



MÁSTER EN INGENIERÍA INDUSTRIAL

TRABAJO FIN DE MÁSTER

DISEÑO DE SISTEMA DE GENERACIÓN CON IMANES PERMANENTES PARA TURBINAS EÓLICAS MARINAS

Autor: Blanca Zunzunegui Fernández

Director: Juan Antonio Talavera Martín

Julio 2023, Madrid

Declaro, bajo mi responsabilidad, que el Proyecto presentado con el título
...DISEÑO DE SISTEMA DE GENERACIÓN CON IMANES PERMANENTES PARA
TURBINAS EÓLICAS MARINAS...en la ETS de Ingeniería - ICAI de la Universidad
Pontificia Comillas en el
curso académico ...2022/2023... es de mi autoría, original e inédito y
no ha sido presentado con anterioridad a otros efectos. El Proyecto no es plagio de otro, ni
total ni parcialmente y la información que ha sido tomada
de otros documentos está debidamente referenciada.



Fdo.: Blanca Zunzunegui Fernández

Fecha: 14/07/2023

Autorizada la entrega del proyecto

EL DIRECTOR DEL PROYECTO



Fdo.: Juan Antonio Talavera Martín

Fecha: 14/07/2023



MÁSTER EN INGENIERÍA INDUSTRIAL

TRABAJO FIN DE MÁSTER

DISEÑO DE SISTEMA DE GENERACIÓN CON IMANES PERMANENTES PARA TURBINAS EÓLICAS MARINAS

Autor: Blanca Zunzunegui Fernández

Director: Juan Antonio Talavera Martín

Julio 2023, Madrid

DISEÑO DE SISTEMA DE GENERACIÓN CON IMANES PERMANENTES PARA TURBINAS EÓLICAS MARINAS

Autor: Zunzunegui Fernández, Blanca.

Director: Talavera Martín, Juan Antonio.

RESUMEN DEL PROYECTO

Palabras clave: Generador eléctrico, imanes permanentes, eólica marina, diseño

1. Introducción

Como consecuencia del cambio climático y los objetivos establecidos en los Planes Nacionales de Energía y Clima de los estados miembros de la Unión Europea [1], se ha puesto de manifiesto la importancia que toman las energías renovables y la necesidad de invertir en ellas. Este hecho se ha visto incrementado y acelerado tras la reciente invasión de Ucrania y la crisis energética en Europa.

Dentro de las energías renovables la energía eólica marina presenta un futuro prometedor y está atrayendo mucha inversión en todo el mundo. En 2021 se instalaron un 59% más de MW de eólica marina que en 2020. En España se ha establecido un objetivo de alcanzar 3 GW instalados de eólica marina para 2030 [2]. La energía eólica marina presenta ciertas ventajas frente a la terrestre: tiene un menor impacto visual, mayor facilidad para transportar elementos de mayor tamaño y mayor recurso de viento. Por todas estas razones la eólica marina cada vez permite instalar turbinas de mayor tamaño y de mayor potencia unitaria. La principal desventaja de los aerogeneradores marinos es el alto coste que supone su mantenimiento debido a su difícil acceso. La tecnología direct-drive al permitir eliminar la caja de cambios supone una gran reducción del coste de operación y mantenimiento al prescindir de tantas partes móviles.

El presente Trabajo de Fin de Máster se centra en el diseño del generador eléctrico del aerogenerador. Existen diferentes tipos de generadores para esta aplicación, donde los más utilizados son los asíncronos doblemente alimentados y los síncronos de imanes permanentes. En este trabajo se diseñará un generador del segundo tipo. Los generadores síncronos de imanes permanentes permiten eliminar la caja de cambios, siendo en este caso llamados direct-drive.

2. Definición del Proyecto

El Proyecto se centra en el diseño de un generador síncrono de imanes permanentes para un aerogenerador marino de 5MW de potencia. Se trata de un aerogenerador de clase IEC 1 y turbulencia de tipo B según GL [3] situado en la costa de México. Durante el diseño, se ha buscado en todo momento el compromiso entre la eficiencia técnica y la eficiencia económica.

3. Proceso de diseño y comportamiento del generador

Para las especificaciones de diseño mostradas en la Tabla_ 1, y teniendo en cuenta los parámetros iniciales mostrados en la Tabla_ 2 se ha buscado el diseño óptimo.

Tabla 1. Especificaciones del diseño

Especificaciones de diseño	
Potencia nominal (P_N)	5 MW + 10%
Revoluciones mínimas/nominales/máximas (n_N)	6 rpm/12 rpm/20 rpm
Frecuencia nominal (f_N)	36 Hz
Número de pares de polos (p)	180
Tensión nominal (U_N)	690 V
Factor de potencia ($\cos \varphi$)	0,9
Longitud del generador (L)	1300 mm
Diámetro del entrehierro (ϕ_g)	7000 mm

El generador va directamente conectado a las palas que rotan sin caja de cambios por lo que rotará a bajas velocidades, para entregar la misma potencia es necesario aumentar el número de pares de polos llegando a tener 180 pares de polos.

Tabla 2. Parámetros iniciales del diseño

Parámetros iniciales de diseño	
Entrehierro del generador (l_g)	6 mm
Altura/anchura de los imanes (l_m/w_m)	18 mm/42,5 mm
Clase de los imanes	N3616
Altura yugos rotórico/estático	15 mm/13 mm
Altura/anchura de ranuras estáticas (l_s/w_s)	83 mm/9,26 mm
Número de ranuras por paso y por fase (q)	1

Los parámetros iniciales se basan en prácticas y valores típicos aceptados en la industria, sin embargo, se podrán modificar si el diseño lo requiere. En primer lugar, se han definido ciertas suposiciones y consideraciones iniciales [4], como el paso de los polos, de las ranuras o el ancho de los dientes del estátor.

Después se ha llevado a cabo el estudio del circuito magnético del generador, teniendo en cuenta las reluctancias del rotor, de los imanes y del estator. Con estos valores se ha obtenido el valor del flujo magnético que atraviesa el entrehierro de la máquina y la amplitud de la onda cuadrada del campo magnético en el entrehierro. Para evitar la saturación en el yugo del estator se ha decidido aumentar su altura de 13mm a 14mm. Tras el cálculo analítico se ha procedido al cálculo por simulación de elementos finitos mediante el programa FEMM. Obteniendo los resultados mostrados en la Figura_ 1.

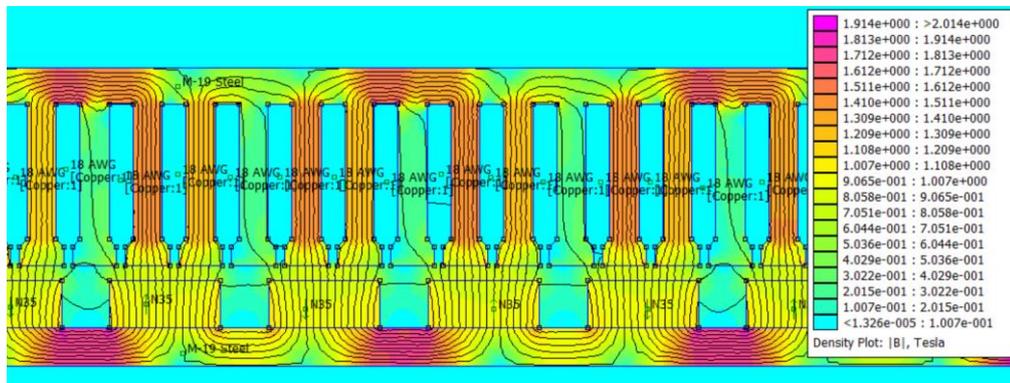


Figura 1. Simulación del circuito magnético en FEMM

Tras comprobar que, aunque puntualmente el acero al silicio sufre saturación en los yugos del generador, se considera un diseño correcto ya que es necesario que haya algo de saturación en algunos puntos para aprovechar al máximo el resto de las partes del estátor que pudieran sino quedar desaprovechadas. Modificar el ancho de los dientes para solucionar este problema supondría un aumento del coste del proyecto que no se considera necesario.

Un siguiente paso ha sido la selección y el diseño de los imanes permanentes del rotor. Se ha decidido utilizar una configuración de imanes superficiales por facilidades constructivas y reducción de costes. Los imanes se han escogido de NbFeB por sus buenas propiedades magnéticas y coste razonable frente a los de SmCo. El modelo de imanes escogido es el N3616 del fabricante Dexter Magnetics [5]. Se ha decidido aplicar a los imanes un sesgado para reducir el par de cogging, par no deseado que aparece especialmente en aplicaciones a bajas velocidades [6]. El material escogido tanto para el yugo del rotor como del estator son láminas de acero al silicio con un 3% de silicio, del suministrador Arcelor Mittal.

El siguiente paso ha sido diseñar el devanado que irá por las ranuras del estátor. Se ha decidido utilizar un devanado en doble capa, concéntrico ($q=1$) de paso completo y con disposición de las bobinas ondulada. Los criterios utilizados han sido la reducción de armónicos de corriente y la cantidad de cobre. Finalmente se cuenta con 40 ramas en paralelo por fase, con 9 bobinas por rama y 6 espiras por bobina. El tipo de conductor escogido son pletinas de cobre. A continuación, se ha seleccionado el aislamiento eléctrico y comprobado que cabe en el área disponible en las ranuras. En base al devanado se ha seleccionado la geometría de la ranura, añadiendo zapatas en los extremos de los dientes para reducir el efecto del par de cogging y evitar movimientos y vibraciones mecánicas de los conductores alojados en las ranuras.

Para modelar el comportamiento del generador se han determinado sus pérdidas y los parámetros eléctricos característicos: la resistencia del cobre, la resistencia del hierro y la reactancia síncrona [7]. Una vez determinado el circuito equivalente del generador se procede a estudiar su comportamiento en dos situaciones: frente a cortocircuito trifásico y en condiciones nominales. En el caso de cortocircuito se ha puesto especial atención en comprobar que los imanes no se desmagnetizarían si se diera esta situación.

En condiciones nominales se ha querido verificar que el generador es capaz de dar la potencia nominal cuando el aerogenerador gira a la velocidad nominal de 12 rpm. Se ha comprobado que es capaz pero con un ángulo de carga δ muy cercano al crítico de 90° , de $86,13^\circ$. Cuando se alcanza el ángulo crítico el generador puede llegar a perder el sincronismo con la red lo que puede resultar en importantes fallos [8]. El generador va conectado a un convertidor de potencia completo, este es un elemento clave para el correcto funcionamiento del generador. Se ha decidido aplicar una estrategia de control vectorial en los ejes d y q de la máquina para conseguir un comportamiento óptimo en condiciones nominales [9].

4. Resultados

Los parámetros de diseño resultantes se muestran en la Tabla 3.

Tabla 3. Parámetros de diseño resultantes

Parámetros de diseño resultantes	
Entrehierro del generador (l_g)	6 mm
Altura/anchura de los imanes (l_m/w_m)	18 mm/42,5 mm
Clase de los imanes	N3616
Altura yugos rotórico/estatórico	15 mm/12 mm
Altura/anchura de ranuras estatóricas (l_s/w_s)	83 mm/9,26 mm
Anchura de los dientes del estátor	11,04 mm
Número de ranuras por paso y por fase (q)	1
paso de los imanes (τ_p)	61,034 mm
paso de las ranuras (τ_s)	20,34 mm
η	95,95%

Mediante la estrategia de control empleada se obtienen los resultados para el generador en condiciones nominales mostrados en la Tabla_ 4.

Tabla 4. Resultados del control vectorial

Resultados del control vectorial		
ω	1 pu	12 rpm
i_d	0,541 pu	2,76 kA
i_q	0,841 pu	4,29 kA
$ i $	1 pu	5,11 kA
v_d	0,7424 pu	512,26 V
v_q	0,6087 pu	420,00 V
$ v $	0,960	662,4 V
t_e	0,9 pu	4,37 MNm
p	0,9 pu	5,5 MW
q	0,32 pu	1,96 MVar
δ	-	52, 19°
ϕ	-	25, 84°

5. Conclusiones

El diseño del generador se ha realizado de forma iterativa, modificando ciertos parámetros hasta dar el mejor diseño posible. Los criterios de decisión se han basado en ciertas restricciones magnéticas, como la saturación del material ferromagnético, y restricciones económicas, buscando el mínimo coste posible. Gracias al aumento del número de pares de polos y al uso de imanes permanentes se ha conseguido diseñar un generador de bajas revoluciones por minuto y sin caja de cambios. El generador es capaz de dar la potencia nominal en condiciones nominales con un rendimiento del 95,9%. Aun así, se han planteado ciertas acciones para la optimización del diseño como el aumento de yugo del rotor y del estátor, y la reconfiguración del devanado, aunque estas acciones resultan en un aumento del coste del proyecto.

