negatiu)} \\ &\quad (n = 0, 1, 2, \dots)} \\ &\begin{bmatrix} v_{sF} \\ v_{rF} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & 0 \\ 0 & R_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{sF} \\ i_{rF} \end{bmatrix} \\ &\quad + \frac{d}{dt} \left\{ \begin{bmatrix} L_{sd} + \sum_{k=1,5,7} M_k & \sum_{k=1,5,7} M_k e^{\pm jk\theta} \\ \sum_{k=1,5,7} M_k e^{-\pm jk\theta} & L_{rd} + \sum_{k=1,5,7} M_k \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{sF} \\ i_{rF} \end{bmatrix} \right\}, \end{aligned} \quad (47)$$

on s'ha realitzat el següent canvi de variables.

$$L_{sd} = l_{sd}, \quad L_{rd} = l_{rd}, \quad M = \frac{3}{2}m_1, \quad M_k = \frac{3}{2}m_k. \quad (48)$$

A (47) es pot observar que les equacions depenen de l'ordre de les inductàncies harmòniques M_k :

- La component de seqüència zero només depèn de la inductància harmònica d'ordre $k = 3, 9, 15, \dots$ (és a dir, $k = 6n + 3$, on $n = 0, 1, 2, \dots$). Aquests harmònics s'anomenen harmònics de seqüència zero (homopolar).
- El signe positiu en les equacions de component directa és per a la fonamental i els harmònics d'ordre $k = 7, 13, \dots$, (és a dir., $k = 6n + 1$, on $n = 0, 1, 2, \dots$). Aquests harmònics s'anomenen de component directa, ja que els fluxos d'aquets ordre viatgen en la mateixa direcció que el camp magnètic fonamental a velocitats subsíncrones $(\omega_s/p)/k$.
- El signe negatiu en les equacions de component inversa és per a la fonamental i els harmònics d'ordre $k = 5, 11, \dots$, (és a dir., $k = 6n + 5$, on $n = 0, 1, 2, \dots$). Aquests harmònics s'anomenen de component inversa, ja que els fluxos d'aquets ordre viatgen en la direcció contrària al camp magnètic fonamental a velocitats subsíncrones $(\omega_s/p)/k$.

El parell per a les components F és:

$$\begin{aligned} T(t) &= p \operatorname{Re} \left(\begin{bmatrix} i_{sF}^* & i_{rF}^* \end{bmatrix} \frac{\partial}{\partial \theta_m} \left\{ \begin{bmatrix} \mathbf{M}_{TF}(\theta) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{sF} \\ i_{rF} \end{bmatrix} \right\} \right) \\ &= p 2 \operatorname{Im} \left(i_{sF} i_{rF}^* \sum_{k=1,5,7} \pm k M_k e^{\pm jk\theta} \right), \end{aligned} \quad (49)$$

On $[\mathbf{M}_{TF}(\theta)]$ està composta pels elements F de la matriu $[\mathbf{M}_T(\theta)]$.

4.8.3 Circuit equivalent en règim permanent alimentat en font tensió

A partir de l'equació de l'estator (47), si l'alimentació v_{sF} és de pulsació ω_s , el terme $\frac{d}{dt} \left\{ \left(L_{sd} + \sum_{k=1,5,7} M_k \right) i_{sF} \right\}$

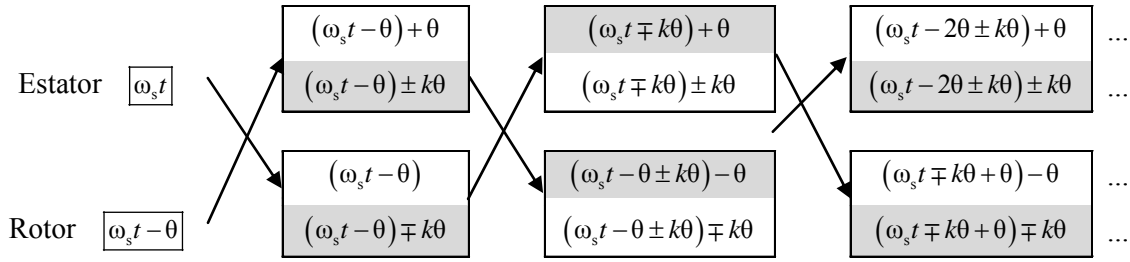
també ho ha de ser, i per tant i_{sF} també. Pel que fa la corrent del rotor, i el terme $\frac{d}{dt} \left\{ \left(\sum_{k=1,5,7} M_k e^{\pm jk\theta} \right) i_{rF} \right\}$ haurà de

tenir els termes $\omega_s t - \theta$ i $\omega_s t \mp k\theta$. Repetint el procediment per la segona de les equacions a (47) i imposant que el rotor ha de tenir ambdues components es poden obtenir els passos 2 i 4 de la Taula 4.3. Iterant aquest procediment, aniran apareixent totes les components harmòniques que formen part de l'estudi. Per tal de limitar l'estudi s'ha considerant un truncament al tercer terme harmònic.

Vist en forma seqüencial,

Pas	Equació	Què volem?	Termes equació \vec{i}_s	Termes equació \vec{i}_r	Termes necessaris
1	Estator	$\omega_s t$		$\theta, \pm k\theta$	$\omega_s t - \theta, \omega_s t \mp k\theta$
2	Rotor	$\omega_s t \mp k\theta$	$-\theta, \mp k\theta$		$(\omega_s t \mp k\theta) + \theta, (\omega_s t \mp k\theta) \mp k\theta$
3	Estator	$(\omega_s t \mp k\theta) + \theta$		$\theta, \pm k\theta$	$(\omega_s t \mp k\theta) + \theta - \theta', (\omega_s t \mp k\theta) + \theta \mp k\theta$
4	Rotor	$\omega_s t - \theta$	$-\theta, \mp k\theta$		$(\omega_s t - \theta) + \theta', (\omega_s t - \theta) \pm k\theta$
5	Estator	$(\omega_s t - \theta) \pm k\theta$		$\theta, \pm k\theta$	$(\omega_s t - \theta) \pm k\theta - \theta, (\omega_s t - \theta) \pm k\theta \mp k\theta$
6	Rotor	$(\omega_s t - 2\theta \pm k\theta)$	$-\theta, \mp k\theta$		$(\omega_s t - 2\theta \pm k\theta) + \theta, (\omega_s t - 2\theta \pm k\theta) \pm \theta$

Taula 4.3 Desenvolupament harmònic per a alimentació en tensió



Si es suposa que s'està en règim permanent i es consideren els tres primers termes (de la gràfica anterior),

$$\begin{aligned}
 v_{sF} &= v_{sF1} + v_{sF2} + v_{sF3} \\
 v_{rF} &= v_{rF1} + v_{rF2} + v_{rF3} \\
 i_s &= i_{sF1} + i_{sF2} + i_{sF3} = \sqrt{3/2} I_{s1} e^{j(\omega_s t + \varphi_{s1})} + \sqrt{3/2} I_{s2} e^{j(\omega_s t - \theta \pm k\theta + \varphi_{s2})} + \sqrt{3/2} I_{s3} e^{j(\omega_s t \mp k\theta + \theta + \varphi_{s3})} \\
 i_r &= i_{rF1} + i_{rF2} + i_{rF3} = \sqrt{3/2} I_{r1} e^{j(\omega_s t - \theta + \varphi_{r1})} + \sqrt{3/2} I_{r2} e^{j(\omega_s t \mp k\theta + \varphi_{r2})} + \sqrt{3/2} I_{r3} e^{j(\omega_s t - 2\theta \pm k\theta + \varphi_{r3})}
 \end{aligned} \tag{50}$$

On $v_{sF2} = v_{sF3} = v_{rF1} = v_{rF2} = v_{rF3} = 0$

$$\begin{aligned}
 \frac{di_{sF}}{dt} &= j\omega_s i_{sF1} + j(\omega_s - \omega_m \pm k\omega_m) i_{sF2} + j(\omega_s \mp k\omega_m + \omega_m) i_{sF3} \\
 \frac{di_{rF}}{dt} &= j(\omega_s - \omega_m) i_{rF1} + j(\omega_s \mp k\omega_m) i_{rF2} + j(\omega_s - 2\omega_m \pm k\omega_m) i_{rF3}
 \end{aligned} \tag{51}$$

$$\begin{aligned}
 v_{sF1} + v_{sF2} + v_{sF3} &= r_s (i_{sF1} + i_{sF2} + i_{sF3}) + (L_s + M_k) (j\omega_s i_{sF1} + j(\omega_s - \omega_m \pm k\omega_m) i_{sF2} + j(\omega_s \mp k\omega_m + \omega_m) i_{sF3}) + \\
 &+ (j\omega_m M e^{j0} \pm j\omega_m k M_k e^{\pm jk\theta}) (i_{rF1} + i_{rF2} + i_{rF3}) + \\
 &+ (M e^{j0} \pm M_k e^{\pm jk\theta}) [j(\omega_s - \omega_m) i_{rF1} + j(\omega_s \mp k\omega_m) i_{rF2} + j(\omega_s - 2\omega_m \pm k\omega_m) i_{rF3}]
 \end{aligned} \tag{52}$$

On desenvolupant l'equació es té que,

$$\begin{aligned}
 v_{sF1} &= r_s i_{sF1} + (L_s + M_k) j\omega_s i_{sF1} + jM e^{j0} i_{rF1} \pm jkM_k e^{\pm jk\theta} i_{rF2} \\
 &+ j(\omega_s - \omega_m) M e^{j0} i_{rF1} + j(\omega_s \mp k\omega_m) M_k e^{\pm jk\theta} i_{rF2} \\
 v_{sF2} &= r_s i_{sF2} + (L_s + M_k) j(\omega_s - \omega_m \pm k\omega_m) i_{sF2} + jM e^{j0} i_{rF3} \pm jkM_k e^{\pm jk\theta} i_{rF1} \\
 &+ j(\omega_s - 2\omega_m \pm k\omega_m) M e^{j0} i_{rF3} + j(\omega_s - \omega_m) M_k e^{\pm jk\theta} i_{rF1} \\
 v_{sF3} &= r_s i_{sF3} + (L_s + M_k) j(\omega_s \mp k\omega_m + \omega_m) i_{sF3} + jM \omega_m e^{j0} i_{rF2} \\
 &+ j(\omega_s \mp k\omega_m) M e^{j0} i_{rF2}
 \end{aligned} \tag{53}$$

I queden termes no ajustables que corresponen a termes que queden per sobre del truncament dels harmònics i es poden negligir,

$$\pm jk\omega_m M_k e^{\pm jk\theta} i_{rF3} + j(\omega_s - 2\omega_m \pm k\omega_m) M_k e^{\pm jk\theta} i_{rF3} \quad (54)$$

Eliminant les exponencials, es pot escriure en forma fasorial com,

$$\begin{aligned} \underline{V}_{s1} &= r_s \underline{I}_{s1} + j\omega_s M \underline{I}_{r1} + j\omega_s M_k \underline{I}_{r2} + j\omega_s (L_s + M_k) \underline{I}_{s1} \\ \underline{V}_{s2} &= r_s \underline{I}_{s2} + j(\omega_s - \omega_m \pm k\omega_m) M_k \underline{I}_{r1} + j(\omega_s - \omega_m \pm k\omega_m) M \underline{I}_{r3} + j(\omega_s - \omega_m \pm k\omega_m) (L_s + M_k) \underline{I}_{s1} \\ \underline{V}_{s3} &= r_s \underline{I}_{s3} + j(\omega_s \mp k\omega_m + \omega_m) M \underline{I}_{r2} + j(\omega_s \mp k\omega_m + \omega_m) (L_s + M_k) \underline{I}_{s3} \end{aligned} \quad (55)$$

Els termes del rotor són,

$$\begin{aligned} v_{rF1} + v_{rF2} + v_{rF3} &= r_r (i_{rF1} + i_{rF2} + i_{rF3}) + (-j\omega_m M e^{-j\theta} \mp j\omega_m k M_k e^{\mp jk\theta}) (i_{sF1} + i_{sF2} + i_{sF3}) \\ &\quad + j\omega_s (M e^{-j\theta} + M_k e^{\mp jk\theta}) i_{sF1} + j(\omega_s - \omega_m \pm k\omega_m) (M e^{-E\theta} + M_k e^{\mp jk\theta}) i_{sF2} + \\ &\quad + j(\omega_s \mp k\omega_m + \omega_m) (M e^{-j\theta} + M_k e^{\mp jk\theta}) i_{sF3} + \\ &\quad + j(\omega_s - \omega_m) (L_r + M_k) i_{rF1} + j(\omega_s \mp k\omega_m) (L_r + M_k) i_{rF2} + \\ &\quad + j(\omega_s - 2\omega_m \pm k\omega_m) (L_r + M_k) i_{rF3} \end{aligned} \quad (56)$$