Se ha observado como el convertidor de potencia es un elemento clave para el correcto funcionamiento del generador, pudiendo mediante un control vectorial controlar la potencia reactiva que genera o que consume el generador y llevarlo al punto óptimo de funcionamiento. Finalmente, el coste del proyecto incluyendo la construcción del generador resulta de 868.135,64€ lo que supone un 13,3% del coste total del aerogenerador marino.

6. Referencias

- [1] Ministerio para la transición ecológica y el reto demográfico, «Plan Nacional Integrado de Energía y Clima,» 11 diciembre 2018. [En línea]. Available: <https://www.miteco.gob.es/es/prensa/pniec.aspx>.
- [2] Ministerio para la Transición Ecológica y el Reto Demográfico, «Hoja de ruta eólica marina y las energías del mar en España,» 2021.
- [3] Germanischer Lloyd, Guideline for the Certification of Offshore Wind Turbines, Hamburg, Germany: GL Renewables Certification, 2012.
- [4] M. R. J. Dubois, Optimized Permanent Magnet Generator Topologies for Direct-Drive Wind Turbines, 2004, p. 266.
- [5] Dexter Magnetic Technologies, «Dexter Magnetic Technologies,» 2023. [En línea]. Available: <https://www.dextermag.com/products/permanent-magnets/neodymium-iron-boron-magnets/>.
- [6] D. C. Hanselman, Brushless Permanent-Magnet Motor Design, Orono, Maine: McGraw-Hill, 1994.
- [7] P. Ponomarev, Y. Alexandrova, E. Lomonova, P. Lindh y J. Pyrhönon, «Inductance Calculation of Tooth-Coil Permanent-Magnet Synchronous Machines,» IEEE, 2014.
- [8] F. Blázquez García, J. Rodríguez Arribas, Á. M. Alonso Rodríguez y C. Veganzones Nicolás, Máquinas Síncronas y Máquinas de Corriente Continua, - UPM, 2007.
- [9] G. Catuogno y G. Magaldi, «Implementación de un Control Vectorial de una Máquina Síncrona de Imanes Permanentes,» *ResearchGate*, p. 9, 2014.

DESIGN OF GENERATION SYSTEM WITH PERMANENT MAGNETS FOR OFFSHORE WIND TURBINES.

Author: Zunzunegui Fernández, Blanca.

Supervisor: Talavera Martín, Juan Antonio.

Collaborating Entity: ICAI – Universidad Pontificia Comillas.

SUMMARY

Keywords: Electrical generator, permanent magnets, offshore wind, design

1. Introduction

Because of climate change and the targets set in the National Energy and Climate Plans of the Member States of the European Union [1], the importance and relevance of renewable energy technologies is highlighted. This fact has been reinforced by the recent invasion of Ukraine and the energy crises in Europe.

Among renewable energy technologies, offshore wind has a promising future and is currently attracting a lot of investors worldwide. In 2021 there was an increment of 59% in MW of offshore wind power installed with respect to 2020. In Spain the target is to reach 3 MW of offshore wind installed by 2030 [2].

Offshore wind has some advantages compared to onshore wind turbines: it has less visual impact, bigger elements are more easily transported in the sea and the wind resource is higher. For all these reasons offshore wind allows for bigger turbines with higher capacity to be developed and put into operation.

This master's Thesis focuses on the design of the electrical generator of the offshore wind turbine. There are different types of generators for this use, the most relevant are the doubly fed asynchronous generator and the permanent magnet synchronous generators. In this master's Thesis the latter has been designed. Permanent magnets synchronous generators prevent the use of a gearbox, being for this reason called direct-drive generators.

The main disadvantage of offshore wind turbines is the higher maintenance cost due to its difficult accessibility. Direct-drive generation technology for offshore wind applications eliminates the gearbox, which reduces this cost as fewer mobile parts are used.

2. Project definition

The project focuses on the design of a permanent magnet synchronous generator for an offshore wind turbine of 5 MW of rated capacity. The wind turbine is class I according to IEC and has a type 2 wind turbulence according to GL [3]. It will be located next to the Mexican shore. In the design process, a compromise between technical and economic efficiency is pursued.

3. Design process and behavior of the generator

With the generator specifications shown in Table 1 and considering the initial parameters shown in Table 2, the optimal design of the generator has been studied.

Table 1. Generator design specifications

Design specifications	
Rated power (P_N)	5 MW + 10%
mínimum/rated/máximo speed (n_N)	6 rpm/12 rpm/20 rpm
Rated frequency (f_N)	36 Hz
Number of pole pairs (p)	180
Rated voltage (U_N)	690 V
Power factor ($\cos \varphi$)	0,9
Generator length (L)	1300 mm
Air gap diameter (ϕ_g)	7000 mm

The generator is directly connected to the rotating blades of the wind turbine so it rotates at low speed, to generate the same power, the number of pole pairs must be incremented, reaching 180 pole pairs.

Table 2. Initial design parameters

Initial design parameters	
Air gap length (l_g)	6 mm
Permanent magnets height/width (l_m/w_m)	18 mm/42,5 mm
Rotor/stator yoke height	15 mm/13 mm
Stator slots height/width (l_s/w_s)	83 mm/9,26 mm
Number of slots per pole per phase (q)	1

The initial parameters are based on industry practice and typical values accepted in the literature. However, these values can be changed if the design requires it.

Firstly, some assumptions and initial consideration have been defined [4], such as the pole and slot pitch or the stator tooth width.

Secondly, the study of the generator's magnet circuit has been carried out, considering the rotor's, stator's and permanent magnets' reluctances. With these values the air gap magnetic flux and the amplitude of the magnetic field density (B) have been determined. To prevent the stator yoke material from saturating the decision to increment its height from 13 to 14 mm was taken. After the analytical study, a simulation of finite elements was carried out using the software program FEMM. The results of the simulation are shown in Figure 1.

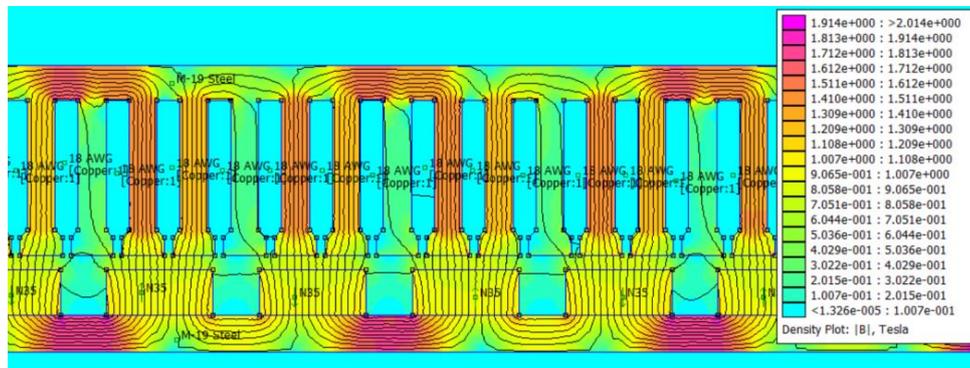


Figure 1. FEMM magnetic field density (B) simulation results

Even though the stator and rotor material saturated in some points locally, the design is deemed correct as a bit of local saturation is acceptable to make the most of other parts of the yoke and teeth which may not be so magnetically exploited. Modifying the stator tooth width to reduce this effect would result in a larger pole pitch, a larger generator diameter and an increase in cost which is not considered necessary.

The next step was to select and design the permanent magnets which will be in the rotor. The chosen configuration was a superficial permanent magnets rotor as it is more easily constructed and reduces construction costs. The permanent magnets chosen are NdFeB due to their good magnetic characteristics and reasonable cost in comparison to SmCo magnets which perform better but are more expensive. The permanent magnets model is N3616 from the supplier Dexter Magnetics [5]. A skewing was made to the magnets, to reduce the cogging torque, non-desired torque which especially appears in low-speed rotating machines [6]. The material chosen both for the rotor and the stator yoke is a silicon steel (FeSi 3%) of non-oriented grain, named M-270-35 from the supplier Arcelor Mittal. Then, the winding of the stator of the generator has been designed. A double layer concentric ($q=1$), and full-pitch winding was selected, the coil configuration chosen was undulated. The criteria for the selection were the harmonics and the amount of copper reduction. Finally, the designed winding counts with 40 parallel branches per phase, each branch has 9 coils in series and each coil has 6 turns. The type of conductor chosen is copper plates. Next, the electric insulation for the plates was chosen and made sure that, with the winding, it fitted in the area available in the slots. Based on the winding design the geometry of the slots was determined, adding shoes to the stator teeth to reduce the cogging torque and to avoid mechanical vibrations and movements of the conductors housed in the slots.

To model the generator's behavior its losses and characteristic electrical parameters were determined: the copper resistance, the iron resistance, and the synchronous reactance [7]. Once the equivalent circuit has been determined one can analyze its behavior in two situations: in a three-phase short circuit and in rated conditions. In the short circuit case special focus has been put in ensuring that the magnets do not demagnetize.

In nominal conditions it was important to check if the generator is able to generate the rated power at the rated speed of 12 rpm. Indeed, it can do so but with a load angle very close to the critical angle of 90° ($86,13^\circ$) where the generator could lose its synchronism [8], which can result in critical failures. The generator is connected to a full-power converter, this is a key element to achieve the correct performance of the generator. A field-oriented control in the d and q axis has been used to achieve the desired behavior at rated conditions [9].

4. Results

The final values of the design parameters are shown in Table 3.

Table 3. Resulting design parameters

Final values of design parameters	
Air gap length (l_g)	6 mm
Permanent magnets height/width (l_m/w_m)	18 mm/42,5 mm
Permanent magnets type	NbFeB (N3616)
Rotor/stator yoke height	15 mm/12 mm
Stator slots height/width (l_s/w_s)	83 mm/9,26 mm
Stator teeth width (w_d)	11,04 mm
Number of slots per pole per phase (q)	1
Pole pitch (τ_p)	61,034 mm
Slot pitch (τ_s)	20,34 mm
Efficiency (η)	95,9%

With the field-oriented control strategy implemented the results shown in Table 4 are obtained.

Table 4. Field-oriented control results

Field-oriented control results		
ω	1 pu	12 rpm
i_d	0,541 pu	2,76 kA
i_q	0,841 pu	4,29 kA
$ i $	1 pu	5,11 kA
v_d	0,7424 pu	512,26 V
v_q	0,6087 pu	420,00 V
$ v $	0,960	662,4 V
t_e	0,9 pu	4,37 MNm
p	0,9 pu	5,5 MW
q	0,32 pu	1,96 MVar
δ	-	52, 19°
ϕ	-	25, 84°

5. Conclusions

The design of the generator has been an iterative process, modifying the parameters until reaching the best design possible. The criteria followed are based on electromagnetic constraint, such as magnetic saturation, and economic constraints. Thanks to the increment in the number of pole pairs and the use of permanent magnets it was possible to design a generator for low speeds without a gearbox. The generator can generate the required active power with an efficiency of 95,9%. However, some optimization actions have been proposed, such as incrementing the height of stator and rotor yoke or changing the winding design. These actions however would mean an increment in the project's cost.

It has been observed that the full-power converter is a key element for the control and correct behavior of the generator, controlling with a field-oriented control the reactive power generated or consumed by the generator and leading it to its optimum operation point. Finally. The Project cost, including the construction of the generator is 868,135.64€, which is 13,3% of the total wind turbine cost.

6. References

- [1] Ministerio para la transición ecológica y el reto demográfico, «Plan Nacional Integrado de Energía y Clima,» 11 diciembre 2018. [En línea]. Available: <https://www.miteco.gob.es/es/prensa/pniec.aspx>.
- [2] Ministerio para la Transición Ecológica y el Reto Demográfico, «Hoja de ruta eólica marina y las energías del mar en España,» 2021.
- [3] Germanischer Lloyd, Guideline for the Certification of Offshore Wind Turbines, Hamburg, Germany: GL Renewables Certification, 2012.
- [4] M. R. J. Dubois, Optimized Permanent Magnet Generator Topologies for Direct-Drive Wind Turbines, 2004, p. 266.
- [5] Dexter Magnetic Technologies, «Dexter Magnetic Technologies,» 2023. [En línea]. Available: <https://www.dextermag.com/products/permanent-magnets/neodymium-iron-boron-magnets/>.
- [6] D. C. Hanselman, Brushless Permanent-Magnet Motor Design, Orono, Maine: McGraw-Hill, 1994.
- [7] P. Ponomarev, Y. Alexandrova, E. Lomonova, P. Lindh y J. Pyrhönon, «Inductance Calculation of Tooth-Coil Permanent-Magnet Synchronous Machines,» IEEE, 2014.
- [8] F. Blázquez García, J. Rodríguez Arribas, Á. M. Alonso Rodríguez y C. Veganzones Nicolás, Máquinas Síncronas y Máquinas de Corriente Continua, Escuela técnica Superior de Ingenieros Industriales - UPM, 2007.
- [9] G. Catuogno y G. Magaldi, «Implementación de un Control Vectorial de una Máquina Síncrona de Imanes Permanentes,» *ResearchGate*, p. 9, 2014.

Índice

Capítulo 1. Introducción	1
1.1 Contexto energía eólica	1
1.2 Objetivos del proyecto.....	3
1.3 Metodología y recursos	5
Capítulo 2. Energía eólica marina.....	7
2.1 El recurso del viento.....	7
2.2 Partes de un aerogenerador.....	8
2.3 Tipos de aerogeneradores según su eje	10
Capítulo 3. Sistemas de generación en turbinas eólicas marinas.....	13
3.1 Funcionamiento de un sistema de generación	13
3.2 Tipos de sistemas de generación para turbinas eólicas.....	14
3.2.1 <i>Generador asíncrono directamente conectado a la red</i>	15
3.2.2 <i>Generador asíncrono con resistencias variables</i>	15
3.2.3 <i>Generador asíncrono doblemente alimentado</i>	16
3.2.4 <i>Generador síncrono de transmisión directa con convertidor completo de potencia</i>	17
3.3 Sistemas de generación síncrono con imanes permanentes.....	18
3.3.1 <i>Ventajas e inconvenientes de los sistemas de generación con imanes permanentes en turbinas eólicas marinas</i>	19
3.3.2 <i>Estado del arte</i>	20
Capítulo 4. Diseño del sistema de generación	23
4.1 Especificaciones de diseño	23
4.2 Parámetros de diseño.....	24
4.2.1 <i>Consideraciones iniciales de diseño</i>	25
4.3 Circuito magnético	27
4.3.1 <i>Cálculo analítico</i>	29
4.3.2 <i>Cálculo mediante simulación</i>	35
4.4 Diseño elementos del rotor.....	37
4.4.1 <i>Selección de los imanes permanentes</i>	38

4.4.2 Disposición de los imanes en el rotor	42
4.5 Diseño de los elementos del estator.....	45
4.5.1 Yugo del estátor.....	47
4.5.2 Diseño del devanado del estátor	47
4.5.3 Diseño de los conductores y el aislamiento.....	55
4.5.4 Diseño de las ranuras.....	58
4.6 Conclusiones del diseño	59
Capítulo 5. Obtención de los parámetros para el modelado del generador	61
5.1 Pérdidas en el cobre.....	62
5.2 Pérdidas en el hierro	64
5.3 Pérdidas mecánicas.....	66
5.4 Inductancia síncrona.....	66
5.4.1 Inductancia de reacción de inducido.....	67
5.4.2 Inductancia de dispersión del entrehierro.....	68
5.4.3 Inductancia de dispersión en el devanado	69
5.4.4 Inductancia de dispersión en las ranuras.....	69
5.4.5 Inductancia de dispersión en la cabeza del diente	70
5.4.6 Inductancia de dispersión por sesgado de los imanes.....	70
Capítulo 6. Comportamiento del generador	73
6.1 Comportamiento frente a cortocircuito trifásico	74
6.1.1 Desmagnetización de los imanes.....	77
6.2 Comportamiento en condiciones nominales.....	79
6.3 Rendimiento del generador	80
Capítulo 7. Control del generador	83
Capítulo 8. Propuestas de optimización.....	91
8.1 Aumento del yugo del estator.....	91
8.2 Cambio en el diseño del devanado	92
Capítulo 9. Estudio Económico.....	93
9.1 Estado de las mediciones.....	93
9.2 Costes del proyecto	95
9.2.1 Coste recursos materiales	95

9.2.2 Coste recursos humanos.....	97
9.2.3 Costes indirectos	98
9.2.4 Coste total del proyecto.....	98
Capítulo 10. Conclusiones y trabajos futuros.....	101
10.1 Trabajos futuros.....	102
Capítulo 11. Objetivos de desarrollo sostenible	103
Capítulo 12. Bibliografía.....	106
Anexo I: Cálculos	110
12.1 Circuito magnético	110
12.2 Parámetros del modelo del generador	112
12.3 Valores base del sistema.....	113
Anexo II: Catálogos.....	115
12.4 Acero eléctrico al silicio M-270-35.....	115
12.5 Imanes permanentes	118
12.6 Aislamiento	119
12.7 Conductores.....	124
12.8 Convertidor.....	125
Anexo III: Diseño del devanado	127

Índice de figuras

Figura 1.1. Tipos de cimentaciones en aerogeneradores marinos	2
Figura 2.1 Elementos de un aerogenerador.	8
Figura 2.2. Aerogenerador de eje horizontal y tres palas	10
Figura 2.3. Tipos de aerogeneradores de eje vertical. De izquierda a derecha: Savonius, Darrieus y Giromill.....	11
Figura 3.1. Generador de flujo radial (izquierda) y generador de flujo axial (derecha).....	14
Figura 3.2. Esquema de generador asíncrono directamente conectado a la red	15
Figura 3.3. Esquema de generador asíncrono con resistencias variables	16
Figura 3.4. Esquema de generador asíncrono doblemente alimentado	16
Figura 3.5. Generador síncrono con convertidor completo de potencia.....	17
Figura 3.6. Esquema explicativo sobre la inducción de tensión y corriente en el estator creada por el movimiento de los imanes permanentes en el rotor [13].....	18
Figura 3.7. Diferentes configuraciones para generadores síncronos de imanes permanentes en turbinas eólicas [14].....	19
Figura 3.8. Evolución de la potencia eólica instalada por tecnología en Europa (a), y por países y tecnología (b) [15]	21
Figura 3.9. Evolución temporal del tamaño y potencia de los aerogeneradores	22
Figura 4.1. Parámetros de diseño del estátor y rotor del generador	25
Figura 4.2. Circuito magnético del generador [4]	29
Figura 4.3. Flujo magnético en las ranuras del estator [4]	30
Figura 4.4. Onda cuadrada del campo magnético en el entrehierro	33
Figura 4.5. Curva BH del acero al silicio M 270-35 A	33
Figura 4.6. Diseño del generador en Solid Works.....	35
Figura 4.7. Problema magnético estático en 2D FEMM	36
Figura 4.8. Densidad de flujo resultado en FEMM	36
Figura 4.9. Propiedades magnéticas del Acero M270-35 A de Arcelor Mittal	37

Figura 4.10. Curva de histéresis de un imán permanente a) y curva de desmagnetización b) [16]	38
Figura 4.11. Efecto de la temperatura en las propiedades magnéticas de los imanes permanentes	39
Figura 4.12. Comparativa de curvas de histéresis de los diferentes tipos de imanes permanentes	41
Figura 4.13. Diferentes disposiciones de imanes superficiales en el rotor	42
Figura 4.14. Disposición de imanes interiores en el rotor	43
Figura 4.15. Sesgado de los imanes	44
Figura 4.16. Diseño de estátor con ranuras con zapatas	46
Figura 4.17. Diseño de estátor sin ranuras	46
Figura 4.18. Disposición del devanado del estator en simple o doble capa [18]	48
Figura 4.19. a) Devanado distribuido y b) Devanado concentrado [19]	49
Figura 4.20. Devanado concéntrico	50
Figura 4.21. Devanado imbricado [21]	50
Figura 4.22. Devanado ondulado [21]	51
Figura 4.23. Esquema de conexión del generador a la red	52
Figura 4.24. Geometría de las ranuras del estátor	58
Figura 5.1. Dispersión del flujo magnético en el generador [23]	67
Figura 5.2. Obtención del factor de dispersión en el entrehierro según la configuración de la máquina [23]	68
Figura 6.1. Modelo eléctrico del generador síncrono de imanes permanentes	73
Figura 6.2. Modelo eléctrico del generador síncrono de rotor liso simplificado	74
Figura 6.3. Corriente de cortocircuito en el tiempo de una fase [24]	75
Figura 6.4. Componente simétrica de la corriente de cortocircuito [8]	75
Figura 6.5. Circuito equivalente del generador para la componente subtransitoria del cortocircuito	76
Figura 6.6. Circuito con la reactancia X_d'' descompuesta en sus componentes en el caso de máquina síncrona tradicional	77
Figura 6.7.. Rendimiento del generador frente a la potencia de entrada	81

Figura 7.1. Ejes d y q de la máquina [9].....	84
Figura 7.2. Cambio de sistema de referencia y formas de onda con transformaciones de Clark y de Park [9]	84
Figura 7.3. Circuitos equivalentes en ejes d y q del generador síncrono de imanes permanentes [9]	85
Figura 7.4. Proceso de las transformadas de Clarke y de Park [9].....	86
Figura 7.5. Diagrama de bloques del control vectorial del generador [9].....	87
Figura 7.6. Diagrama fasorial del control vectorial en ejes d y q.....	89
Figura 8.1. Mapa de densidad de campo magnético optimizado mediante aumento de espesor del yugo estático y rotórico	91
Figura 11.1. Objetivos de desarrollo sostenible	103

Índice de tablas

Tabla 1.1. Criterio de selección de la clase IEC del emplazamiento.....	3
Tabla 1.2. Emplazamientos A y B para la ubicación del aerogenerador marino	4
Tabla 4.1. Especificaciones de diseño	23
Tabla 4.2. Parámetros de diseño	24
Tabla 4.3. Reluctancias del circuito magnético del generador	32
Tabla 4.4. Características del convertidor de potencia.....	51
Tabla 4.5. Datos de partida para el diseño del devanado	54
Tabla 4.6. Parámetros diseño del devanado del estátor	54
Tabla 5.1. Valores base del generador.....	61
Tabla 6.1. Comportamiento del generador en condiciones nominales de operación	80
Tabla 7.1. Control vectorial en ejes dq del generador diseñado. Estrategia $i_d=0$	88
Tabla 7.2. Control vectorial en ejes dq del generador diseñado. Estrategia $i_d=0,541$	89
Tabla 9.1. Volúmenes totales del material activo del generador.....	93
Tabla 9.2. Densidad de los materiales activos del generador	94
Tabla 9.3. Masa total de cada material activo en el generador.....	94
Tabla 9.4. Coste total de los elementos activos del generador	95
Tabla 9.5. Coste del convertidor de potencia	96
Tabla 9.6. Coste total del proyecto	98

Capítulo 1. INTRODUCCIÓN

En este capítulo se va a hacer una introducción al proyecto. Primero se va a poner en contexto la tecnología eólica y más en concreto la energía eólica marina tanto a nivel mundial como a nivel europeo y nacional. Después se van a comentar los principales objetivos e hitos del proyecto y a continuación se comentará la metodología a seguir para alcanzar dichos objetivos. Finalmente se va a explicar la motivación para realizar este proyecto y la estructura que sigue el documento.

1.1 CONTEXTO ENERGÍA EÓLICA

El cambio climático ha dado lugar a unos objetivos de descarbonización en el sector energético reflejados en el Plan Nacional Integrado de Energía y Clima (PNIEC) [1]. Además, la reciente necesidad de conseguir una reducción en los precios de la electricidad, debido al aumento del precio del gas [10], pone de manifiesto la relevancia que poseen hoy en día las energías renovables en Europa, en concreto la energía eólica marina.

A nivel mundial, existen ya más de 57 GW de energía eólica marina instalada, liderando China, Reino Unido y Alemania.

En 2021 se batió el récord de instalación de eólica marina mundial: se instalaron 21.222 MW, un incremento del 59% respecto a 2020, lo que da una idea de la fortaleza y madurez de esta tecnología. Los países donde se instaló más potencia eólica marina fueron China, Reino Unido, Dinamarca y Vietnam.

España cuenta en la actualidad con 27 GW de potencia eólica terrestre instalada. Se trata de la segunda mayor cantidad en Europa, justo después de Alemania. Más de 21.000 aerogeneradores en todo el país generan el 22% del consumo eléctrico total de España.

En 2021 se publicó la “Hoja de Ruta de Eólica Marina y Energías del Mar” en España donde se establece un objetivo de instalar entre 1 y 3 GW de eólica marina en España para 2030.

En el caso particular de España, como el fondo marino alcanza grandes profundidades en zonas cercanas a la costa, será importante el desarrollo de cimentaciones flotantes para los aerogeneradores marinos, en la Figura 1.1 se muestran los distintos tipos de cimentaciones, siendo las dos últimas flotantes.