Descomposant l'equació es té que,

$$\begin{aligned} v_{rF1} &= r_r i_{rF1} + j(\omega_s - \omega_m) (L_r + M_k) i_{rF1} - j\omega_m M e^{-j\theta} i_{sF1} \mp j\omega_m k M_k e^{\mp jk\theta} i_{sF2} \\ &\quad + j\omega_s M e^{-j\theta} i_{sF1} + j(\omega_s - \omega_m \pm k\omega_m) M_k e^{\mp jk\theta} i_{sF2} \\ v_{rF2} &= r_r i_{rF2} + j(\omega_s \mp k\omega_m) (L_r + M_k) i_{rF2} - j\omega_m k M_k e^{\mp jk\theta} i_{sF1} \\ &\quad - j\omega_m M e^{-j\theta} i_{sF3} + j\omega_s M_k e^{\mp jk\theta} i_{sF1} + j(\omega_s \mp k\omega_m + \omega_m) M e^{-j\theta} i_{sF3} \\ v_{rF3} &= r_r i_{rF3} + j(\omega_s - 2\omega_m \pm k\omega_m) (L_r + M_k) i_{rF3} - j\omega_m M e^{-j\theta} i_{sF2} \\ &\quad + j(\omega_s - \omega_m \pm k\omega_m) M e^{-j\theta} i_{sF2} \end{aligned} \quad (57)$$

I queden els termes no ajustables,

$$\pm j\omega_m k M_k e^{\mp jk\theta} i_{sF3} + j(\omega_s \mp k\omega_m + \omega_m) M_k e^{\mp jk\theta} i_{sF3} \quad (58)$$

Reescriuint-ho en notació fasorial,

$$\begin{aligned} \underline{V}_{r1} &= r_r \underline{I}_{r1} + j(\omega_s - \omega_m) M \underline{I}_{s1} + j(\omega_s - \omega_m) (L_r + M_k) \underline{I}_{r1} \\ \underline{V}_{r2} &= r_r \underline{I}_{r2} + j(\omega_s \mp k\omega_m) M_k \underline{I}_{s1} + j(\omega_s \mp k\omega_m) M \underline{I}_{s3} + j(\omega_s \mp k\omega_m) (L_r + M_k) \underline{I}_{r2} \\ \underline{V}_{r3} &= r_r \underline{I}_{r3} + j(\omega_s - 2\omega_m \pm k\omega_m) M \underline{I}_{s2} + j(\omega_s - 2\omega_m \pm k\omega_m) (L_r + M_k) \underline{I}_{r3} \end{aligned} \quad (59)$$

En format matricial el sistema es pot escriure com,

$$\begin{aligned}
 [\mathbf{Z}][\mathbf{I}] &= [\mathbf{V}] \\
 [\mathbf{V}]^T &= \begin{bmatrix} V_{s1} & \frac{V_{s2}}{s_{s2}} & \frac{V_{s3}}{s_{s3}} & \frac{V_{r1}}{s_{r1}} & \frac{V_{r2}}{s_{r2}} & \frac{V_{r3}}{s_{r3}} \end{bmatrix} \\
 [\mathbf{I}]^T &= \begin{bmatrix} I_{s1} & I_{s2} & I_{s3} & I_{r1} & I_{r2} & I_{r3} \end{bmatrix} \\
 [\mathbf{Z}] &= \begin{bmatrix} r_s + jX_s + jX_{mk} & 0 & 0 & jX_m & jX_{mk} & 0 \\ 0 & \frac{r_s}{s_{s2}} + jX_s + jX_{mk} & 0 & jX_{mk} & 0 & jX_m \\ 0 & 0 & \frac{r_s}{s_{s3}} + jX_s + jX_{mk} & 0 & jX_m & 0 \\ jX_m & jX_{mk} & 0 & \frac{r_r}{s_{r1}} + jX_r + jX_{mk} & 0 & 0 \\ jX_{mk} & 0 & jX_m & 0 & \frac{r_r}{s_{r2}} + jX_r + jX_{mk} & 0 \\ 0 & jX_m & 0 & 0 & 0 & \frac{r_r}{s_{r3}} + jX_r + jX_{mk} \end{bmatrix} \quad (60)
 \end{aligned}$$

On,

$$\begin{aligned}
 X_s &= L_s \omega_s = (L_{sd} + M) \omega_s, & X_r &= L_r \omega_s = (L_{rd} + M) \omega_s \\
 X_m &= M \omega_s & X_{mk} &= M_k \omega_s \\
 s_{s2} &= \frac{\omega_s - \omega_m \pm k \omega_m}{\omega_s} & s_{s3} &= \frac{\omega_s \mp k \omega_m + \omega_m}{\omega_s} \\
 s_{r1} &= \frac{\omega_s - \omega_m}{\omega_s} & s_{r2} &= \frac{\omega_s \mp k \omega_m}{\omega_s} & s_{r3} &= \frac{\omega_s - 2\omega_m \pm k \omega_m}{\omega_s}
 \end{aligned} \quad (61)$$

Posant les equacions en format de circuit elèctric s'obté el circuit de la Figura 4.7.

4.8.4 Circuit equivalent en règim permanent alimentat en font corrent

La solució en règim permanent del model presentat anteriorment és feixuc ja que només es requereix la presència d'un únic harmònic per tal d'obtenir un espectre infinit en les corrents d'estator i de rotor (si l'alimentació fos amb font de tensió).

Una solució de règim permanent es pot trobar si el bobinat de l'estator s'alimenta amb una font sinusoidal pura de corrent de pulsació ω_s , de valor eficaç I_{s1} i angle de fase ϕ_{Is1} . D'acord amb (50) les components de seqüència directa del corrent són:

$$i_{sF} = i_{sF1} = \sqrt{3} I_{s1} e^{j(\omega_s t + \phi_{Is1})} = \sqrt{3} I_{s1} e^{j\omega_s t}, \quad (62)$$

On I_{s1} és el fasor de la fase a . Alhora també es pot assumir que el contingut harmònic de v_{sF} es pot negligir.

$$v_{sF} \approx v_{sF1} = \sqrt{3} V_{s1} e^{j(\omega_s t + \phi_{Vs1})} = \sqrt{3} V_{s1} e^{j\omega_s t}. \quad (63)$$

Aleshores, l'anàlisi dels corrents de seqüència directa a (47) indiquen les freqüències que contindrà i_{rF} . Com el terme

$\frac{d}{dt} \left\{ \left(L_{sd} + \sum_{k=1,5,7} M_k \right) i_{sF1} \right\}$ és de pulsació ω_s , aleshores el terme $\frac{d}{dt} \left\{ \left(\sum_{k=1,5,7} M_k e^{\pm jk\theta} \right) i_{rF} \right\}$ té també pulsació ω_s , i per

tant la corrent del rotor i_{rF} conté les pulsacions $(\omega_s t - (\pm k\theta))/t$. Aleshores:

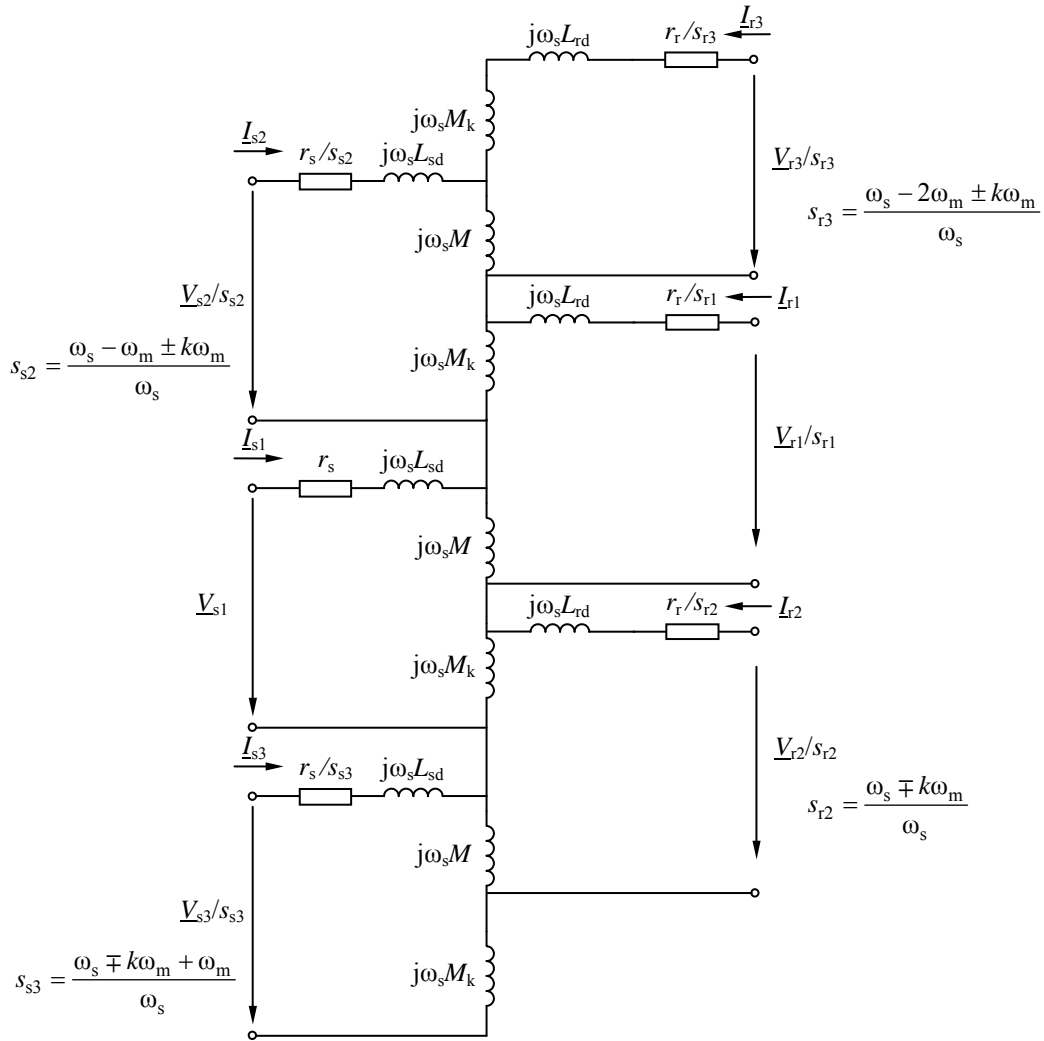


Figura 4.7 Circuit equivalent en règim permanent alimentat en font de tensió

$$\begin{aligned}
 i_{rF} &= \sum_{k=1,5,7} i_{rFk} = \sum_{k=1,5,7} \sqrt{3} I_{rk} e^{j(\omega_s t - (\pm k\theta) + \varphi_{rk})} \\
 &= \sqrt{3} I_{rk} e^{j(\omega_s t - (\pm k\theta))}.
 \end{aligned} \tag{64}$$

La substitució de (62), (63) i (64) en les equacions de seqüència directa de (47), i dividint els equacions de l'estator per $\sqrt{3/2} e^{j\omega_s t}$ i les del rotor per $s_k \sqrt{3/2} e^{j(\omega_s t - (\pm k\theta))}$, tenint en compte que $\theta = p\omega_m t + \theta_0$, s'obtenen les següents equacions fasorials:

$$\begin{aligned}
 \underline{V}_{s1} &= R_s \underline{I}_{s1} + j\omega_s L_{sd} \underline{I}_{s1} + j\omega_s \sum_{k=1,5,7} (M_k (\underline{I}_{s1} + \underline{I}_{rk})) \\
 \frac{\underline{V}_{rk}}{s_k} &= \frac{R_r}{s_k} \underline{I}_{rk} + j\omega_s \left(L_{rd} + \left(\sum_{k=1,5,7} M_k \right) - M_k \right) \underline{I}_{rk} \\
 &\quad + j\omega_s M_k (\underline{I}_{s1} + \underline{I}_{rk})
 \end{aligned} \tag{65}$$

essent: $s_k = \frac{\omega_s - (\pm k p \omega_m)}{\omega_s} = 1 - (\pm k (1 - s))$
 $(k = 1, 5, 7, 11 \dots)$.