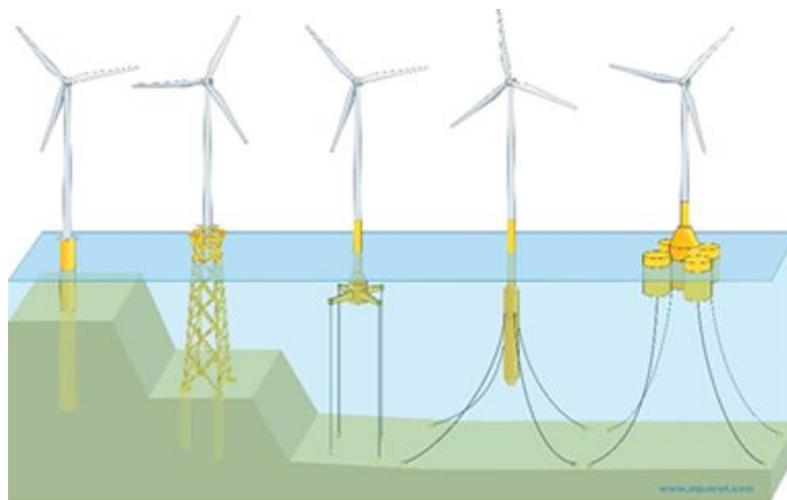


Figura 1.1. Tipos de cimentaciones en aerogeneradores marinos

Los proyectos que actualmente se están estudiando en España están siendo impulsados por empresas como Cobra de ACS, Iberdrola, o la alianza de Blue Float Energy, junto a Sener Energy.

En febrero de 2023 el ministerio para transición energética y el reto demográfico (MITECO) aprobó el Real Decreto con los Planes de Ordenación del Espacio Marítimo (POEM). Los POEM son clave para alcanzar el objetivo de 1-3 GW de eólica marina instalada en España para 2030, ya que la biodiversidad marina es un aspecto clave para localizar posibles ubicaciones para los aerogeneradores marinos.

La energía eólica marina es una fuente de energía que se obtiene a partir de la fuerza del viento en el mar. El viento en alta mar puede alcanzar velocidades mayores y ser más constante que en tierra ya que no encuentra barreras físicas.

Frente a la eólica terrestre presenta otras ventajas como un menor impacto visual, una mayor facilidad para transportar los elementos de mayor tamaño o desventajas como la dificultad de realizar el mantenimiento de las turbinas. Por todas estas razones, en el mar la eólica marina cada vez permite instalar turbinas de mayor tamaño y de mayor potencia unitaria

1.2 OBJETIVOS DEL PROYECTO

El principal objetivo del proyecto es diseñar un generador de imanes permanentes para un aerogenerador marino de 5 MW de potencia asignada.

Se trata de un aerogenerador de clase IEC 1, turbulencia de tipo B (según GL [3]).

La normativa IEC 61400 indica que según la velocidad del viento del emplazamiento escogido para un aerogenerador este podrá ser de clase I, II o III. Para determinar la clase del emplazamiento es necesario conocer cuál es la velocidad media del viento a la altura del buje del aerogenerador. Las clases se determinan en base a la Tabla 1.1.

Tabla 1.1. Criterio de selección de la clase IEC del emplazamiento

Velocidad media del viento (m/s)	Clase
8,5-10	I
7,5-8,5	II
<7,5	III

El emplazamiento del aerogenerador será en México, se ha de decidir si se situará en la costa del Pacífico (Emplazamiento A) o en la costa del Atlántico (Emplazamiento B), en la Tabla 1.2 se muestran las características de cada emplazamiento.

Tabla 1.2. Emplazamientos A y B para la ubicación del aerogenerador marino

	Emplazamiento A	Emplazamiento B
Velocidad media del viento	10,6 m/s	10,8 m/s
K Weibull	1,979	1,985
Profundidad	40 m	50 m

La K de Weibull es un parámetro estadístico utilizado en el análisis de la distribución de la velocidad del viento en la energía eólica marina.

La distribución de Weibull se utiliza para modelar la velocidad del viento y la K de Weibull es uno de los dos parámetros de esta distribución. Ésta representa la forma de la distribución de la velocidad del viento y se refiere a la rugosidad del terreno y a la variabilidad de la velocidad del viento en el sitio.

Un valor alto de K indica que la velocidad del viento varía mucho en el sitio, lo que puede hacer que la energía eólica sea más impredecible y difícil de aprovechar. Un valor bajo de K indica que la velocidad del viento es más uniforme y predecible en el sitio.

El objetivo de diseñar el sistema de generación de imanes permanentes para el aerogenerador marino se puede conseguir a través de siete hitos, los cuales son:

- Estudio de los generadores y de sus herramientas de desarrollo.
- Diseño de las estructuras básicas rotórica y estática.
- Simulación de los circuitos magnéticos.
- Determinación detallada de los elementos del rotor.
- Definición de los elementos del estator, por ejemplo, devanados.
- Curvas características (potencia, par, rendimiento, cortocircuito, desmagnetización) y parámetros de simulación en Bladed.
- Integración con los equipos complementarios y evaluación económica.

Además, se busca comprender el funcionamiento global de los aerogeneradores marinos, centrándose en el funcionamiento y el comportamiento del sistema de generación eléctrico con imanes permanentes.

Finalmente se quiere demostrar que el método de generación con imanes permanentes supone una mejora con respecto a los otros sistemas de generación utilizados hasta ahora. Sobre todo en turbinas eólicas marinas de alta potencia asignada, reduciendo su coste a través de una reducción de tamaño y peso.

1.3 METODOLOGÍA Y RECURSOS

En primer lugar, se realizará un estudio teórico de la tecnología eólica marina para comprender los principios aerodinámicos, mecánicos y eléctricos sobre los que se basa su funcionamiento.

En esta etapa de estudio será imprescindible disponer de la normativa GL (Germanischer Lloyd) [3] aplicable al aerogenerador y se profundizará en el estudio del funcionamiento y el método de diseño de los generadores síncronos de imanes permanentes.

El siguiente paso consistirá en diseñar y detallar los elementos del generador síncrono de imanes permanentes, tanto del estator como del rotor. Se buscará el diseño óptimo para los requerimientos del aerogenerador.

Para concluir se sacarán conclusiones acerca del trabajo realizado y sus puntos de mejora. Además, se hará un estudio económico del proyecto, evaluando su viabilidad económica.

Capítulo 2. ENERGÍA EÓLICA MARINA

En este capítulo se va a explicar con más detalle los aspectos más técnicos sobre el principio de funcionamiento de un aerogenerador ya sea terrestre o marino. Primero hablando del recurso fundamental de esta tecnología: el viento, para luego explicar las partes más relevantes de un aerogenerador. Se explicará la teoría que define el comportamiento aerodinámico de un aerogenerador y finalmente se comentarán las diferencias más importantes que existen entre la energía eólica terrestre y marina.

2.1 EL RECURSO DEL VIENTO

La energía que se encuentra disponible en el viento depende de forma cúbica de la velocidad de este [11]. Por eso entender cómo funciona la velocidad del viento y sus características es crítico para conseguir un resultado óptimo a la hora de diseñar un parque eólico, tanto terrestre como marino.

La principal característica del viento es su gran variabilidad, el difícil predecir exactamente su evolución y comportamiento, sobre todo a medio-largo plazo. Esta variabilidad tiene una dependencia tanto geográfica como temporal.

La dependencia geográfica puede depender a gran escala de las diferentes zonas climáticas que se encuentran en la Tierra, pero a más pequeña escala también puede haber variabilidad dependiente de la forma física del terreno. Por ejemplo, el viento alcanza velocidades mayores en los picos de las montañas que en los valles. Incluso a nivel más local obstáculos como árboles o edificios también pueden afectar al comportamiento del viento.

La dependencia temporal a largo plazo implica que el viento que haga un año en una zona puede variar respecto al año siguiente, estas variaciones son muy difíciles y casi imposibles de predecir, dentro del marco temporal de un año el viento presenta variaciones estacionales

las cuales son mucha más fáciles de predecir, y se suelen representar con distribuciones de probabilidad como la distribución de Weibull.

Las variaciones del viento que suceden en el marco temporal de minutos o segundos se conocen como turbulencia. La turbulencia es un fenómeno que tiene un gran efecto en el diseño, el rendimiento de los aerogeneradores e incluso puede afectar a la calidad del suministro de electricidad. Los tipos de turbulencias se definen en base a la intensidad de la turbulencia la cual se define como la desviación de las variaciones en la velocidad del viento dividido entre la velocidad media del viento en 10 minutos.

La turbulencia del viento puede ser causada principalmente por dos motivos: la fricción del viento con la superficie de la tierra y por los cambios en temperatura y como consecuencia en la densidad del aire.

2.2 PARTES DE UN AEROGENERADOR

En la Figura 2.1 se muestran las principales partes de un aerogenerador marino de eje horizontal y tres palas, las cuales se explican con más detalle a continuación.

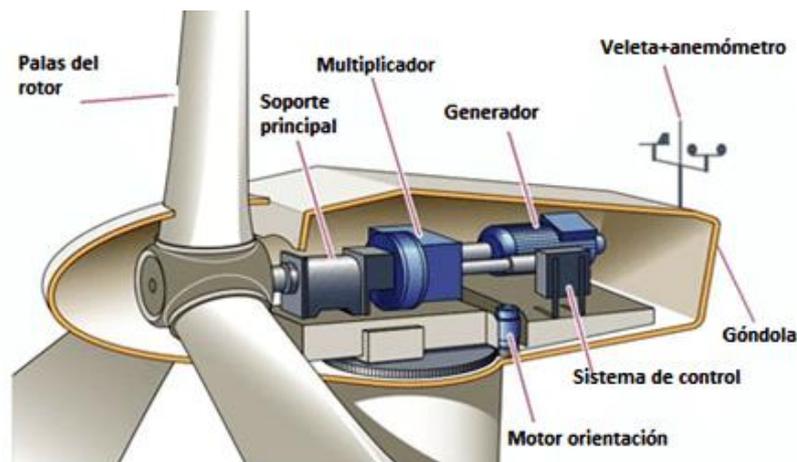


Figura 2.1 Elementos de un aerogenerador.

- Torre: es la estructura vertical que sostiene la góndola y las palas del rotor. La torre puede estar hecha de acero o acero, y su altura puede variar según el tamaño del aerogenerador y las condiciones del sitio.
- Góndola: es la estructura que se encuentra en la parte superior de la torre y contiene los componentes principales del aerogenerador, incluyendo el generador, la multiplicadora y el sistema de control. La góndola también proporciona un soporte para las palas del rotor.
- Palas: son las partes que giran y capturan la energía del viento. Las palas pueden estar hechas de materiales como fibra de vidrio o materiales compuestos, y su longitud puede variar desde unos pocos metros hasta más de 100 metros en los aerogeneradores más grandes.
- Multiplicadora: se trata de un conjunto de engranajes que aumenta la velocidad del rotor y transfiere la energía mecánica del rotor al generador eléctrico.
- Generador: convierte la energía mecánica del rotor en energía eléctrica. Los generadores pueden ser de varios tipos, como se verá en el siguiente capítulo.
- Cimentación: La cimentación es la base del aerogenerador que se encuentra en el fondo del mar y es el soporte de la estructura del aerogenerador. La cimentación puede ser de diferentes tipos: monopilote, jacket, flotante, etc.
- Sistema de control: es responsable de ajustar la velocidad y la dirección del rotor para optimizar la producción de energía y proteger el aerogenerador de condiciones climáticas adversas. El sistema de control incluye sensores y sistemas de monitorización para detectar problemas y mejorar el mantenimiento del aerogenerador.
- Sensores: como la veleta y el anemómetro que sirven para detectar en todo momento la situación en la que se encuentra el aerogenerador y mandar las señales al sistema de control para que optimice el funcionamiento del mismo.

2.3 TIPOS DE AEROGENERADORES SEGÚN SU EJE

Existen distintos tipos de generadores eólicos, su principal caracterización se divide en aerogeneradores de eje horizontal y aerogeneradores de eje vertical.

Los aerogeneradores de eje horizontal son los más comunes, se caracterizan por tener el eje de rotación de las palas en disposición horizontal y paralelo al suelo, en la Figura 2.2 se muestra un ejemplo de este conocido tipo de aerogenerador.



Figura 2.2. Aerogenerador de eje horizontal y tres palas

Los aerogeneradores de eje vertical tienen el eje de rotación de las palas a 90° del suelo. Presentan menos altura que los aerogeneradores de eje horizontal pero su uso es menos común ya que presentan una eficiencia menor. Dentro de este tipo de generadores hay cuatro tipos [12].