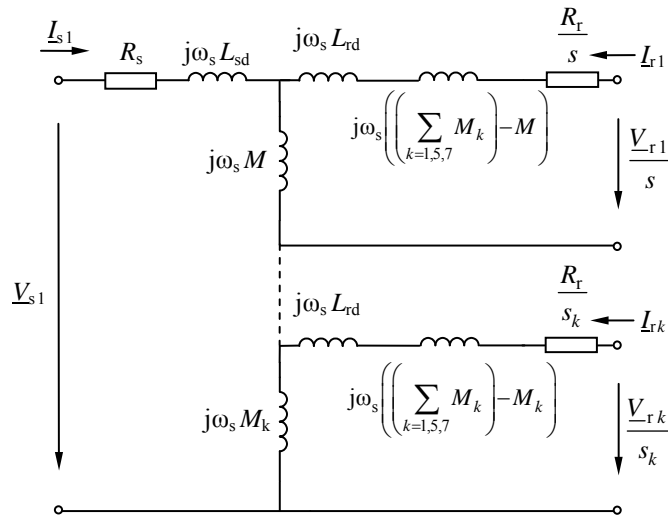


Figura 4.8 Circuit equivalent en règim permanent en cadena per al model de simple gàbia del motor d'inducció de rotor bobinat amb bobinat de distribució no sinusoidal i entreferro constant. El model assumeix que l'estator està alimentat amb una font de corrent sinusoidal pura.

Aquestes equacions es poden reescriure d'acord amb el circuit equivalent de la Figura 4.8 on el parell mig produït es pot calcular com:

$$\begin{aligned}
 T(s) &= \langle T(t) \rangle = 3p \operatorname{Im} \left\{ \sum_{k=1,5,7} \pm k M_k \underline{I}_{s1} \underline{I}_{rk}^* \right\} \\
 &= \sum_{k=1,5,7} \pm k \frac{3p}{\omega_s} \left(\frac{R_r}{s_k} I_{rk}^2 \right).
 \end{aligned} \tag{66}$$

La topologia del circuit de la Figura 4.8 és idèntica a la del model de la cadena presentat a la Figura 4.4: (1) els bobinats del rotor estan curtcircuitats ($\underline{V}_{r1} = \underline{V}_{rk} = 0$), (2) les dues inductàncies de dispersió de cada subcircuit del rotor són substituïdes per a una única inductància de dispersió total. Els dos circuits però difereixen en les resistències del rotor, ja que en la Figura 4.8 són constants i en la Figura 4.4 són variables amb cada harmònic. Aquesta diferència es pot justificar pel fet que en els motors actuals de gàbia d'esquirol el valor de la resistència depèn de la freqüència.

Cal remarcar que pels motors de rotor bobinat són menys propensos a sofrir aquests efectes ja que els seus rotors estan bobinats per a un determinat nombre de pols, i per tant són menys sensibles als harmònics.

4.8.5 Simulació del model

Per a il·lustrar el comportament del model s'ha simulat el motor #7 de la Taula 2.5 que té com a paràmetres els mostrats en la Taula 4.4. En aquest model s'ha inclòs l'harmònic de camp d'ordre $k = 7$ a través de la inductància M_7 . Com el motor de rotor bobinat està dissenyat per a un determinat nombre de pols, aquest tipus de motors són menys sensibles als efectes dels harmònics de camp que els motors de gàbia d'esquirol [19]. Per aquest motiu s'han hagut d'exagerar l'amplitud dels harmònics de camp fins al límit màxim, és a dir, aquells valors que fan que hi hagi una ona quadrada de fmm $M_7 = M/49$. S'han simulat dos casos diferents, quan el motor està alimentat amb una font

r_s	$x_{sd} = x_{rd}$	x_m	r_r	7 th harmonic: x_{m7}
0.0256	0.0679	0.5791	0.0379	$0.5791 / 49 = 0.0118$

Taula 4.4 Paràmetres en pu per al motor de rotor bobinat

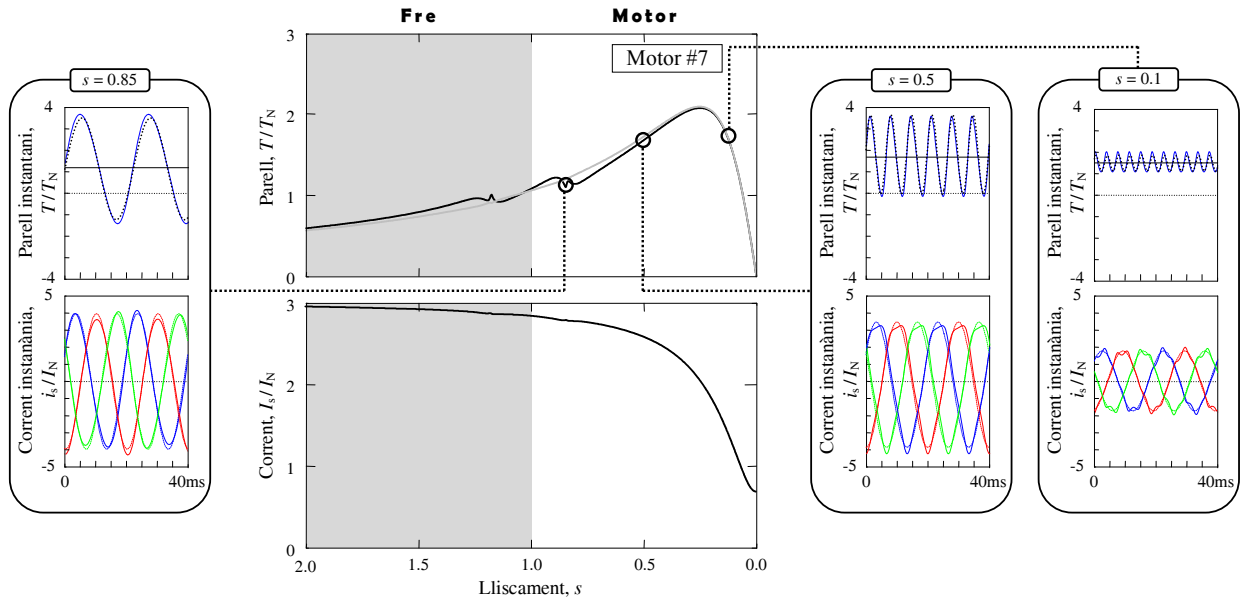


Figura 4.9 Motor simulat de rotor bobinat: Corbes de règim permanent de parell i corrent, i els parells i corrents instantànies en tres punts diferents. L'estator està alimentat amb una font sinusoidal pura de tensió (línia contínua) i amb una font pura de corrent (línia discontinua). El model assumeix que els bobinats són concentrats i l'entreferro és constant.

de tensió i quan el motor està simulat amb una font de corrent.

La Figura 4.9 mostra els resultats obtinguts amb línia contínua en el cas de font de tensió, i en línia discontinua en el cas de font de corrent. Les corrents i el parell instantanis s'han obtingut amb el model dinàmic (65)-(66), mentre que les corbes de parell i corrent – lliscament s'han obtingut amb el model en font de corrent amb la simplificació del truncament d'harmònics (és a dir alimentat amb font de tensió). Es pot comprovar que en general la segona simulació és vàlida, ja que els valors entre corbes són molt semblants. Com es pot esperar, el fet d'exagerar l'efecte dels harmònics de camp es tradueix en resultats extrems, cal fixar-se en les oscil·lacions que sofreix el parell instantani. Tanmateix, el model no sembla poder predir les fortes irregularitats mostrades en la Figura 4.2.

De tot l'anàlisi analític es poden treure algunes conclusions, (1) s'han hagut de forçar artificialment valors que fessin visibles els efectes dels harmònics de camp en les corbes de parell – lliscament, (2) el model no és vàlid en motors de gàbia d'esquirol degut al gran nombre de simplificacions que s'han realitzat, i (3) el model és vàlid en motors de rotor bobinat tot i que no s'ha validat experimentalment.

5 Efecte dels sots de tensió en generadors eòlics d'inducció de gàbia d'esquirol de velocitat fixa

5.1 Introducció

De manera general un sot de tensió és una disminució temporal del valor eficaç de la tensió de subministrament sense que en variï la freqüència.

Entre les diverses normatives que defineixen els sots de tensió, en destaquem la norma UNE – EN [45] publicada per la CENELEC (Comitè Europeu de Normalització Electrotècnica) i l'estàndard 1159 - 2009 de l' IEEE [46].

La norma UNE – EN 50160 defineix:

“Un sot de tensió és una disminució brusca de la tensió d'alimentació a un valor situat entre el 90% i l'1% de la tensió declarada U_c , seguida del restabliment de la tensió després d'un curt període de temps. Per conveni un sot de tensió dura de 10 ms a 1 min. La profunditat del sot de tensió és definida com la diferència entre la tensió eficaç mínima durant el sot de tensió i la tensió declarada.”

L'estàndard *IEEE Std 1159-2009* defineix que:

“Un sot de tensió és una disminució de la tensió, en valor eficaç, entre 0.1 i 0.9 pu a la freqüència de subministrament, per a duracions compreses entre 0.5 cicles i 1 minut”.

Els sots de tensió que es produeixen en els terminals d'una instal·lació eòlica solen estar ocasionats per faltes en la xarxa [47]. Les faltes causen una caiguda de tensió excessiva en la part de la xarxa involucrada. Quan la falta s'esvaeix o les proteccions l'aïllen la tensió es recupera. Les faltes poden ser trifàsiques (3F), trifàsiques a terra (3F-T), bifàsiques – terra (2F-T), bifàsiques (F-F) o fase – terra (F-T).

Entre d'altres efectes, els sots de tensió produeixen habitualment pics d'intensitat en els equips connectats a la xarxa. Aquests pics es poden produir durant la caiguda de la tensió, però també en la recuperació, depenent del tipus de càrrega [48][49][50]. Aquestes sobreintensitats poden provocar l'actuació de les proteccions de les càrregues

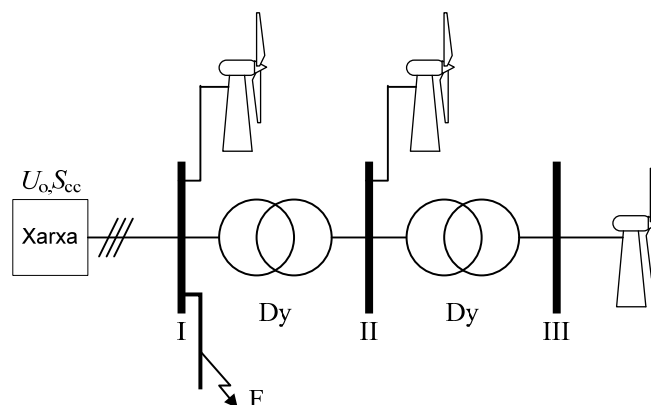


Figura 5.1 Xarxa per a la propagació dels sots de tensió

	F-T	F-F	2F-T	3F
I	B	C	E	A
II	C	D	F	A
III	D	C	G	A

Taula 5.1 Propagació dels sots de tensió al llarg de la xarxa

desconnectant-les per tal de quedar protegides.

En els motors d'inducció, també es produeixen pics de parell i pèrdua de velocitat de gir [49][50]. En els transformadors la recuperació de la tensió pot provocar la saturació del nucli ocasionant el consum d'intensitats molt elevades, de l'ordre de les corrents de connexió (*inrush*) [51]. Altres estudis també han analitzat quins són els efectes dels sots de tensió en els contactors [52].

Entre altres requeriments els codis de xarxa [4][5] actualment imposen que les unitats de generació eòliques romanguin connectades mentre duri la falta. Això implica que les proteccions no poden actuar provocant la desconexió dels generadors.

5.2 Classificació i modelització

La classificació dels sots de tensió amb més acceptació a la literatura és la presentada a [53]. Aquesta classificació estableix set tipus diferents de sots de tensió que es poden deduir a partir de la xarxa radial de la Figura 5.1. En funció del tipus de falta que es produeixi en el sistema i de l'embarrat on es mesura la tensió, s'obté un tipus de sot o un altre, segons la Taula 5.1 Propagació dels sots de tensió al llarg de la xarxa. Els fasors corresponents a cada un dels sots es mostren a la Figura 5.2.

Els sots venen caracteritzats per la tensió remanent que té la xarxa respecte la seva tensió nominal (més comunament anomenada profunditat, h), la duració del sot de tensió (Δt), el tipus de sot (A, B, C, D, E, F o G), l'instant inicial del sot (t_i), l'instant de recuperació de la tensió (t_f) i els punts inicial i final d'ona (ψ_i, ψ_f) corresponents als temps t_i i t_f . Com la recuperació de la tensió no es fa de manera instantània en totes les fases, ja que l'extinció de la corrent de falta es produeix en els passos per zero de la corrent, en les faltes bifàsiques a terra i faltes trifàsiques la recuperació es produeix en dos passos i en les faltes trifàsiques a terra en tres etapes (Figura 5.3).

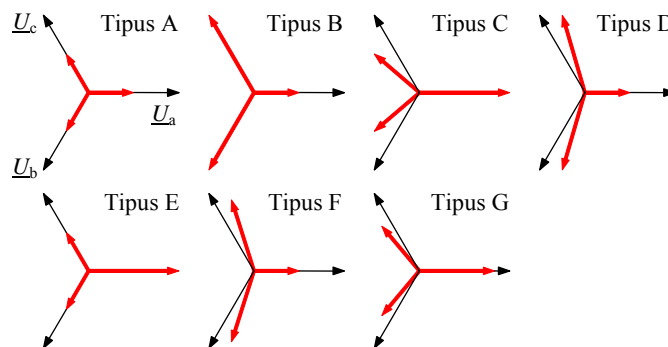


Figura 5.2 Classificació dels sots de tensió [53]

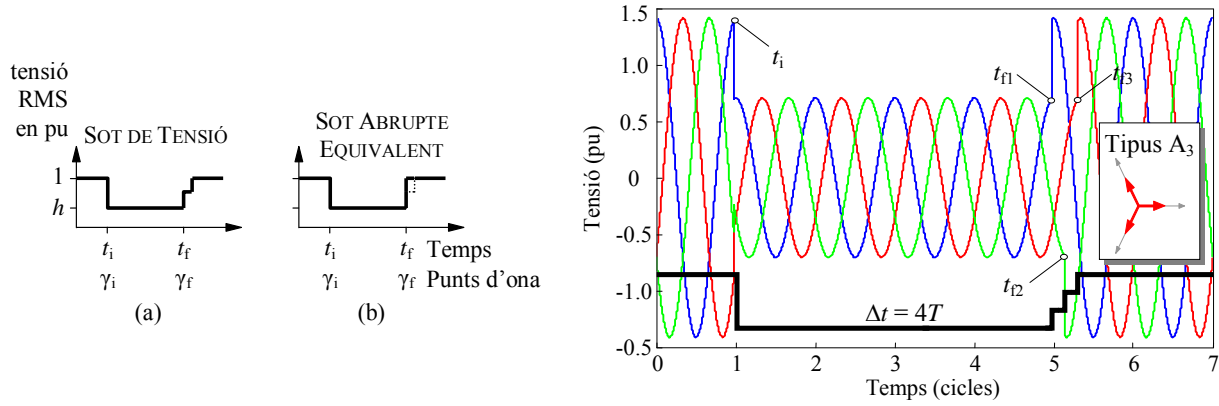


Figura 5.3 (a)(b) Diferència entre sots abruptes i sots discrets (c) Seqüència de recuperació d'un sot tipus A_3 : $A_3 \rightarrow E_{2a} \rightarrow B_b$

Finalment també es poden distingir diverses maneres d'aïllar un mateix tipus de falta.. Això significa que un sot Tipus A pot recuperar-se de cinc maneres diferents (dues o tres etapes), un sot tipus E, F i G s'esvaeixen de dues maneres diferents i finalment els sots B,C i D s'extingeixen d'una única manera. A la referència [56] es recullen (per

Sot	Seqüència	Recuperacions			Temps d'extinció de falta
		1	2	3	
B_a	–	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi$	–	–	–
C_a	–	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi + 90^\circ$	–	–	–
D_a	–	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi$	–	–	–
E_{1a}	$E_{1a} \rightarrow B_c$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi + 120^\circ$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi + 240^\circ$	–	$\omega t_{i2} - \omega t_{f1} = 120^\circ$
E_{2a}	$E_{2a} \rightarrow B_b$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi - 120^\circ$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi - 60^\circ$	–	$\omega t_{i2} - \omega t_{f1} = 60^\circ$
F_{1a}	$F_{1a} \rightarrow C_c^*$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi + 150^\circ$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi - 30^\circ$	–	$\omega t_{i2} - \omega t_{f1} = 120^\circ$
F_{2a}	$F_{2a} \rightarrow C_b^*$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi - 150^\circ$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi + 210^\circ$	–	$\omega t_{i2} - \omega t_{f1} = 60^\circ$
G_{1a}	$G_{1a} \rightarrow D_c^*$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi + 120^\circ$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi + 240^\circ$	–	$\omega t_{i2} - \omega t_{f1} = 120^\circ$
G_{2a}	$G_{2a} \rightarrow D_b^*$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi - 120^\circ$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi - 60^\circ$	–	$\omega t_{i2} - \omega t_{f1} = 60^\circ$
A_1	$A_1 \rightarrow C_a$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi - 90^\circ$	–	$\omega t_{i2} - \omega t_{f1} = 90^\circ$
A_2	$A_2 \rightarrow D_a$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi + 90^\circ$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi + 180^\circ$	–	$\omega t_{i2} - \omega t_{f1} = 90^\circ$
A_3	$A_3 \rightarrow E_{2a} \rightarrow B_b$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi + 60^\circ$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi + 120^\circ$	$\omega t_{i3} - \omega t_{f1} = 120^\circ$
A_4	$A_4 \rightarrow F_{2a} \rightarrow C_b^*$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi + 90^\circ$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi + 150^\circ$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi + 210^\circ$	$\omega t_{i3} - \omega t_{f1} = 120^\circ$
A_5	$A_5 \rightarrow G_{2a} \rightarrow D_b^*$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi + 60^\circ$	$n \cdot 360^\circ - \alpha_a + \Psi + 120^\circ$	$\omega t_{i3} - \omega t_{f1} = 120^\circ$

- $n = 0, 1, 2 \dots$
- Ψ , és l'angle de la impedància de Thévenin de la xarxa
- α_a , és la fase de la tensió de la fase A
- Els sots C^* i D^* són idèntics que els sots C i D, però restringits a profunditats $h = 1/3 \dots 1$

Taula 5.2 Recuperacions dels sots en 1, 2 i 3 passos

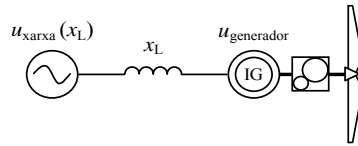


Figura 5.4 Esquema unifilar equivalent de la xarxa

la fase A les catorze recuperacions esmentades, indicant-hi els instants de recuperació i els temps d'extinció.

5.3 Influència de la impedància de la xarxa en les corbes de parell i corrent de la màquina

Prèviament a l'anàlisi de quin és l'efecte dels sots de tensió en les màquines d'inducció de gàbia d'esquirol, és necessari analitzar quin és el comportament de la màquina en una xarxa real, és a dir, en una xarxa amb una potència de curtcircuit no infinita.

Tenint en compte que l'aerogenerador està connectat a la xarxa ideal a través d'una impedància de valor x_L que inclou les impedàncies del transformador i la línia, es pot obtenir la Figura 5.5. Aquesta figura mostra la influència que té la impedància de la xarxa en les corbes parell- i corrent – lliscament pels generadors analitzats en el Capítol 2. Les corbes de la figura s'han obtingut amb el procediment següent: (1) la tensió de la xarxa es calcula per a qualsevol valor de x_L per a que el generador tingui als seus terminals les seves condicions nominals, és a dir, 1 pu; (valors base per tensions i impedàncies $S_B = P_N$, $U_B = U_N$, $f_B = f_N$, $Z_B = U_B^2/S_B$); (2) les corbes s'han graficat assumint que el valor de la tensió de xarxa es manté constant per a qualsevol valor de x_L . Per exemple, quan $x_L = 0.1$ pu, la tensió de la xarxa per obtenir $u_{\text{generador}} = 1$ pu en condicions nominals és $u_{\text{xarxa}}(0.1 \text{ pu}) = 1.044$ pu pel

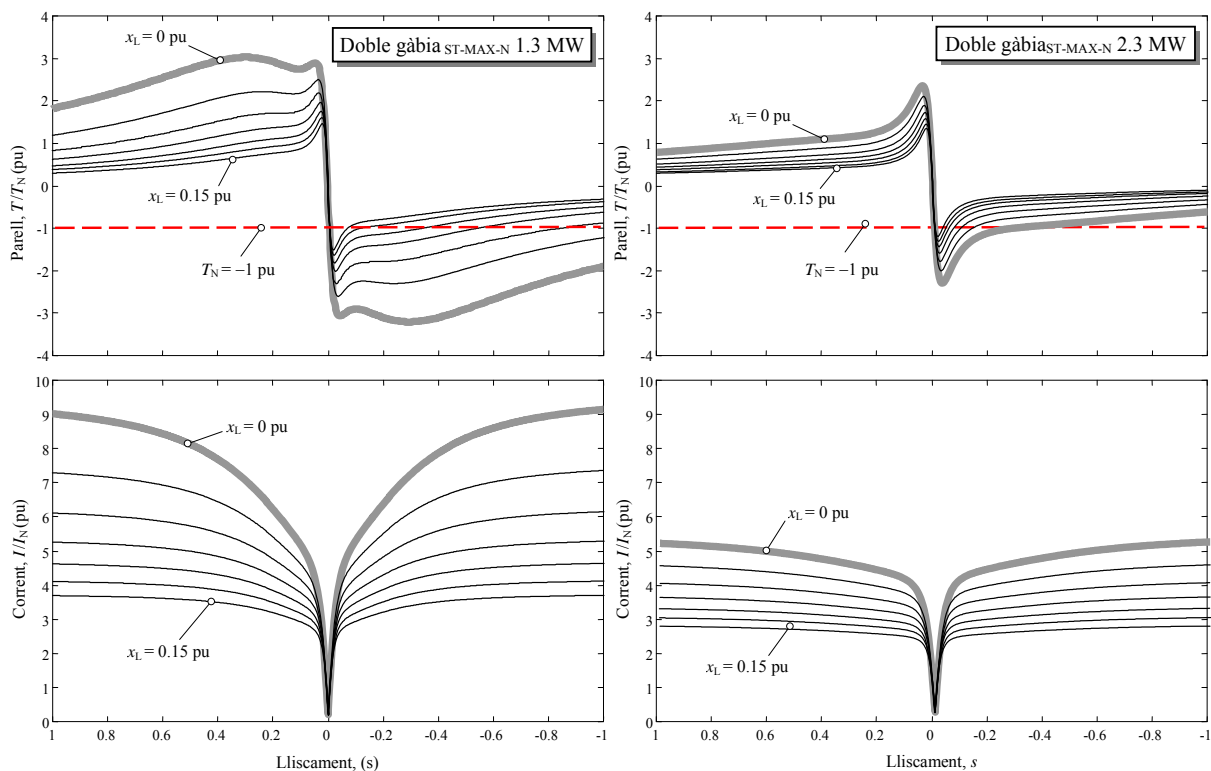


Figura 5.5 Influència de la impedància de línia (x_L varia en graons de 0.025 pu) en les corbes de parell- i corrent-lliscament dels generadors de (a) 1.3MW (b) 2.3 MW modelats d'acord amb el model Doble gàbia $ST-MAX-N$.

generador de 1.3 MW, i $u_{\text{xarxa}}(0.1 \text{ pu}) = 1.057 \text{ pu}$ pel generador de 2.3 MW.

Cal remarcar la forta influència que té la impedància de la xarxa en les corbes de parell- i corrent-lliscament de la Figura 5.5. Si la xarxa fos ideal, és a dir, $x_L = 0 \text{ pu}$, el parell disponible pel generador és el representat en el Capítol 2. Tanmateix, si la xarxa és dèbil ($x_L = 0.125 \text{ pu}$ o $x_L = 0.15 \text{ pu}$), el parell del generador es pot veure reduït quan hi existeixen altes corrents degut a l'excés de caiguda de tensió que es provoca en la impedància de la xarxa.

Aquesta reducció del parell implica una disminució de la habilitat que té el generador per a mantenir-se estable en presència de pertorbacions, com per exemple un sot de tensió.

En el cas d'un sot de tensió simètric, la característica de parell de la Figura 5.5 permet intuïtivament predir el comportament de la turbina per a diferents graus de debilitat de la xarxa. Un sot de tensió redueix el parell electromagnètic del generador (que varia amb el quadrat de la tensió). Si el parell mecànic (extret per la turbina del vent), $T_{\text{mecànic}}$ és manté constant durant el sot de tensió, la velocitat de gir s'incrementarà degut al parell accelerador $T_{\text{elèctric}}(s) - T_{\text{mecànic}}$. Quan la tensió de la xarxa es recupera, la velocitat de rotació d'abans del sot es pot recuperar o no depenent de la sobre velocitat que s'hagi assolit i de la característica de parell prèvia a la falta. En xarxes dèbils, la reducció del parell disponible (a altes corrents) limita l'habilitat de recuperar l'estat previ al sot, per tant una situació de inestabilitat és més probable.