El aerogenerador Savonius, el Darrieus que presenta palas curvas, la turbina mixta junta los dos tipos anteriores. Finalmente, el llamado Giromill cuenta con palas verticales sujetas por brazos horizontales que giran alrededor del eje, en la Figura 2.3 se muestra un esquema de cada uno de estos tipos.



Figura 2.3. Tipos de aerogeneradores de eje vertical. De izquierda a derecha: Savonius, Darrieus y Giromill

Capítulo 3. SISTEMAS DE GENERACIÓN EN TURBINAS EÓLICAS MARINAS

Los sistemas de generación que se utilizan en las turbinas eólicas marinas son variados y dependen de las especificaciones y las restricciones del aerogenerador, ya sean estas de carácter económico o técnico. En este capítulo se va a repasar el funcionamiento de los sistemas de generación de forma general y luego se detallarán los diferentes tipos que se utilizan hoy en día en las turbinas eólicas marinas. Finalmente se entrará más en detalle en los sistemas de generación con imanes permanentes, tema que ocupa el presente TFM.

3.1 FUNCIONAMIENTO DE UN SISTEMA DE GENERACIÓN

Los sistemas de generación se basan en la conversión de energía mecánica en energía magnética que, a su vez, se transforma en energía eléctrica.

Los sistemas de las máquinas eléctricas están formados por dos elementos fundamentales: el estator y el rotor. El estátor es la parte fija de la máquina y contiene el devanado y las bobinas que se disponen alrededor del núcleo estatórico, normalmente en ranuras. El devanado del estátor se conecta a la red o a donde se quiera generar la energía. El rotor es la parte móvil de la máquina y como su nombre indica rota alrededor de un eje. El rotor puede tener diversas configuraciones desde rotor liso, polos salientes hasta imanes permanentes.

El funcionamiento de las máquinas eléctricas se basa en la interacción de los campos magnéticos generados en el rotor y en el estátor. En el caso de las máquinas generadoras, cuando se crea el campo magnético en el rotor, ya sea por excitación en corriente continua o por imanes permanentes, éste induce en los devanados del estátor una tensión inducida que a su vez genera una corriente que circula por los devanados del estátor, esta corriente genera potencia activa que se transmite a la red.

3.2 TIPOS DE SISTEMAS DE GENERACIÓN PARA TURBINAS EÓLICAS

En las turbinas eólicas se pueden encontrar sistemas de generación asíncronos o síncronos. En los generadores síncronos el rotor suele estar alimentado por una corriente continua para crear el campo magnético de excitación, en el caso de generadores síncronos de imanes permanentes son los propios imanes los que generan el campo magnético de excitación. Además, los generadores síncronos han de funcionar en sincronismo con la red, es decir que la frecuencia del generador ha de coincidir con la frecuencia de la red. En el caso de los generadores asíncronos el rotor no está conectado a ninguna fuente de alimentación externa y el campo magnético giratorio se crea en el estátor.

Aparte de esta clasificación los generadores pueden dividirse en generadores de flujo radial o axial. En la Figura 3.1 se muestra a modo de esquema ambos tipos de generadores.

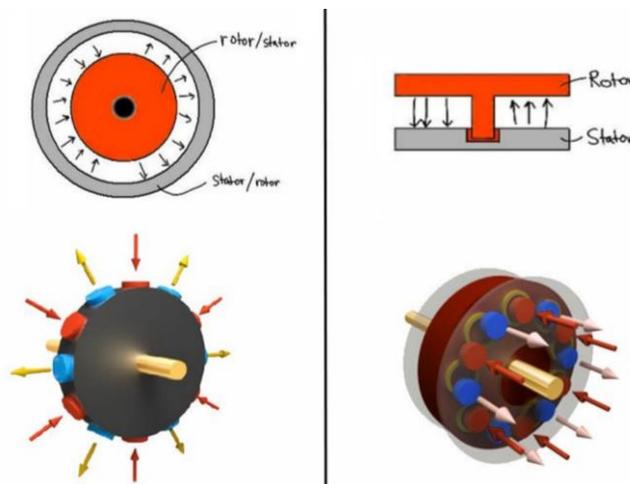


Figura 3.1. Generador de flujo radial (izquierda) y generador de flujo axial (derecha)

Los generadores de flujo radial el flujo del campo magnético sigue un camino radial desde el centro de la maquina hacia el exterior, es el tipo de generador más utilizado en aplicaciones de turbinas eólicas. Los generadores de flujo axial el flujo magnético sigue el camino del eje

de rotación del generador, este tipo de generador se suele utilizar por ejemplo en turbinas hidráulicas.

3.2.1 GENERADOR ASÍNCRONO DIRECTAMENTE CONECTADO A LA RED

Los primeros aerogeneradores utilizan máquinas asíncronas conectadas directamente a la red, ver Figura 3.2, aquí el rotor gira a la frecuencia de la red y por ello utilizan una caja de cambios para aumentar la velocidad, reduciendo así el tamaño y el coste del generador.

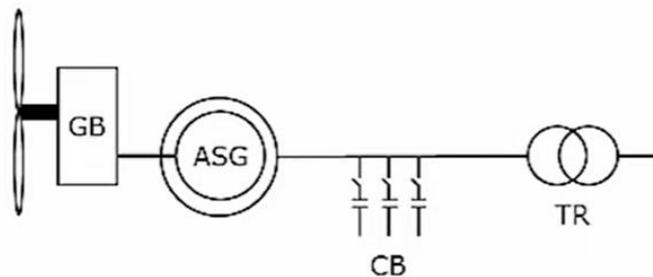


Figura 3.2. Esquema de generador asíncrono directamente conectado a la red

3.2.2 GENERADOR ASÍNCRONO CON RESISTENCIAS VARIABLES

Este sistema utiliza un generador asíncrono de rotor bobinado, que es un tipo de generador de corriente alterna en el que el rotor está formado por devanados de cobre conectados a resistencias ajustables, ver Figura 3.3.

En este sistema, la velocidad del rotor y, por lo tanto, la frecuencia de la energía eléctrica generada varía con la velocidad del viento. Para mantener una frecuencia eléctrica constante, se ajusta la resistencia eléctrica en los devanados del rotor, lo que controla la cantidad de energía que se transfiere al sistema eléctrico de la red.

Este tipo de sistema es menos eficiente que otros sistemas de generación eléctrica, como los generadores de imanes permanentes, pero es más adecuado para aplicaciones de baja

velocidad de rotación y para áreas con condiciones de viento variables. Además, este sistema es más económico y fácil de mantener en comparación con otros sistemas.

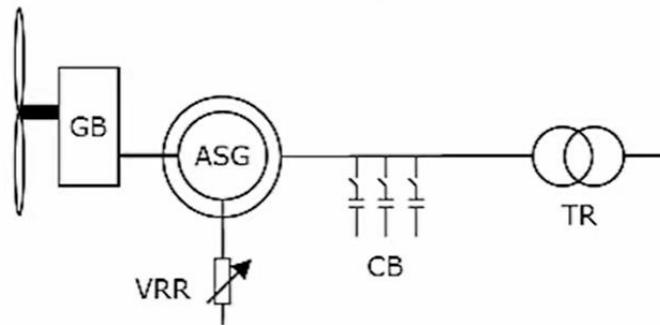


Figura 3.3. Esquema de generador asíncrono con resistencias variables

3.2.3 GENERADOR ASÍNCRONO DOBLEMENTE ALIMENTADO

Las máquinas asíncronas utilizadas en aplicaciones de energía eólica usan tecnologías de doble alimentación para ajustar la frecuencia y la velocidad del generador (ligeramente), el estator y el rotor se conectan independientemente a los convertidores de potencia, ver Figura 3.4. Los rectificadores e inversores permiten controlar el flujo de potencia activa y reactiva entre el aerogenerador y la red.

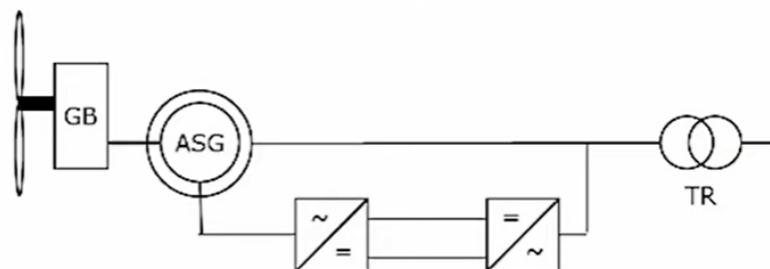


Figura 3.4. Esquema de generador asíncrono doblemente alimentado

3.2.4 GENERADOR SÍNCRONO DE TRANSMISIÓN DIRECTA CON CONVERTIDOR COMPLETO DE POTENCIA

Sistemas de transmisión directa con generadores síncronos ya sean de excitación o de imanes permanentes. En estos sistemas se utiliza un convertidor completo (full-converter en inglés) lo que permite independizar si fuera necesario el aerogenerador de la red en caso de perturbaciones en el aerogenerador, por ejemplo. Ver Figura 3.5.

La caja de cambios, encargada de elevar la velocidad de rotación del generador con respecto a la de las palas del aerogenerador, puede eliminarse en los sistemas de generación de transmisión directa con imanes permanentes, disminuyendo las revoluciones por minuto a las que gira el rotor del generador. Para mantener la potencia eléctrica constante se necesita un mayor par lo que resulta en un mayor diámetro del rotor, de acuerdo con las ecuaciones 1 y 2, y en generadores muy grandes y pesados.

$$P_e = T_e \cdot \omega \quad (1)$$

$$T_e = F \cdot d \quad (2)$$

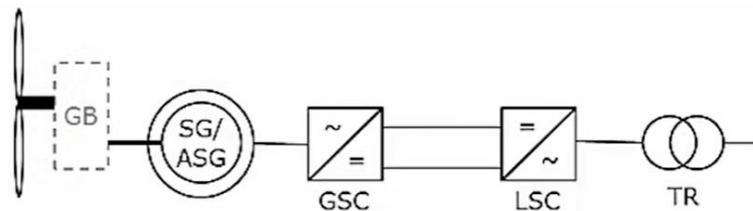


Figura 3.5. Generador síncrono con convertidor completo de potencia

3.3 SISTEMAS DE GENERACIÓN SÍNCRONO CON IMANES

PERMANENTES

El presente Trabajo de Fin de Máster se centra en el diseño de un sistema de generación con imanes permanentes, por ello se van a desarrollar de forma más detallada en este subapartado.

Los imanes permanentes que se encuentran en el rotor crean un campo magnético fijo el cual, al girar debido al movimiento de las palas del aerogenerador, induce corriente en las fases del estator, el cual ve un flujo magnético variable en sus devanados, ver Figura 3.6.

El estátor transmite la potencia generada a la red a través de un convertidor AC-DC-AC (*full-power converter*), ya que por sí solo no es capaz de mantener una frecuencia fija al depender de la velocidad de las palas.

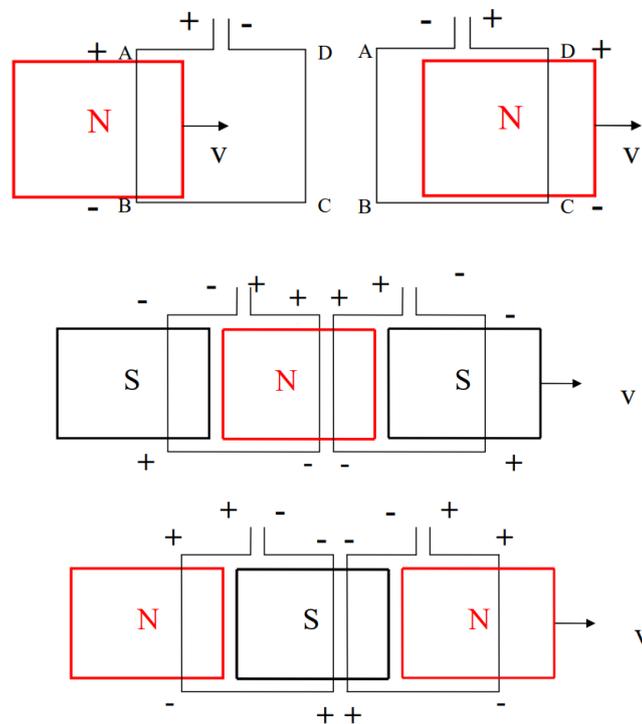


Figura 3.6. Esquema explicativo sobre la inducción de tensión y corriente en el estator creada por el movimiento de los imanes permanentes en el rotor [13]

En la Figura 3.7 se pueden ver las diferentes configuraciones que se pueden utilizar en turbinas eólicas marinas para los generadores síncronos de imanes permanentes.