Mirant les corbes del generador de 1.3 MW de la Figura 5.5a, aquest podria recuperar la operació inicial després d'un sot en cas que, $x_L \leq 0.1 \text{ pu}$ i una sobrevelocitat menor a $s = -0.5$. Contràriament, el model de simple gàbia pot predir una situació inestable degut al seu baix parell d'arrencada. En el cas del generador de 2.3 MW de la figura Figura 5.5b, ambdós models predirien similars situacions d'inestabilitat (amb $x_L \leq 0.1 \text{ pu}$ i una sobrevelocitat menor a $s = -0.1$) degut a la semblança de les corbes característiques.

5.4 Efecte dels sots de tensió simètrics

En aquesta secció els generadors d'inducció estudiats en el capítol 2, s'ha modelat dinàmicament per a estudiar-ne el comportament quan es produeix un sot de tensió a la xarxa. Per simplicitat, s'ha treballat amb el model d'una sola massa.

Les variables escollides per a realitzar l'estudi de l'efecte dels sots de tensió són els pics de parell i de corrent, i la velocitat màxima que adquireix el generador. Aquestes magnituds s'han referit als seus valors nominals,

$$\begin{aligned}
 T_{\text{pic,N}} &= \frac{T_{\text{pic}}}{T_N} = \frac{\max\{|T(t)|\}}{T_N} \\
 i_{\text{pic,N}} &= \frac{i_{\text{pic}}}{\sqrt{2}I_N} = \frac{\max\{|i_a(t)|, |i_b(t)|, |i_c(t)|\}}{\sqrt{2}I_N} \\
 \omega_{\text{max,N}} &= \frac{\omega_{\text{max}}}{\omega_N} = \frac{\max\{|\omega(t)|\}}{\omega_N}
 \end{aligned} \tag{67}$$

La Figura 5.6 il·lustra l'efecte d'un sot de tensió al generador de 1.3MW quan aquest s'ha modelitzat amb el model de simple i de doble gàbia. El sot de tensió és simètric amb una duració de $\Delta t = 0.44 \text{ s}$ i una profunditat de $h = 0.1$. El parell mecànic (el parell extret del vent en la part d'alta velocitat de la turbina) és el nominal i es manté constant, i la inèrcia del conjunt és $H = 2 \text{ s}$.

La Figura 5.6a conté l'evolució del parell electromagnètic, on el màxim pic es produeix a l'inici del sot de tensió. Les figures Figura 5.6b mostra l'evolució temporal de les tres corrents $i_a(t)$, $i_b(t)$ and $i_c(t)$, on a diferència del cas anterior el pic es situa a l'instant de la recuperació de la tensió.

L'anàlisi d'estabilitat de tensió requereix el càlcul instantani del valor eficaç de la tensió de línia $v_{rms}(t)$,

$$v_{rms,N}(t) = \frac{v_{rms}(t)}{U_N} = \frac{\sqrt{v_{an}^2 + v_{bn}^2 + v_{cn}^2}}{U_N} \quad (68)$$

La Figura 5.6c conté el valor eficaç instantani en terminals del generador amb línia gruixuda i el de la xarxa $u_{xarxa}(x_L)$, amb línia discontinua. Es pot veure com la tensió en els terminals del generador cau durant el sot però no es recupera instantàniament quan la el curtcircuit s'ha aïllat. El model de doble gàbia prediu una recuperació progressiva després del sot, mentre que el model d'una gàbia erra en la seva predicció, erròniament es prediu una inestabilitat en la tensió.

Finalment, la Figura 5.6d mostra la velocitat rotòrica. En el cas del model doble gàbia, el generador recupera la seva velocitat nominal mentre que el model de simple gàbia és inestable. Aquest resultat és correspon amb els presentats prèviament en la literatura relacionada amb els generadors de velocitat fixa exposats a falles del sistema.

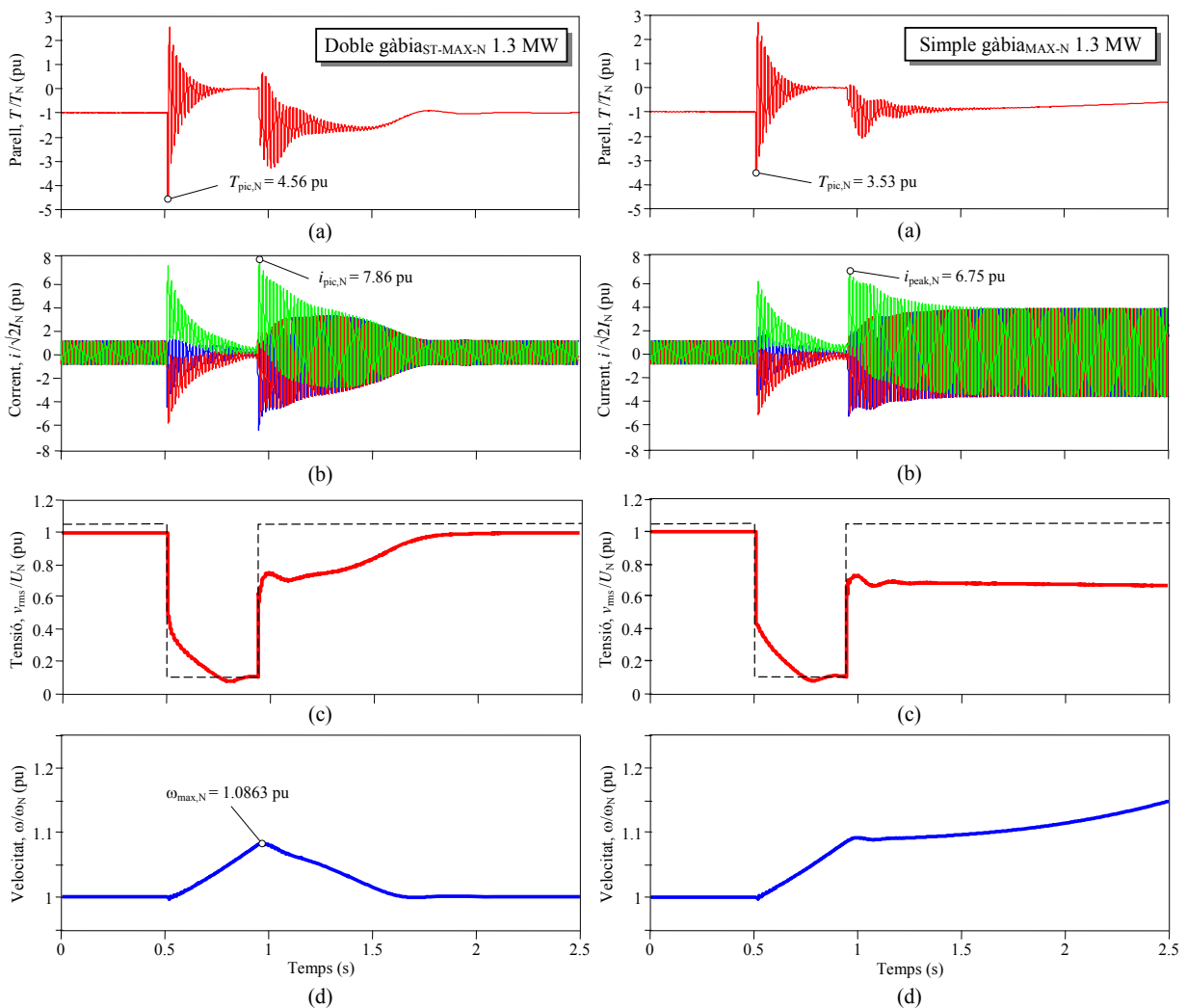


Figura 5.6 Comportament dels models de doble gàbia i de simple gàbia davant d'un sot simètric $h = 0.1$, $\Delta t = 0.4$ s i $x_L = 0.1$ pu

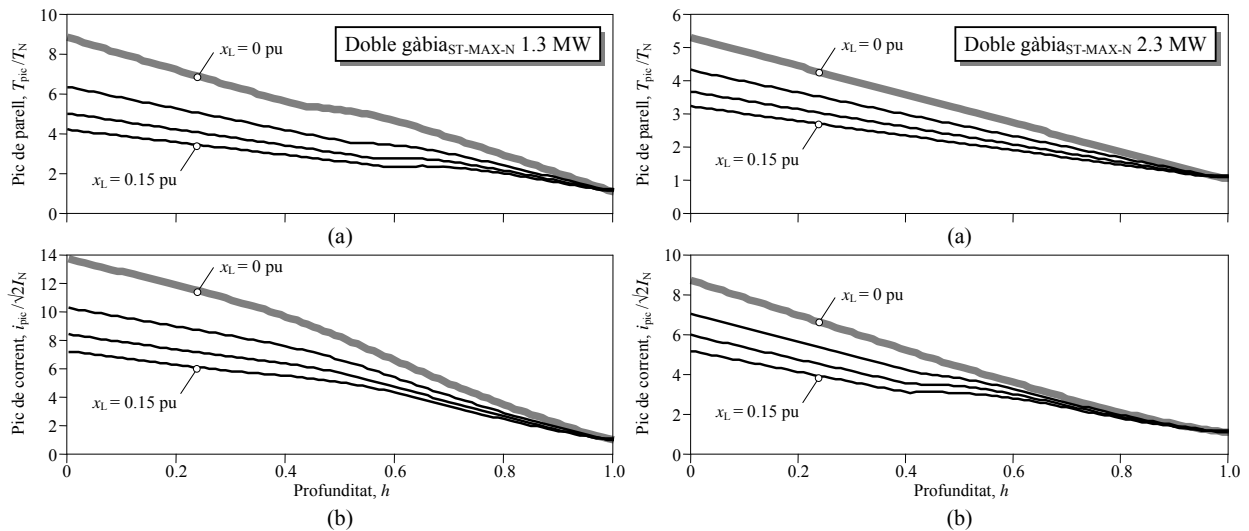


Figura 5.7 Influència de la impedància de línia en els pics de parell i corrent

5.4.1 Pics de corrents i de parell electromagnètic

En aquesta subsecció s'analitza quin és l'impacte de les característiques del sot de tensió en els pics de corrent i de parell. La Figura 5.7 mostra quina és la influència en els pics de parell electromagnètic i de corrent per al model de doble gàbia per als dos generadors analitzats. En aquest cas la duració del sot és $\Delta t = 0.44$ s, però cal remarcar que aquest paràmetre no té influència en aquestes gràfiques ja que els pics ocorrien en l'inici o en la fi del sot, però no durant. A més, es pot observar que el fet de tenir xarxes elèctriques amb una determinada impedància ajuda a reduir l'impacte dels sots de tensió en quan a pics de parell i corrent es refereix. També és fàcilment observable com les pitjors situacions es donen quan els sots de tensió són de major profunditat.

5.4.2 Estabilitat de la velocitat rotòrica

Com s'ha vist anteriorment, la velocitat del generador augmenta durant el sot de tensió. Les característiques del sot, la debilitat de la xarxa i l'estat d'operació són determinants per a què el generador pugui o no recuperar l'estat inicial pre-falta. Aquest fenomen es descriu com a estabilitat de la velocitat rotòrica i és definit a [55]. Aquesta secció analitza la estabilitat de la velocitat rotòrica i proposa l'ús del temps de recuperació com a indicador de l'estabilitat del sistema.

5.4.3 Corbes d'estabilitat de velocitat

La operació de la turbina eòlica es pot veure compromesa quan aquesta està sotmesa a un sot de tensió. El criteri de mal funcionament que s'ha escollit en aquesta tesi és l'estabilitat de velocitat rotòrica, és a dir, la capacitat de la turbina de recuperar la velocitat inicial un cop el sot s'ha esvaït. El resultat obtingut de la simulació es troben a la Figura 5.8 per als models de simple i doble gàbia dels generadors de 1.3MW i 2.3 MW. La figura indica quan la velocitat de la turbina s'ha tornat inestable o s'ha mantingut estable per sots simètrics de duració entre 0.01 s i 1.5 s, amb profunditats entre 0 i 0.99 (més de 15,000 sots de tensió diferents han estat simulats per cada model). Les quatre corbes que formen la figura marquen el límit d'estabilitat per a cada un dels models. Els punts de l'esquerra de les línies indiquen estabilitat, mentre que els punts situats a la dreta indiquen inestabilitat.

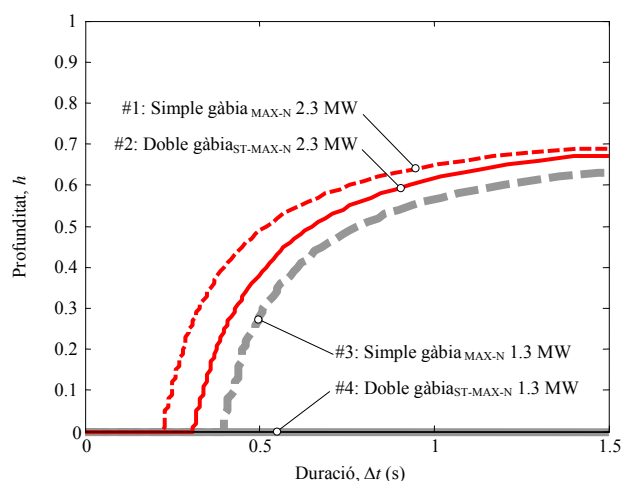


Figura 5.8 Corba d'estabilitat per als models Simple gàbia_{MAX-N} i Doble gàbia_{ST-MAX-N} dels generadors de 1.3 MW i 2.3 MW.

Impedància de línia $x_L = 0.1$ pu i sot de tensió tipus A_3 .

Cal fixar-se que el model de simple gàbia per generador de 1.3 MW prediu inestabilitat per sots de tensió situats a la dreta de la corba #3, mentre que el model de doble gàbia roman estable per a la totalitat dels sots estudiats com es pot veure a través de la línia horitzontal #4.

Ans el contrari, ambdós models per al generador de 2.3 MW prediuen inestabilitat per aquells sots situats a la dreta de les corbes #1 i #2. En aquest cas cal recordar la gran semblança que hi havia entre les corbes de parell - llicament dels dos models (Figura 2.5).

Finalment, es pot afirmar que el generador de 1.3 MW és més estable que el de 2.3MW per a sots més severos (sigui per duració o per profunditat).

5.4.4 Temps de recuperació de la velocitat

La inestabilitat de la velocitat no és una magnitud pràctica per a analitzar l'estabilitat del sistema, ja que no té una correlació clara amb el temps que es requereix per a recuperar l'estat inicial abans del sot.

El temps de recuperació és un indicador que si inclou aquest requeriment, i es pot definir com, el temps que requereix pel generador per recuperar la velocitat d'abans de la falta amb un error del 0.01 pu.

Figura 5.9 il·lustra la influència de la impedància de la xarxa i de l'estat de càrrega (parell extret del vent) en el temps de recuperació per a un sot de profunditat $h = 0.1$ i una duració de $\Delta t = 0.44$ s. Es pot veure com hi ha una diferència significant entre els temps predits pels models de simple i de doble gàbia, a pesar d'això, cal remarcar que els temps de recuperació predits per les situacions en què el generador no funciona a plena càrrega són similars.

El mateix anàlisi s'ha fet pel generador de 2.3 MW, en aquest cas les diferències, igual que en la secció anterior, són mínimes i ambdós models donen resultats semblants.

5.5 Efecte dels sots de tensió asimètrics en generadors d'inducció

La majoria de les faltes en els sistemes elèctrics de potència són de naturalesa asimètriques, i tenen com a conseqüència sots de tensió asimètrics en terminals de les càrregues. Aquesta secció presenta quins són els efectes dels sots de tensió asimètrics i il·lustra quina és la influència en l'estabilitat de la velocitat rotòrica.

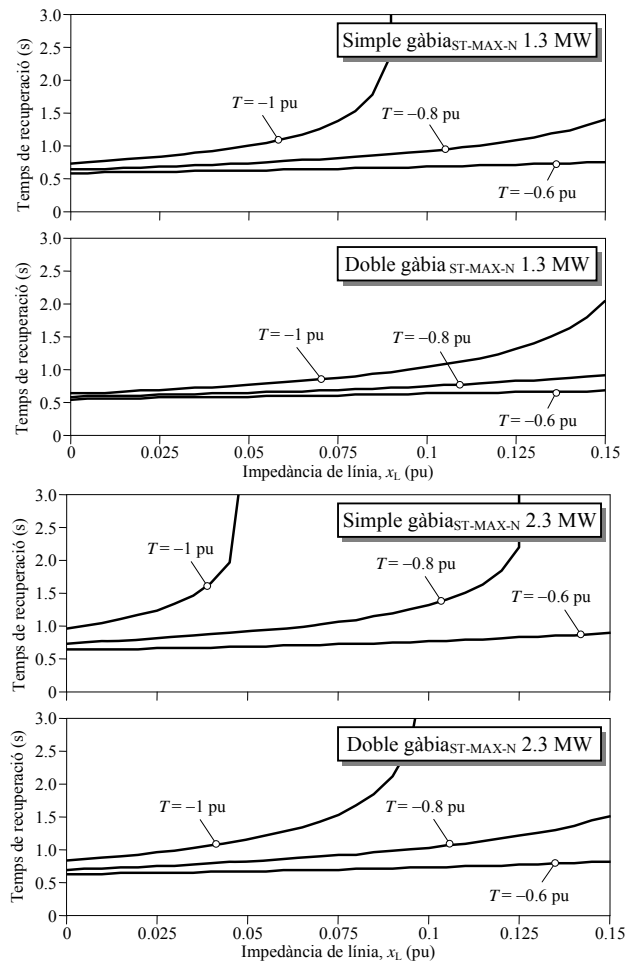


Figura 5.9 Temps de recuperació dels generadors d'1.3 MW i 2.3 MW en funció del règim de càrrega i de la impedància de línia. Els tipus més freqüents de faltes asimètriques són les fase - fase o les fase - terra, que causen els sots tipus C. A més a més també s'estudiaran quin són els efectes dels sots tipus E1.

5.5.1 Efectes dels sots de tensió asimètrics

La principal diferència entre els sots simètrics i els asimètrics és l'aparició de les components negativa i homopolar de tensions. La component homopolar només afecta en el cas que l'equipament estigui connectat a terra i la falta aparegui al mateix nivell de tensió on la càrrega estigui connectada.

La Figura 5.10 mostra l'efecte d'un sot de tensió de tipus C en el generador de 1.3MW considerant els models de doble i simple gàbia. El sot està caracteritzat per tenir una duració $\Delta t = 1.0$ s i una profunditat $h = 0.1$. En la Figura 5.10a es pot veure la oscil·lació que apareix en el parell electromagnètic de la màquina durant el sot. Aquesta oscil·lació (del doble de freqüència que la de la xarxa) no existia en el cas simètric (Figura 5.6) ja que es deu a l'aparició de la seqüència inversa de la tensió. Anàlogament, els corrents durant el sot de la Figura 5.10b són més grans que en el cas simètric de la Figura 5.6 degut al mateix motiu.

Finalment, la Figura 5.10c conté la velocitat del generador. Com ja passava en el cas simètric el generador en cas d'un sot simètric es recupera a la seva velocitat inicial mentre que el model de simple gàbia esdevé inestable.

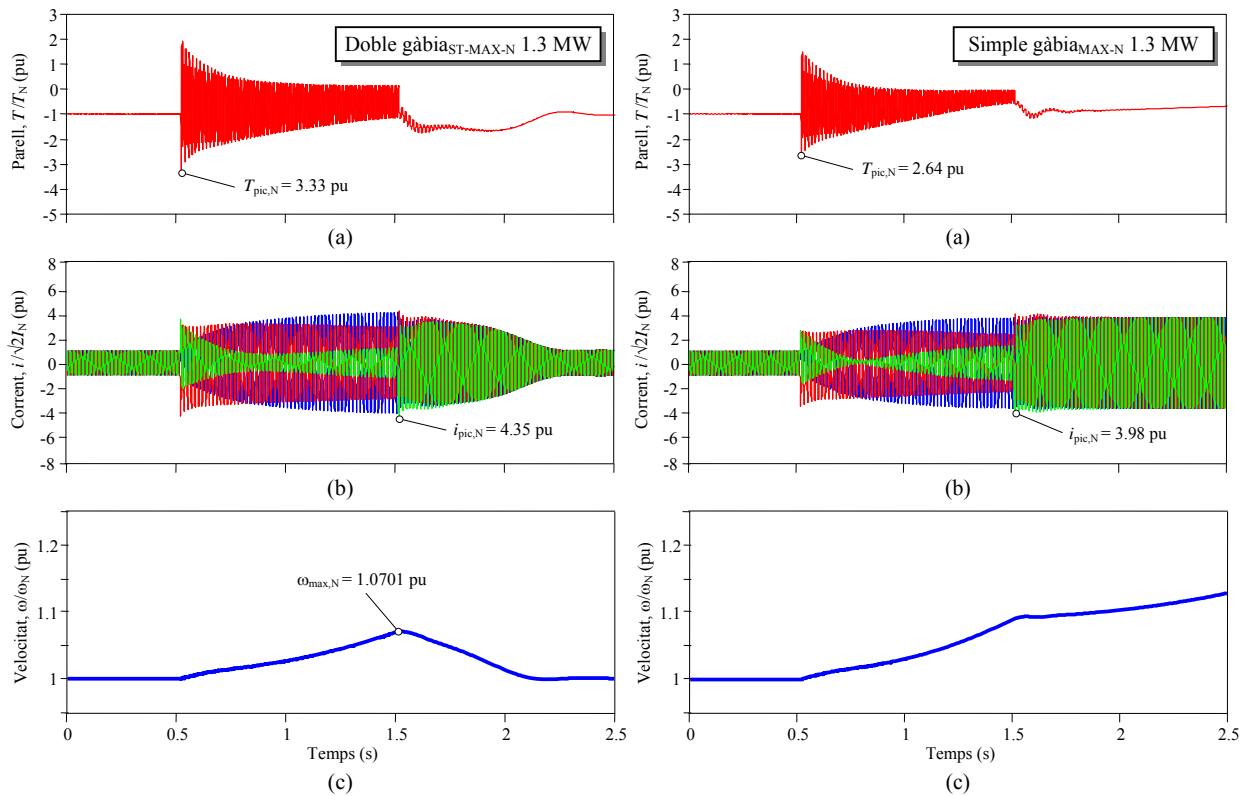


Figura 5.10 Comportament dels models de doble gàbia i de simple gàbia davant d'un sot asimètric $h = 0.1$, $\Delta t = 0.8$ s i $x_L = 0.1$ pu

5.5.2 Estabilitat de la velocitat rotòrica per a sots asimètrics

De la mateixa manera que en el cas del sot de tensió simètrics, la Figura 5.11 conté les corbes d'estabilitat de la velocitat rotòrica per als casos de sots asimètrics tipus C i E_1 pels models de simple i doble gàbia dels generadors de 1.3MW i 2.3MW.

Les conclusions que es poden obtenir d'aquestes gràfiques són molt semblants a les obtingudes anteriorment, (1) el model de simple gàbia del generador de 1.3 MW prediu inestabilitat per aquells sots situats a la dreta de la corba #3 mentre que el model de doble gàbia és estable per a tots els casos analitzats, (2) ambdós models prediuen

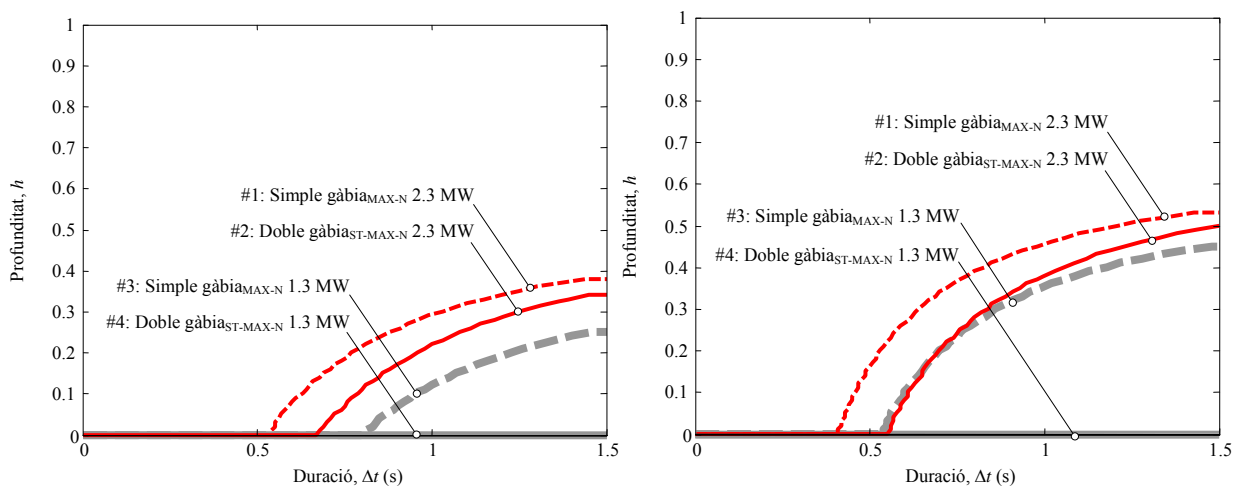


Figura 5.11 Corba d'estabilitat per als models Simple gàbia $_{MAX-N}$ i Doble gàbia $_{ST-MAX-N}$ dels generadors de 1.3 MW i 2.3 MW. Impedància de línia $x_L = 0.1$ pu i sot de tensió tipus C i E_1 .

comportaments similars per al generador de 2.3MW, (3) el generador de 1.3MW és més estable que el de 2.3MW.