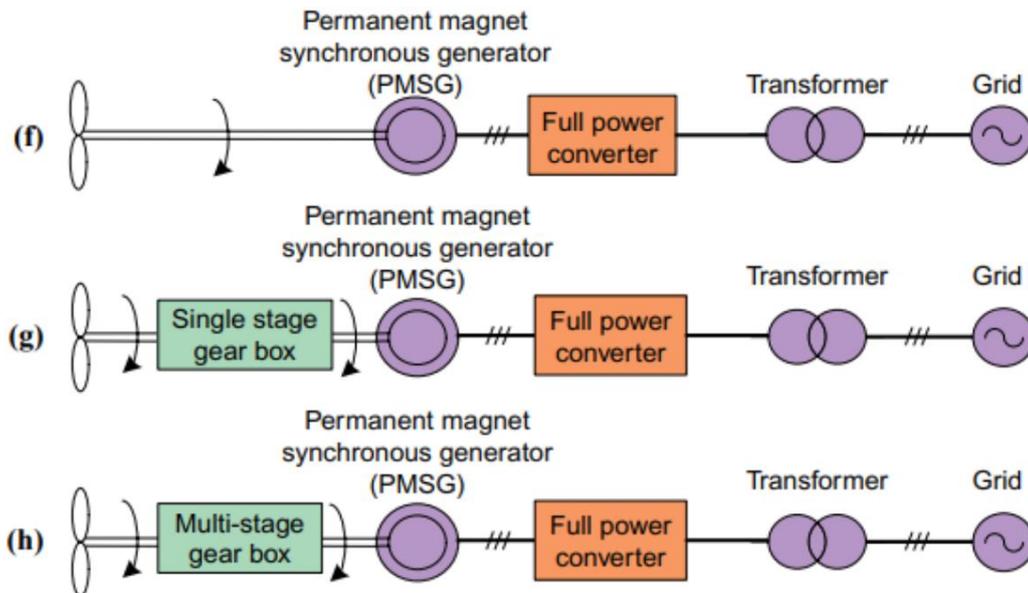


Figura 3.7. Diferentes configuraciones para generadores síncronos de imanes permanentes en turbinas eólicas [14]

3.3.1 VENTAJAS E INCONVENIENTES DE LOS SISTEMAS DE GENERACIÓN CON IMANES PERMANENTES EN TURBINAS EÓLICAS MARINAS

Los sistemas de generación con imanes permanentes presentan varias ventajas, entre ellas las más destacables son las que se comentan a continuación.

Eliminan la caja de cambios por lo que el rotor del generador gira a menos revoluciones por minuto. Para mantener la misma potencia eléctrica hay que aumentar el par. Para aumentar el par habría que aumentar mucho el diámetro del generador. Los generadores de imanes permanentes son muy compactos, al tener una gran densidad de energía, por lo que permiten reducir el tamaño total del aerogenerador y su peso, repercutiendo en el coste.

Al no tener devanados en el rotor presentan menos pérdidas por efecto Joule y al no necesitar excitatriz para generar el campo magnético como en las máquinas síncronas se ahorra ese coste.

También al eliminar la caja de cambios se eliminan las partes móviles, esto disminuye las posibles fuentes de fallo reduciendo la necesidad de mantenimiento (muy caro y complicado en aerogeneradores marinos como ya comenté) y aumentan así la seguridad de suministro de electricidad a la red.

La principal desventaja que presentan los generadores de imanes permanentes es su elevado coste inicial, debido al coste de los propios imanes y del convertidor electrónico necesario.

Como ya se ha comentado un problema que presentan los imanes permanentes es que son muy sensibles a las variaciones de temperatura. Además, estos sistemas de generación no permiten controlar la cantidad de energía producida de forma fácil, como sí sucede en generadores más convencionales en los que se puede regular a través de la corriente de excitación.

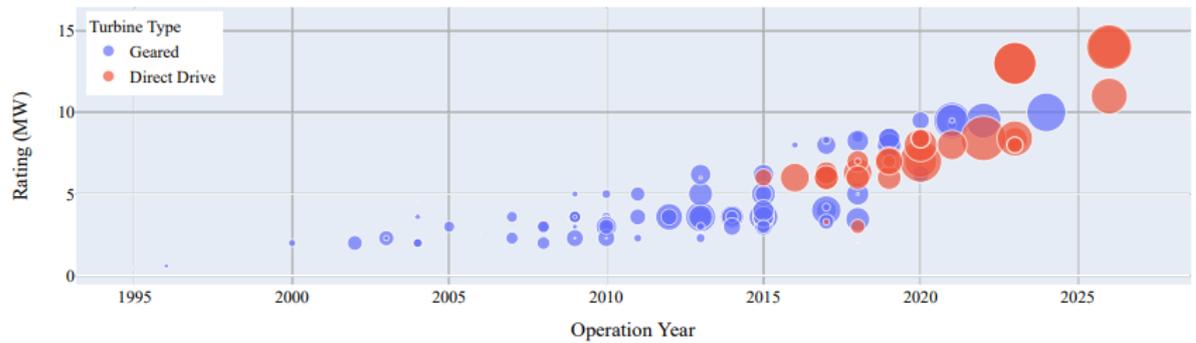
A pesar de estos inconvenientes los generadores de imanes permanentes son la opción elegida en aerogeneradores marinos de alta potencia asignada donde la fiabilidad de suministro eléctrico y la reducción del tamaño y peso son críticos para reducir los costes de mantenimiento y construcción.

3.3.2 ESTADO DEL ARTE

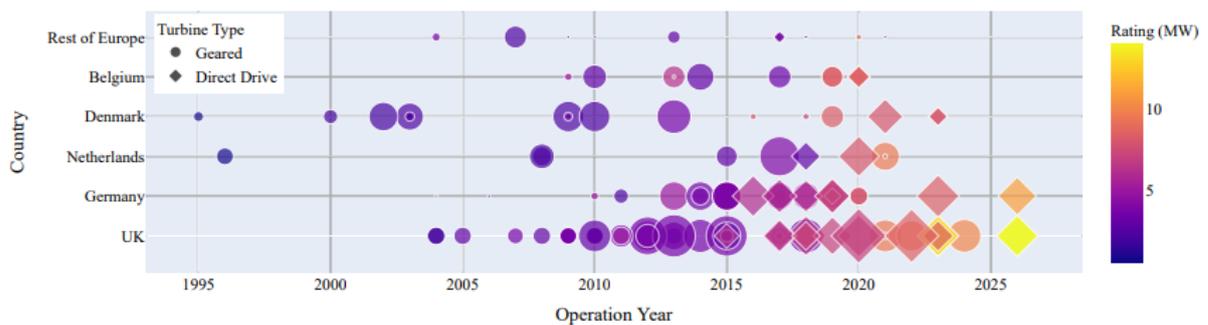
En Europa se están utilizando cada vez más sistemas de generación con imanes permanentes de transmisión directa en turbinas de potencia elevada, más de 6 o 7 MW.

En Reino Unido, actual líder en generación eólica en Europa, las turbinas de imanes permanentes marinas tienen un papel principal. De las 1725 turbinas eólicas en construcción

o en desarrollo desde 2016, el 70,1% tienen una tecnología de PMSG de transmisión directa, suponiendo una potencia instalada de 11,1 GW [15].



(a)



(b)

Figura 3.8. Evolución de la potencia eólica instalada por tecnología en Europa (a), y por países y tecnología (b) [15]

En la Figura 3.8 a) se puede observar la evolución de las turbinas eólicas marinas en Europa, cada círculo representa un parque eólico, y su tamaño la potencia instalada en dicho parque. El eje y muestra la potencia asignada unitaria por turbina. La Figura 3.8 b) hace una distinción entre países europeos.

Dentro de las turbinas con mayor potencia que se fabrican en la actualidad la empresa alemana Siemens Gamesa ofrece un modelo de turbina eólica llamado SG 14-236 DD de una potencia asignada de hasta 14 MW. Esta turbina funciona con un sistema de generación de imanes permanentes de transmisión directa.

En la Figura 3.9 se muestra la evolución de los aerogeneradores a lo largo de la historia llegando en la actualidad a alcanzar alturas cercanas a los 300m.

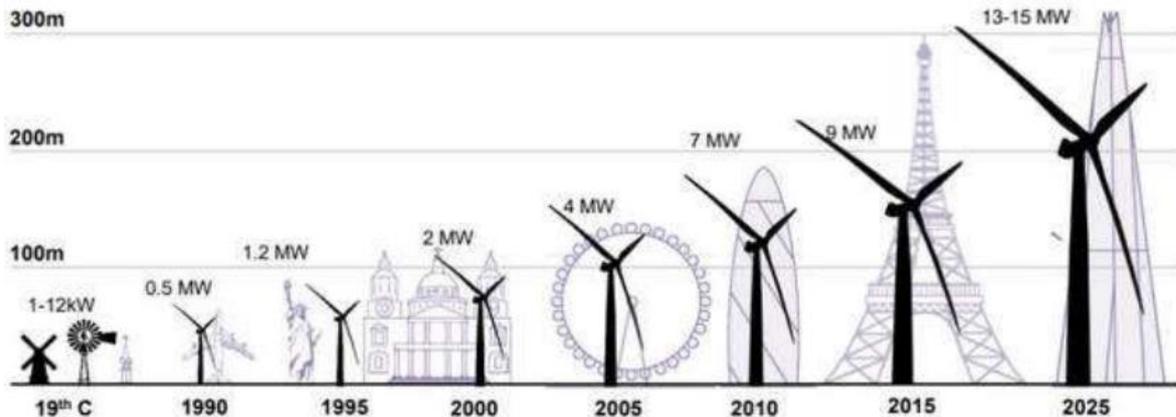


Figura 3.9. Evolución temporal del tamaño y potencia de los aerogeneradores

Existe una clara tendencia de utilizar sistemas de generación de imanes permanentes en la energía eólica marina. Se sigue investigando en mejoras en los materiales de los imanes, utilizando materiales compuestos como aleaciones de aluminio con titanio, con el objetivo de aumentar la vida útil del generador. También se busca aumentar el control sobre la energía producida con sistemas de control más avanzados. Otro aspecto importante que se estudia es la reducción de las pérdidas a través de sistemas de refrigeración mejorados o materiales aislantes.

Por ello el entender, diseñar y simular cómo funcionan los generadores de imanes permanentes en turbinas eólicas marinas es de vital importancia para seguir mejorando y optimizando el comportamiento de los aerogeneradores marinos.

Capítulo 4. DISEÑO DEL SISTEMA DE GENERACIÓN

El objetivo del diseño es obtener el generador de imanes permanentes óptimo para las especificaciones del aerogenerador marino al menor coste y garantizando la seguridad y calidad de suministro.

4.1 ESPECIFICACIONES DE DISEÑO

Teniendo en cuenta las ventajas mencionadas en el apartado anterior, el sistema de generación es síncrono de imanes permanentes y el tipo de transmisión será directa, eliminando la caja de cambios.

En la Tabla 4.1 se muestran las especificaciones de diseño, valores requeridos que se mantendrán fijos durante el proceso de diseño del generador.

Tabla 4.1. Especificaciones de diseño

Especificaciones de diseño	
Potencia nominal (P_N)	5 MW + 10%
Revoluciones mínimas/nominales/máximas (n_N)	6 rpm/12 rpm/20 rpm
Frecuencia nominal (f_N)	36 Hz
Número de pares de polos (p)	180
Tensión nominal (U_N)	690 V
Factor de potencia ($\cos \varphi$)	0,9
Longitud del generador (L)	1300 mm
Diámetro del entrehierro (\varnothing_g)	7000 mm

A partir del número de pares de polos (p) y las revoluciones nominales de las especificaciones de diseño se puede obtener la frecuencia nominal del sistema de generación mediante la ecuación:

$$f_N = \frac{n_N \cdot p}{60} = 36 \text{ Hz}$$

Donde p es el número de pares de polos del generador.

La intensidad nominal que circulará por los devanados del estátor, la potencia aparente nominal y el par nominal del generador resultan:

$$I_N = \frac{P_N}{\sqrt{3} \cdot U_N \cdot \cos \varphi} = \frac{5,5 \text{ MW}}{\sqrt{3} \cdot 690 \text{ V} \cdot 0,9} = 5,113 \text{ kA}$$

$$S_N = \sqrt{3} \cdot U_N \cdot I_N = \sqrt{3} \cdot 690 \text{ V} \cdot 5,113 \text{ kA} = 6,11 \text{ MVA}$$

$$T_N = \frac{P_N}{\frac{2\pi}{60} \cdot n_N} = \frac{5,5 \text{ MW}}{\frac{2\pi}{60} \cdot 12 \text{ rpm}} = 4376,76 \text{ kNm}$$

4.2 PARÁMETROS DE DISEÑO

Los parámetros resultantes del diseño del sistema de generación con imanes permanentes son los que se muestran en la Tabla 4.2.