Finalment, a la vista dels resultats obtinguts es pot concloure que a igualtat de característiques (profunditat i duració) un sot simètric és més sever que un sot asimètric.

6 Conclusions i treballs futurs

6.1 Conclusions

A partir dels estudis realitzats en la present tesi, i com a conseqüència de l'anàlisi dels resultats obtinguts, les principals conclusions i aportacions són:

- Respecte l'ús dels models clàssics de simple i doble gàbia
 - S'ha estudiat quina és la bondat dels models de simple i de doble gàbia en quant a la estimació de paràmetres de dos generadors eòlics construïts amb característiques oposades. En un dels casos es disposava d'un alt parell d'arrencada (amb una alta corrent d'arrencada) i en l'altre cas es tenia una baixa corrent d'arrencada (amb un conseqüent baix parell d'arrencada). El que s'ha demostrat és que el model de doble gàbia ha estat capaç de modelitzar correctament ambdós casos mentre que el model de simple gàbia només ha permès la modelització correcta del segon dels casos estudiats. S'ha demostrat doncs que el model de doble gàbia és molt versàtil és capaç de modelar de manera correcta màquines amb un elevat parell d'arrencada, en canvi, el model de simple gàbia no permet aquest ajust i només és vàlid per aquells casos en que es tingui un corrent i un parell d'arrencada de valor no molt elevat.
 - S'ha estudiat quin és el resultat d'aplicar tècniques d'estimació de paràmetres per a la predicció de corbes de parell-lliscament i corrent-lliscament a partir d'assajos realitzats a diversos motors tant de gàbia d'esquirol com de rotor bobinat. En el cas dels motors de gàbia d'esquirol s'ha demostrat que el model d'una gàbia no és capaç d'ajustar-se a la totalitat dels punts mesurats al laboratori. Ben al contrari, el model de doble gàbia si que ha permès de manera satisfactòria reproduir els comportaments mesurats en el laboratori. Pel que fa al motor de rotor bobinat assajat, ambdós models han estat capaços d'obtenir resultats satisfactoris.
- Sobre l'anàlisi de l'efecte de la saturació en la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol
 - A partir de les mesures experimentals en règim permanent de diversos motors s'ha posat de manifest el comportament no lineal de la màquina d'inducció de gàbia d'esquirol, ja que per a diferents valors en l'alimentació per als mateixos punts de lliscament, els valors prorratejats dels parells i les corrents mesurades presentaren diferències substancials. Per a completar el registre experimental, els diferents motors van ser testats amb els assajos de buit i de curtcircuit per tal de determinar el grau de saturació tant de la branca magnetitzant com de la branca de dispersió de l'estator i el rotor.
 - Gràcies a les mesures adquirides al laboratori, es va posar de relleu que la modelització de la saturació mitjançant una funció matemàtica àmpliament usada en la literatura no és vàlida, almenys en els casos mesurats en el laboratori. Per reproduir les corbes mesurades s'ha presentat una nova funció matemàtica molt més versàtil i que a per les seves característiques pot ser utilitzada en la modelització dinàmica de la màquina.
 - Per a determinar quina és la reactància que permet l'ajust de les diferents corbes mesurades, s'ha analitzat detalladament quin és l'efecte de saturar cada una de les reactàncies de l'esquema

equivalent i el seu efecte en les corbes de parell – i corrent – lliscament. El primer resultat important és que la saturació de la reactància magnetitzant tot i ser clara, no té un efecte en les corbes de parell i corrent sempre i quan l'alimentació de la màquina és mantingui com a màxim a la seva tensió nominal. El resultat significatiu és que la hipòtesi que sigui la reactància de dispersió de l'estator la que es satura, permet l'ajust del model amb les diferents mesures de laboratori. S'ha demostrat que la resta de reactàncies tot i si tenir efectes sobre les corbes no permeten per si soles l'ajust del model.

- També s'ha posat de manifest que en el cas de considerar models més complexos ,on hi hagi més d'una reactància saturable, els resultats de l'ajust poden esdevenir més precisos. Tanmateix tenint en compte els resultats obtinguts queda demostrat que amb el model mínim amb la reactància de dispersió de l'estator saturada els resultats són suficientment acurats.

- Respecte la introducció d'harmònics de camp en la modelització de la màquina
 - S'han presentat les corbes de règim permanent de parell- i corrent-lliscament de tres motors assajats en el laboratori en el rang de lliscament $s = 2$ fins a $s = 0$. En que dos dels tres motors presentaren fortes irregularitats en la corba de parell.
 - S'ha realitzar un procediment d'ajustament d'aquestes mesures amb els models clàssics de simple i doble gàbia, i de simple gàbia en cadena que té en compte l'efecte dels harmònics de camp.
 - Quan els efectes dels harmònics de camp són importants, els models clàssics no són adequats per ajustar totalment les corbes de parell- i corrent-lliscament. Contràriament, el model de simple de gàbia en cadena ha demostrat un excel·lent ajust entre les mesures experimentals i el model teòric
 - S'ha analitzat l'origen dels harmònics de camp i s'ha justificat l'origen de l'esquema de simple gàbia en cadena.

- Sobre l'efecte dels sots de tensió en aerogeneradors de velocitat fixa
 - S'ha modelitzat els sots de tensió d'una manera realista, és a dir, la recuperació de les tensions es produeix en diverses etapes que coincideixen en els passos per zero de les corrents.
 - En cas que el generador estigui connectat a una xarxa dèbil, és a dir, amb una potència de curtcircuit no infinita, les corbes característiques de la màquina es poden veure afectades. En concret l'efecte de la impedància de la xarxa en la minva de la corba de parell no és menyspreable. Aquest fet es deu a que per a situacions en les que hi ha una elevada corrent, la caiguda de tensió a la impedància equivalent de xarxa és molt gran, de manera que el parell electromagnètic disponible és redueix ja que aquest depèn del quadrat de la tensió. Com a conseqüència, en situacions en les que hi existeixen pertorbacions tipus sot de tensió, el fet de tenir menys parell disponible fa que la màquina pugui no ser capaç de retornar al punt de treball d'abans de la falta, creant així situacions d'instabilitat. Per tant, les xarxes menys fortes tindran més probabilitats de sofrir possibles situacions d'instabilitat mentre que en xarxes més ideals aquestes probabilitats disminueixen.
 - Mitjançant simulació s'ha comprovat que els principals efectes dels sots de tensió en aerogeneradors de velocitat fixa basats en gàbia d'esquirol són, el increment de velocitat de la màquina degut a que el sistema no es capaç de transmetre l'energia obtinguda del vent cap a la

xarxa, alhora que es produeixen pics de parell i de corrent. Com a conseqüència de l'augment de velocitat, quan la tensió de la xarxa es recupera existeixen determinades situacions en les que l'aerogenerador no es capaç de retornar a la situació de funcionament inicial, en aquests casos s'ha de procedir al frenat i la desconexió de la unitat generadora del sistema.

- Una de les principals observacions ha estat que segons el tipus de característiques que tingui la màquina i de com aquesta es modelitzi (amb model de simple o doble gàbia) els resultats de les simulacions poden dur a situacions errònies. En el cas de màquines amb un efecte de doble gàbia acusat, la seva modelització amb un model de simple gàbia pot conduir a preveure la inestabilitat de la màquina enfront un sot de tensió, tanmateix si la modelització es fa amb el model de doble gàbia, pot ser que el resultat obtingut sigui el de recuperació del punt de treball d'abans del sot.
- Un altre efecte que s'ha pogut determinar és que els pics de corrent que es produeixen poden ser més severos a la recuperació de la tensió de la xarxa que al moment de produir-se el sot de tensió. També s'ha analitzat la influència que té la impedància de la xarxa en aquests pics. Quanta més impedància tingui la xarxa, és a dir, com més dèbil sigui, els pics de corrent es redueixen independentment del model de la màquina que s'hagi escollit. Un resultat que pot semblar lògic és que els pics de corrent més severos es produeixen quan apareixen sots més profunds.
- De manera similar a l'anàlisi dels pics de corrent, també s'ha comprovat amb conclusions similars els pics de parell que s'obtenen al sotmetre el generador a sots de tensió en xarxes amb diferents impedàncies.
- Per poder descriure quin és el comportament davant de sots simètrics i asimètrics per a cada un dels generadors analitzats, s'han representat les respectives corbes d'estabilitat, és a dir, les gràfiques que relacionen l'estabilitat del generador en funció de la profunditat i la duració del sot. Els principals resultats són que els sots més severos són els simètrics, i els que sofreixen menys inestabilitat són els asimètrics. També s'ha comprovat que pels generadors analitzats i modelats amb simple i doble gàbia, el model de doble gàbia és més estable i en el cas del generador de 1.3 MW els models donen resultats contradictoris.
- Com a resultat de la poca informació que s'obté de la coneixença de si la màquina serà o no serà estable quan estigui sotmesa a un sot de tensió, s'ha introduït com a indicador de l'estabilitat del sistema, el temps de recuperació que triga la màquina a retornar a la situació de treball d'abans del sot.

Com a conseqüència dels estudis realitzats i que conformen la present tesi s'han elaborat i publicat en revista indexada dos articles [60][61] i n'hi han dos més en procés de redacció i revisió.

6.2 Treballs futurs

Les futures línies d'investigació que donaran continuïtat als treballs realitzats en aquesta tesi són:

- Estimació de paràmetres en la màquina de rotor bobinat a partir de mesures temporals
- Estimació de paràmetres de la màquina de gàbia d'esquirol a partir de mesures temporals
- Estimació de paràmetres de la màquina de gàbia d'esquirol a partir de mesures en freqüència
- Efectes de la saturació en règim temporal
- Saturació en la màquina de rotor bobinat
- Efecte dels sots de tensió en màquines de rotor bobinat
- Estratègies de control de la màquina de rotor bobinat durant sots de tensió
- Efecte dels sots de tensió en equips de rectificació actius
- Anàlisi dels efectes dels sots de tensió utilitzant models reduïts

7 Bibliografía

- [1] Red Eléctrica de España, “El sistema eléctrico español”, REE, 2011
- [2] Z. Chen, Y. Hu, F. Blaabjerg, “Stability improvement of induction generator-based wind turbine systems,” *IET Renew. Pow. Gener.*, vol.1, no. 1, pp. 81-93, Mar. 2007.
- [3] V. Akhmatov, H. Knudsen, “Large penetration of wind and dispersed generation into Danish power grid,” *Electric Power Systems Research*, vol. 77, no. 9, pp. 1228-1238, Jul. 2007.
- [4] Spanish Ministry of Industry, Tourism and Trade, “OP 12.1. Requests for new installations connection to the transmission network,” (in Spanish,) BOE, no. 51, pp. 7405-7430, Mar. 1, 2005. Available: <http://www.ree.es>.
- [5] “The Nordic electric power system”, Nordic Grid Code 2007, s. 8. Nordel, 2007
- [6] P. Kundur, *Power Systems Stability and Control*. New York: McGraw-Hill, 1994, pp. 296-297.
- [7] Guasch, L., Córcoles F., and Pedra J.: ‘Effects of symmetrical and unsymmetrical voltage sags on induction machines’, *IEEE Trans. Power Delivery*, 2004, 19, (2), pp. 774-782
- [8] G. Quinonez-Varela, A. Cruden, “Modelling and validation of a squirrel cage induction generator wind turbine during connection to the local grid,” *IET Gener. Trans. Distrib.*, vol. 2, no. 2, pp. 301-309, Mar. 2008.
- [9] H. M. El-Helw, S. B. Tennakoon, “Evaluation of the suitability of a fixed speed wind turbine for large scale wind farms considering the new UK grid code,” *Renewable Energy*, vol. 33, no. 1, pp. 1-12, Jan. 2008.
- [10] J. G. Slootweg, H. Polinder, W. L. Kling, “Representing wind turbine electrical generating systems in fundamental frequency simulations,” *IEEE Trans. Energy Conv.*, vol. 18, no. 4, pp. 516-524, Dec. 2003.
- [11] L. M. Fernandez, J. R. Saenz, F. Jurado, “Dynamic models of wind farms with fixed speed wind turbines,” *Renewable Energy*, vol. 31, no. 8, pp. 1203-1230, Jul. 2006.
- [12] P. Ledesma, J. Usaola, J. L. Rodríguez, “Transient stability of a fixed speed wind farm,” *Renewable Energy*, vol. 28, no. 9, pp. 1341-1355, Jul. 2003.
- [13] A. P. Grilo, A. A. Mota, L. T. M. Mota, W. Freitas, “An analytical method for analysis of large-disturbance stability of induction generators,” *IEEE Trans. Power Systems*, vol. 22, no. 4, pp. 1861-1869, Nov. 2007.
- [14] J. Pedra, F. Córcoles, “Estimation of induction motor Doble gâbiamodel parameters from manufacturer data,” *IEEE Trans. on Energy Conv.*, vol. 19, no. 2, pp. 310-317, Jun. 2004.
- [15] P. L. Alger, and J. H. Wray, “Double and triple squirrel cages for polyphase induction motors,” *IEEE Trans. Power App. Syst.*, vol. 72, no. 2, pp. 637-645, Jan. 1953.
- [16] T. A. Lipo, and A. Consoli, “Modeling and simulation of induction motors with saturable leakage reactances,” *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. IA-20, no. 1, pp. 180-189, Jan./Feb. 1984.
- [17] G. J. Rogers, and D. Shirmohammadi, “Induction machine modelling for electromagnetic transient program,” *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. EC2, no. 2, pp. 622-628, Dec. 1987.
- [18] R. J. Kerkman, “Steady-state and transient analyses of an induction machine with saturation of the magnetizing branch,” *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. IA-21, no. 1, pp. 226-234, Jan./Feb. 1985.
- [19] S. Hamdi, *Design of Small Electrical Machines*. Chichester, England: John Wiley & Sons, 1994
- [20] I. Boldea, and S. A. Nasar, *The Induction Machine Handbook*. 1st ed. Boca Raton, FL: CRC Press, 2002
- [21] G. Kron, “Induction motor slot combinations rules to predetermine crawling, vibration, noise and hooks in the speed-torque curve,” *Trans. of the AIEE*, vol. 50, no. 2, pp. 757-767, Jun. 1931

- [22] J. Pedra, I. Candela, L. Sainz, "Modelling of squirrel-cage induction motors for electromagnetic transient programs," *IET Electric Power Appl.*, vol.3, no. 2, pp. 111-122, Mar. 2009.
- [23] A. Larsson, "Flicker emission of wind turbines caused by switching operations," *IEEE Trans. on Energy Conv.*, vol. 17. no. 1, pp. 119-123, Mar. 2002.
- [24] A. G. González, "Improvement of a Fixed-Speed Wind Turbine Soft-Starter Based on a Sliding-Mode Controller," Ph.D. dissertation, Dep. of Electrical Eng., University of Seville, 2006, pp. 5, 11-12.
- [25] J. Pedra, "On the determination of induction motor parameters from manufacturer data for electromagnetic transient programs," *IEEE Trans. Power Systems*, vol. 23, no. 4, pp. 1709-1718, Nov. 2008.
- [26] J. Pedra, L. Sainz, "Parameter estimation of squirrel-cage induction motors without torque measurements," *IEE Proc. Electric Power Appl.*, vol. 153, no. 2, pp. 263-270, Mar. 2006.
- [27] F. Córcoles, J. Pedra, M. Salichs, and L. Sainz "Analysis of the induction machine parameter identification," *IEEE Trans. Energy Conversion*, vol. 17, no. 2, pp. 183-190, Jun. 2002. FI CAPITOL 2
- [28] R. D. Lorenz, and D. W. Novotny, "Saturation effects in field-oriented induction machines," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 26, no. 2, pp. 283-289, Mar./Apr. 1990.
- [29] V. Donescu, A. Charette, Z. Yao, and V. Rajagopalan, "Modeling and simulation of saturated induction motors in phase quantities," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 14, no. 3, pp. 386-393, Sep. 1999.
- [30] N. R. Klaes, "Parameter identification of an induction machine with regard to dependencies on saturation," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 29, no. 6, pp. 1135-1140, Nov./Dec. 1993.
- [31] S. D. Sudhoff, D. C. Aliprantis, B. T. Kuhn, and P. L. Chapman, "Experimental characterization procedure for use with an advanced induction machine model," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 18, no. 1, pp. 48-56, Mar. 2003.
- [32] T. Tuovinen, M. Hinkkanen, and J. Luomi, "Modeling of saturation due to the main and leakage flux interaction in induction machines," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 46, no. 3, pp. 937-945, May/June. 2010.
- [33] I. Zubia, A. Zatarain, C. Alcalde, and X. Ostolaza, "In situ electrical parameters identification method for induction wind generators," *IET Electric Power Applicat.*, vol. 5, no. 7, pp. 549-557, Aug. 2011.
- [34] The MathWorks, Inc., *Matlab 7.9 (R2009b)*. Natick, MA: 2009.
- [35] J. Pedra, L. Sainz, F. Córcoles, R. López, and M. Salichs, "PSPICE computer model of a nonlinear three-phase three-legged transformer," *IEEE Trans. Power Del.*, vol. 19, no. 1, pp. 200-207, Jan. 2004. FI CAPITOL 3
- [36] N. Christofides, "Origins of load losses in induction motors with cast aluminium rotors," *Proc. of the IEE*, vol. 112, no. 12, pp. 2317-2332, Dec. 1965.
- [37] N. Christofides, and B. Adkins, "Determination of load losses and torques in squirrel-cage induction motors," *Proc. of the IEE*, vol. 113, no. 12, pp. 1995-2005, Dec. 1966.
- [38] V. Subba, and O. I. Butler, "Stray losses of polyphase cage-induction motors with particular reference to the condition of imperfect rotor-bar-iron insulation," *Proc. of the IEE*, vol. 116, no. 5, pp. 737-751, May 1969.
- [39] J.-A. Echevarría-Villar, J. Martínez-Román, and L. Serrano-Iribarnegaray, "Transient harmonic torques in induction machines: measurement and impact on motor performance," *Electrical Engineering*, vol. 94, no. 2, pp. 67-80, Jun. 2012.
- [40] H. R. Fudeh, and C. M. Ong, "Modeling and Analysis of Induction Machines Containing Space Harmonics. Parts I, II and III," *IEEE Trans. on PAS*, vol. 102, no. 8, pp. 2608-2628, Aug. 1983.
- [41] R. A. Heartz, and R. M. Saunders "Harmonics due to Slots in Electric Machines,"

- [42] J. Lesenne, F. Notelet, and G. Segulier, *Introduction a l'Electrotechnique Approfondie*. París: Technique & Documentation, 1981, pp. .
- [43] T. H. Barton, and J. C. Dunfield, "Inductances of a practical slip-ring primitive. I - An analytical study," *IEEE Trans. on PAS*, vol. 85, no. 2, pp. 140-145, Feb. 1966.
- [44] R. B. Robinson, "Inductance coefficients of rotating machines expressed in terms of winding space harmonics," *Proc. of the IEE*, vol. 111, no. 4, pp. 769-774, Apr. 1964.
- [45] UNE-EN 50160, "Características de la tensión suministrada por las redes generales de distribución". AENOR, 2008
- [46] IEEE Std. 1159-2009, "IEEE Recommended Practice for Monitoring Electric Power Quality". IEEE, 2009
- [47] M. H. J. Bollen, G. Olguin, and M. Martins, "Voltage Dips at the Terminals of Wind Power Installations," *Wind Energy*, vol. 8, no. 3, pp. 307-318, January 2005.
- [48] J. C. Das "Effects of momentary voltage dips on the operation of induction and synchronous motors" *IEEE Trans. Industry Applications*, vol 26., no. 4, July/August 1990, pp. 711-718
- [49] J. Pedra, F. Córcoles, L. Sainz "Effects of unsymmetrical voltage sags on squirrel-cage induction motors" *IET Proc. Gener. Transm. & Distrib.*, Vol.1, No. 5, September 2007, pp. 769-775
- [50] J. Pedra, L. Sainz, F. Córcoles "Effects of symmetrical voltage sags on squirrel-cage induction motors" *Electric Power Systems Research*, Vol. 77, No. 12, October 2007, pp. 1672-1680
- [51] L. Sainz, F. Corcoles, J. Pedra, L. Guasch, "Theoretical currents in Three- and Five-Legged Core Transformers" *IEEE Trans. On Power Delivery*, Vol. 22, No. 2, 2007, pp. 986 – 995
- [52] J. Pedra, F. Corcoles, L. Sainz, "Study of AC contactors during voltaje sags", 10th International Conference on Harmonics and Quality of Power, Vol. 2, 2002, pp. 565-570
- [53] M. H. J. Bollen and L. D. Zhang, "Different methods for classification of three-phase unbalanced
- [54] M. H. J. Bollen, "Voltage Recovery After Unbalanced and Balanced Voltage Dips in Three-Phase Systems," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 18, no. 4, pp. 1376-1381, October 2003.
- [55] O. Samuelsson, S. Lindahl, "On speed stability," *IEEE Trans. on Power Systems*, vol. 20, no. 2, pp. 1179-1180, May 2005.
- [56] M. H. J. Bollen, *Understanding Power Quality Problems: Voltage Sags and Interruptions*. New York: IEEE Press, 2000.
- [57] V. Akhmatov, "System stability of large wind power networks: a Danish study case," *Electrical Power and Energy Systems*, vol. 28, no. 1, pp. 48-57, Jan. 2006.
- [58] M. Bruntt, J. Havsager, H. Knudsen, "Incorporation of wind power in the East Danish power system," *Proc. Int. IEEE PowerTech. Conference*, Budapest (Hungary), Aug./Sep. 1999, paper BPT99-202-50.
- [59] J. M. Rodríguez, J. L. Fernández, D. Beato, R. Iturbe, J. Usaola, P. Ledesma, J. R. Wilhelmi, "Incidence on power system dynamics of high penetration of fixed speed and doubly fed wind energy systems: study of the Spanish case," *IEEE Trans. Power Systems*, vol. 17, no. 4, pp. 1089-1095, Nov. 2002.
- [60] J. Pedra, F. Córcoles, Ll. Monjo, S. Bogarra, and A. Rolán, "On fixed-speed WT generator modeling for rotor speed stability studies," *IEEE Trans. Power Syst.*, vol. 27, no. 1, pp. 397-406, Feb. 2012.
- [61] Ll. Monjo, F. Córcoles, J. Pedra, "Saturation effects on torque- and current-slip curves of squirrel-cage induction motors. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol. 28, No. 1, March 2013, pp. 243-254.

7.1 Publicacions de l'autor

- 1 J. Pedra, F. Córcoles, Ll. Monjo, S. Bogarra, A. Rolán, *On fixed-speed WT generator modeling for rotor speed stability*. IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 27, No. 1, February 2012, pp. 397-406.
Índex d'impacte (2012): 2.678
- 2 Ll. Monjo, F. Córcoles, J. Pedra, *Saturation effects on torque- and current-slip curves of squirrel-cage induction motors*. IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 28, No. 1, March 2013, pp. 243-254.
Índex d'impacte (2012): 2.272
- 3 H. Martín, J. De la Hoz, Ll. Monjo, J. Pedra, *Study of reduced-order models of squirrel-cage induction motors*. Electric Power Components and Systems, Vol. 39, 2011, pp. 1542-1562.
Índex d'impacte (2012): 0.681
- 4 L. Sainz, Ll. Monjo, S. Riera, J. Pedra, *Study of the Steinmetz Circuit influence on AC traction system resonance*. IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 27, No. 1, 2012, pp. 2295-2303.
Índex d'impacte (2012): 1.353
- 5 Ll. Monjo, L. Sainz, S. Riera, J. Bergas *Theoretical study of the Steinmetz circuit design*. Electric Power Components and Systems, Vol. 39, 2012, pp. 1-43.
Índex d'impacte (2012): 0.681
- 6 Ll. Monjo, L. Sainz, J. Rull, *Statistical study of resonance in AC traction systems equipped with Steinmetz Circuit*. Electric Power Systems Research, Acceptat
Índex d'impacte (2012): 1.478
- 7 H. Kojooyan-Jafari, Ll. Monjo, F. Córcoles, J. Pedra, *Parameters estimation of wound-rotor induction motors from transient measurements*. Enviat en 2a revisió a IEEE Transactions on Energy Conversion
- 8 S. Bogarra, Ll. Monjo, J. Saura, F. Córcoles, J. Pedra, *Comparison of VSI-Fed ASD simplified models during voltage sags*. Enviat a IEEE Transactions on Power Electronics
- 9 Ll. Monjo, F. Córcoles, J. Pedra, *Squirrel-cage induction motor parameters estimation considering space harmonics*. Enviat a IEEE Transactions on Energy Conversion
- 10 Ll. Monjo, L. Sainz, *Resonances on the 1x25kV Traction Systems*. Enviat a IEEE Transactions on Power Delivery

Annex. Publicacions derivades de la Tesi