Tabla 4.2. Parámetros de diseño

Parámetros de diseño	
Entrehierro del generador (l_g)	6 mm
Altura/anchura de los imanes (l_m/w_m)	18 mm/42,5 mm
Altura yugos rotórico/estatórico	15 mm/13 mm
Altura/anchura de ranuras estatóricas (l_s/w_s)	83 mm/9,26 mm
Número de ranuras por paso y por fase (q)	1

Los parámetros de la Tabla 4.2 se van a tomar como una primera aproximación para comenzar el diseño. Durante el diseño se ajustarán dichos parámetros para alcanzar el diseño óptimo en términos de eficiencia técnica y económica.

Durante el diseño se va a buscar en todo momento un compromiso entre eficiencia y coste, teniendo en cuenta por ejemplo que cuanto más material se necesite más caro resultará el diseño.

En la Figura 4.1 se muestran representados gráficamente los parámetros mencionados en la tabla anterior.

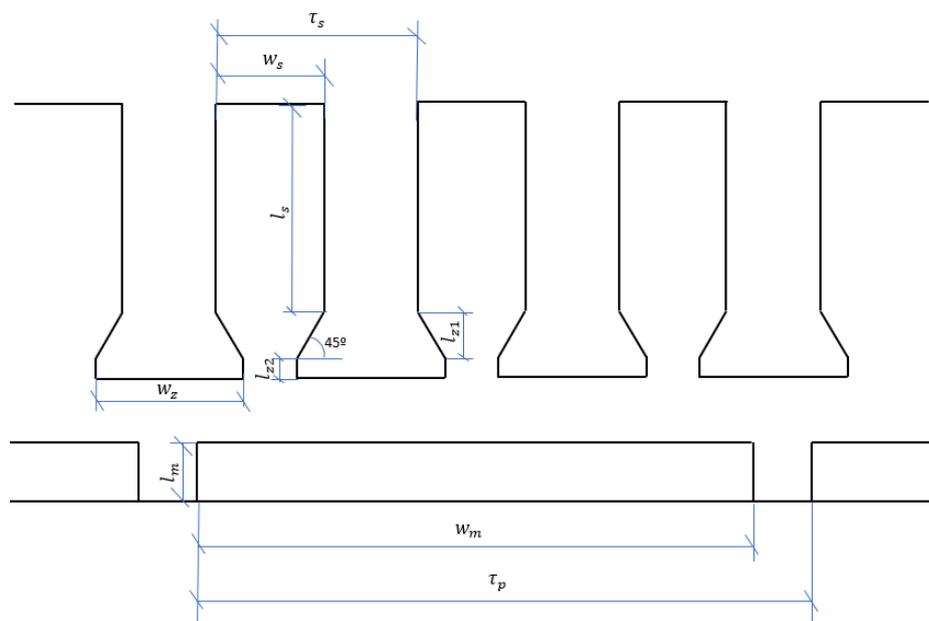


Figura 4.1. Parámetros de diseño del estator y rotor del generador

4.2.1 CONSIDERACIONES INICIALES DE DISEÑO

En máquinas eléctricas se usan dos medidas distintas para hablar de posición del rotor y velocidad, se trata de grados eléctricos y grados mecánicos.

La posición y velocidad mecánicas se refieren a la posición del eje del rotor, cuando el rotor da una vuelta completa habrá recorrido 360° mecánicos, cuando termina de dar la vuelta el rotor vuelve a estar en la misma posición mecánica en la que empezó.

La posición y velocidad eléctricas se definen de forma que si el rotor se mueve 360° eléctricos se encontrará en una orientación del campo magnético igual a la que estaba.

Ambas medidas están relacionadas entre sí mediante el número de pares de polos del rotor.

$$\theta_e = p \cdot \theta_m$$

$$\omega_e = p \cdot \omega_m$$

El paso polar se define como la distancia entre dos polos del rotor (imanes) consecutivos y se puede calcular como el perímetro del rotor dividido entre el número total de polos.

$$\tau_p = \frac{\pi \cdot D}{2 \cdot p} = \frac{\pi \cdot (7 - 2 \cdot 0,003)}{2 \cdot 180} = 0,061034 \text{ m} = 61,034 \text{ mm}$$

La relación de ranuras por polo es de 3, como hay tres fases el número de ranuras por polo y por fase es de 1. Así, por cada paso polar hay tres pasos de ranura.

$$\tau_s = \frac{\tau_p}{3} = \frac{61,034}{3} = 20,345 \text{ mm}$$

Por tanto, el número total de ranuras en el estátor ha de ser de:

$$Q = 3 \cdot 360 = 1080 \text{ ranuras}$$

El ancho del diente queda definido por el paso de las ranuras y el ancho de las ranuras.

$$w_d = \tau_s - w_s = 11,08 \text{ mm}$$

Para el diseño del generador se van a asumir las siguientes recomendaciones de diseño [4]:

- El ancho del imán corresponde a:

$$w_m = k_{mag} \cdot \tau_p = 0,7 \cdot 61,034 \text{ mm} = 42,724 \text{ mm} \sim 42,5 \text{ mm}$$

donde $k_{mag} = 0,7$.

- Para cada fase todas las bobinas del estátor están conectadas en serie.
- El material del que están constituidos el rotor y el estátor, es un acero eléctrico (FeSi al 3%) cuyo punto de saturación se alcanza en $B = 1,5$ T, por lo que el campo magnético del generador no deberá superar dicho valor.
- Se recomienda que la relación altura de ranura y ancho de diente no supere el valor de 4 en este caso según los parámetros iniciales y el requerimiento de ancho de diente comentado anteriormente:

$$\frac{l_s}{w_d} = 5,4 > 4$$

Por ello se establece una altura de ranura de:

$$l_s = 4 \cdot 15,4 \text{ mm} = 61,6 \text{ mm} \sim 62 \text{ mm}$$

4.3 CIRCUITO MAGNÉTICO

Un campo magnético queda definido por dos vectores: la densidad de flujo B y la intensidad de campo magnético H . B es la cantidad de flujo magnético que atraviesa un área concreta del generador medido en $\frac{Wb}{m^2}$ o en teslas (T). H es la variación en la intensidad de campo magnético debida a la interacción de B con el material que atraviesa medido en $\frac{A}{m}$.

Para muchos materiales (lineales, homogéneos e isentrópicos) B y H tienen una relación lineal como se indica en la siguiente ecuación:

$$B = \mu \cdot H$$

Donde μ es la permeabilidad del material.

$$\mu = \mu_0 \cdot \mu_r$$

Aquellos materiales en los que $\mu_r \sim 1$ se consideran no magnéticos, aquellos cuya permeabilidad relativa es mayor que 1 se llaman magnéticos.

El flujo magnético que atraviesa un área dada viene determinado por la integral de la densidad de flujo en el área que atraviesa, suponiendo un flujo en la dirección z, queda:

$$\Phi = \int B_z(x, y) \cdot dx \cdot dy$$

$$\Phi = B \cdot A$$

La unidad del flujo magnético es el Webber (Wb).

La variación total de la intensidad de flujo magnético a lo largo de una longitud l del material es como que se conoce como fmm (fuerza magnetomotriz) y se mide en A:

$$fmm = \int H \cdot dz = H \cdot l$$

Combinando ambas ecuaciones obtenemos:

$$\Phi = P \cdot fmm$$

Esta ecuación es análoga a la ley de Ohm expresada como: $I = G \cdot V$

$$P = \frac{\mu \cdot A}{l}$$

Es la permeancia magnética (H) la cual es la inversa de la reluctancia magnética

$$\mathfrak{R} = \frac{l}{\mu \cdot A}$$

$$fmm = \Phi \cdot R$$

Análoga a la ley de Ohm expresada como: $V = I \cdot R$. La diferencia entre la analogía eléctrica y magnética difiere en que el paso de corriente por una resistencia produce disipación de

calor mientras que el paso de flujo magnético por una reluctancia resulta en almacenamiento de energía [6].

El campo magnético puede ser creado o bien por medio de una corriente que pasa por un conductor o con imanes permanentes. En el presente proyecto se va a tratar el caso de campo magnético creado por imanes permanentes.

4.3.1 CÁLCULO ANALÍTICO

Teniendo en cuenta el recorrido del flujo por el generador mostrado en la Figura 4.2 a la derecha, se puede establecer un circuito equivalente de reluctancias por paso polar como el de la Figura 4.2 a la izquierda. Donde se ha despreciado el flujo y la reluctancia de dispersión entre imanes contiguos.

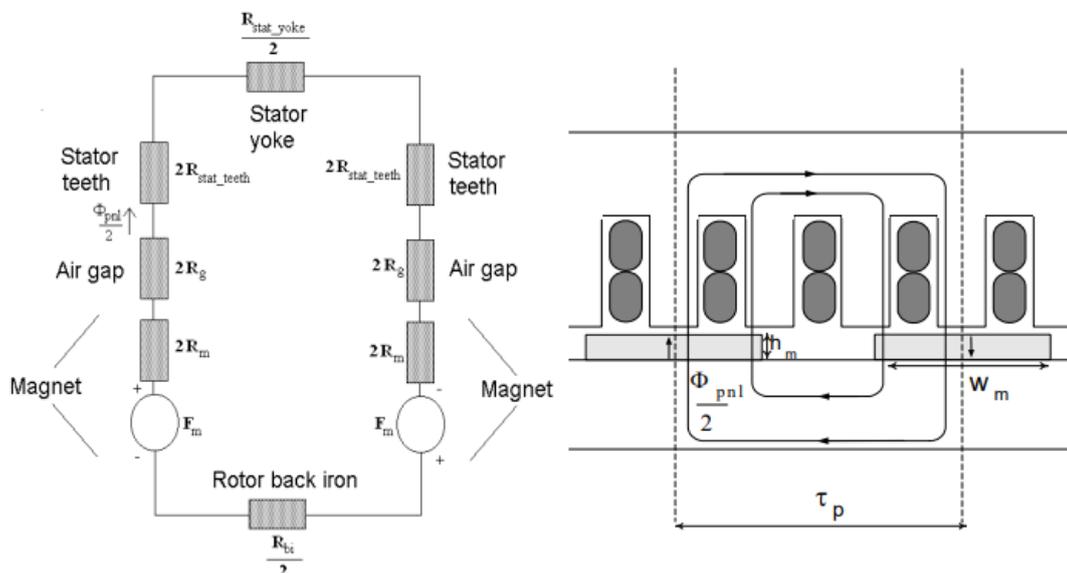


Figura 4.2. Circuito magnético del generador [4]

El flujo magnético pasa por el rotor y el estátor a través del entrehierro. El flujo no sigue una trayectoria rectilínea al cruzar el entrehierro, sobre todo cerca de los bordes de los dientes

del estátor, sino que se desvía creando una distribución del flujo no uniforme. Esto hace que la fuerza magnetomotriz (fmm) experimente una caída en el entrehierro.

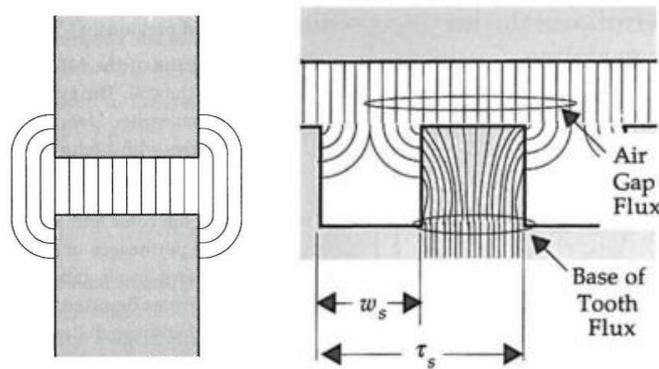


Figura 4.3. Flujo magnético en las ranuras del estator [4]

El modelado del comportamiento del flujo magnético en las ranuras afecta mucho a como se considera el flujo que cruza el entrehierro. Una aproximación es considerar que la ranura tiene la misma permeabilidad que el diente, otra es considerar que el flujo magnético directamente no pasa por la ranura. Ambos enfoques extremos no son muy precisos, pero reflejan el límite inferior y superior de flujo magnético que puede atravesar el entrehierro.

$$\mathfrak{R}_g = \frac{l_g}{\mu_0 \cdot A}$$

$$\mathfrak{R}_g = \frac{l_g}{\mu_0 \cdot (A - A_s)}$$

Siendo A el área del imán que hace frente al entrehierro y A_s el área de las ranuras del estátor, asumiendo que el flujo magnético no pasa por las ranuras.

La expresión de la reluctancia magnética de los imanes permanentes resulta:

$$\mathfrak{R}_m = \frac{l_m}{\mu_R \mu_0 A_m}$$

Los imanes se van a representar en el circuito magnético como fuentes de flujo magnético, sin embargo, al haber un flujo magnético de dispersión (*leakage*) entre los imanes permanentes la reluctancia se va a representar en paralelo con la fuente de intensidad de flujo para representar esta dispersión.

Además, se van a tener en cuenta las reluctancias del yugo del estátor, de los dientes del estátor y del yugo del rotor completando así el camino que recorre el flujo magnético por el generador.

El modelado de la reluctancia magnética del entrehierro y los diferentes elementos del generador se puede realizar de forma analítica realizando algunas simplificaciones, o mediante algún programa de elementos finitos, en este caso se va a utilizar el programa FEMM.

Una vez planteadas las ecuaciones para resolver cada reluctancia del circuito en base a los parámetros iniciales de diseño se obtienen los valores de las reluctancias del circuito magnético del generador.

Para el cálculo detallado de las reluctancias del circuito ver el Anexo I: Cálculos.

Una vez determinadas las reluctancias magnéticas se procede a calcular el flujo magnético que atraviesa el entrehierro, así como el campo magnético.

A modo de resumen se establece la Tabla 4.3 con los valores de reluctancias, flujo y campo magnéticos del circuito.

Para los cálculos se ha tomado una permeabilidad relativa del acero al silicio de $\mu_{acero} = 4416$ y de los imanes de $\mu_R = 1,052$, calculada en el apartado de diseño de los imanes permanentes.

Tabla 4.3. Reluctancias del circuito magnético del generador

Símbolo	Valor
$\mathfrak{R}_g = \frac{l_g}{\mu_0 \cdot L \cdot w_m}$	87859,29 $\frac{A}{Wb}$
$\mathfrak{R}_m = \frac{l_m}{\mu_m \cdot L \cdot w_m}$	245441,91 $\frac{A}{Wb}$
$\mathfrak{R}_d = \frac{l_s}{\mu_{acero} \mu_0 \cdot L \cdot q \cdot m \cdot w_d}$	185,66 $\frac{A}{Wb}$
$\mathfrak{R}_{ys} = \frac{\tau_p}{\mu_{acero} \mu_0 \cdot L \cdot l_{ys}}$	650,79 $\frac{A}{Wb}$
$\mathfrak{R}_{yr} = \frac{\tau_p}{2 \cdot \mu_{acero} \mu_0 \cdot L \cdot l_{yr}}$	282,01 $\frac{A}{Wb}$
Φ_g	0,0498 Wb
B_g	0,901 T

Dónde el flujo en el entrehierro Φ_g y el campo magnético en el entrehierro B_g se han obtenido a partir del circuito magnético mostrado en Figura 4.2 con las expresiones mostradas a continuación:

$$fmm = \frac{B_r \cdot l_m}{\mu_m \mu_0} = 16611,42 A$$

$$2 \cdot fmm = \frac{1}{2} \Phi_g \left(4 \cdot \mathfrak{R}_m + 4 \cdot \mathfrak{R}_g + 4 \cdot \mathfrak{R}_d + \frac{\mathfrak{R}_{ys}}{2} + \frac{\mathfrak{R}_{yr}}{2} \right)$$

$$B_g = \frac{\Phi_g}{A_g}$$

El valor de B_g representa la amplitud de la onda cuadrada de campo magnético en el entrehierro cuyo valor se extiende sobre el 70% del paso polar, ver Figura 4.4.

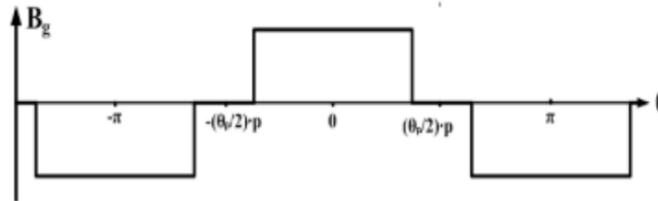


Figura 4.4. Onda cuadrada del campo magnético en el entrehierro

En realidad, el flujo magnético en el hierro tiene una distribución espacial sinusoidal. Si se asume que el flujo cruza el entrehierro de forma perpendicular y se toma la expresión de la serie de Fourier se puede expresar el valor de pico del primer armónico en el espacio como:

$$\hat{B}_1 = \frac{4}{\pi} B_g \sin\left(\frac{\pi}{2} k_{mag}\right) = 1,022 T$$

Una vez calculado el campo magnético que circula por el generador tanto de forma analítica, se ha de comprobar que el material ferromagnético del que están compuestos tanto el rotor como el estátor no satura. En la Figura 4.5 se puede observar como a partir de 1,5T el acero comienza a saturar pasando el *knee-point*.

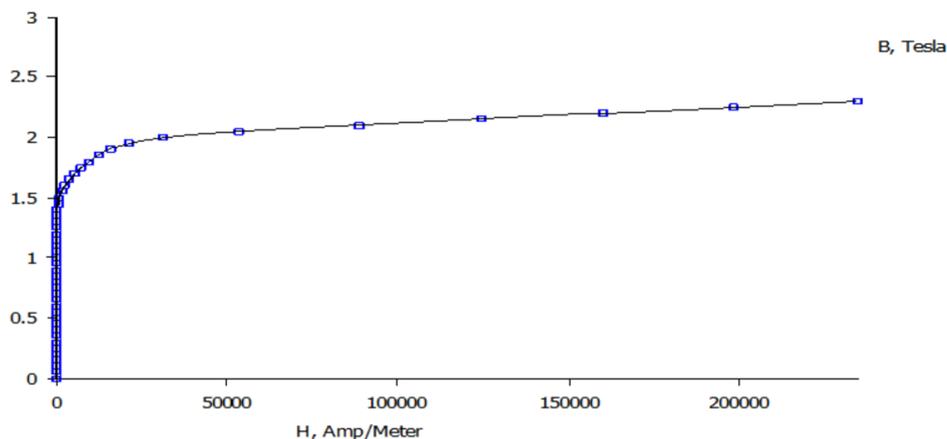


Figura 4.5. Curva BH del acero al silicio M 270-35 A

El estátor es la zona del generador donde la saturación del acero es más crítica debido a su particular configuración con ranuras y dientes donde se concentra el camino del flujo. Además, será en el estátor donde estarán situados los cables por lo que la corriente que

circule por estos se verá más afectada si hay saturación en el estátor, y de estos cables es de donde se extraerá la energía del aerogenerador.

Por ello en este apartado se va a comprobar que la amplitud del primer armónico del campo magnético del estátor, comprobando que tanto en el yugo del estátor como en los dientes no supera el valor de saturación del acero M 270-35 A de 1,5T.

Se ha asumido que la tensión en bornes de la máquina bajo carga es aproximadamente igual a la tensión de vacío. De esta forma la inducción de flujo magnético en los devanados del estátor será la misma haya o no haya carga [4].

$$\hat{B}_{sy1} = \frac{\hat{B}_1 \tau_p}{\pi h_{sy}} = \frac{1,022}{\pi} \cdot \frac{0,061}{0,013} = 1,53 > 1,5 T$$

Al superarse el valor de saturación se decide ajustar el diseño de la altura del estátor a un valor con el que no sature el yugo. Se establece $h_{sy} = 14 mm$.

$$\hat{B}_{sy1} = \frac{\hat{B}_1 \tau_p}{\pi h_{sy}} = \frac{1,022}{\pi} \cdot \frac{0,061}{0,014} = 1,4 < 1,5 T$$

$$\hat{B}_{st1} = B_g \cdot \left(1 + \frac{w_s}{w_d}\right) = 0,893 \cdot \left(1 + \frac{9,26 mm}{11,04 mm}\right) = 1,6 > 1,5 T$$

Para que no sature la relación entre ancho de la ranura y ancho del diente ha de ser menor al 68%, por ello se selecciona una relación del 60%. Donde $w_s = 9,26 mm$ y $w_t = 15,43 mm$. Pero con esta medida no se podría cumplir con el paso de ranura necesario para tener $q=3$ y sería necesario aumentar el diámetro del generador, lo cual se decide no hacer por razones de coste.

Es normal que en algunos puntos del generador se dé algo de saturación local, a continuación, se va a comprobar mediante el programa FEMM que esta saturación en los dientes solo se da en algunos puntos. Es necesario que haya saturación en algunos puntos del estator para aprovechar todas las zonas de acero al máximo.

De esta forma se ha podido comprobar de forma analítica que el acero no satura con el diseño realizado.

4.3.2 CÁLCULO MEDIANTE SIMULACIÓN

Una vez realizado el cálculo analítico del circuito magnético se va a calcular de nuevo pero esta vez haciendo uso del programa de simulación de elementos finitos FEMM (Finite Element Method Magnetics).

En primer lugar, se ha diseñado el rotor y el estátor en base a los parámetros obtenidos en el apartado anterior en Solid Works. En la Figura 4.6 se muestra el resultado del diseño.

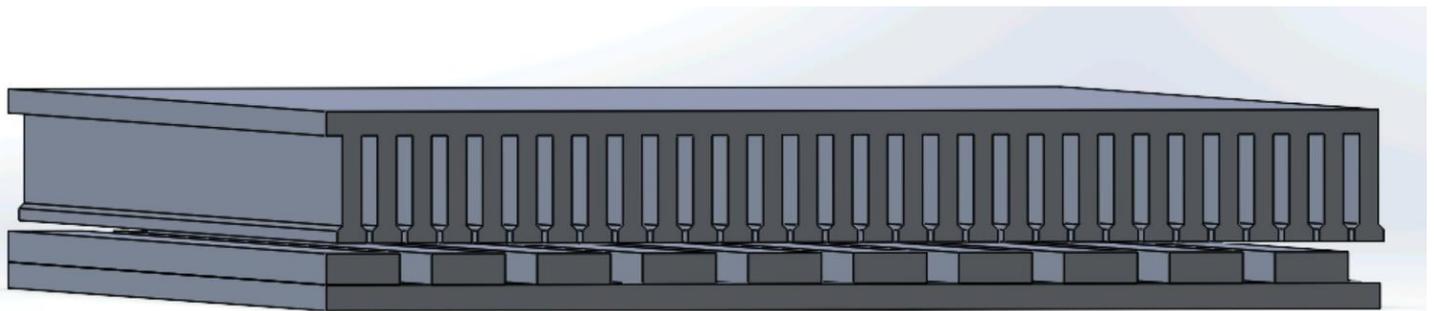


Figura 4.6. Diseño del generador en Solid Works.

El diseño de Solid Works se ha importado al programa FEMM en formato .dxf para obtener los puntos que se van a utilizar en el programa para obtener el circuito magnético. En FEMM se selecciona la opción de problema magnético estático.

El siguiente paso es indicar al programa FEMM de qué material está hecho cada componente del generador. Para ello se ha hecho uso de la biblioteca de materiales del programa la cual ya incluye: aire, acero al silicio M-19 y un imán permanente de NbCoFe al cuál se le han modificado algunos parámetros para que coincida con el que se va a utilizar para el diseño del aerogenerador marino.

En la Figura 4.7 se muestra el resultado del planteamiento del problema magnético estático con la geometría y los materiales que componen el generador de imanes permanentes.

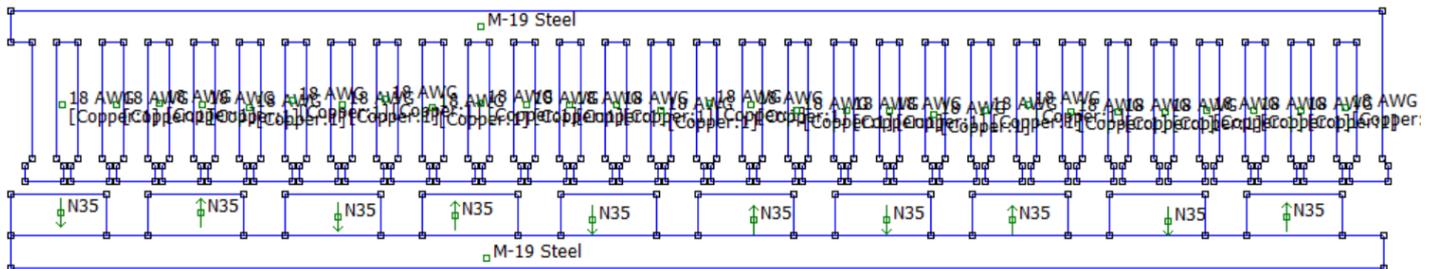


Figura 4.7. Problema magnético estático en 2D FEMM

Una vez definido el problema magnético en 2D se obtiene el resultado estático del flujo magnético en el generador. En la Figura 4.8 se muestra el resultado como una distribución de densidad del flujo magnético.

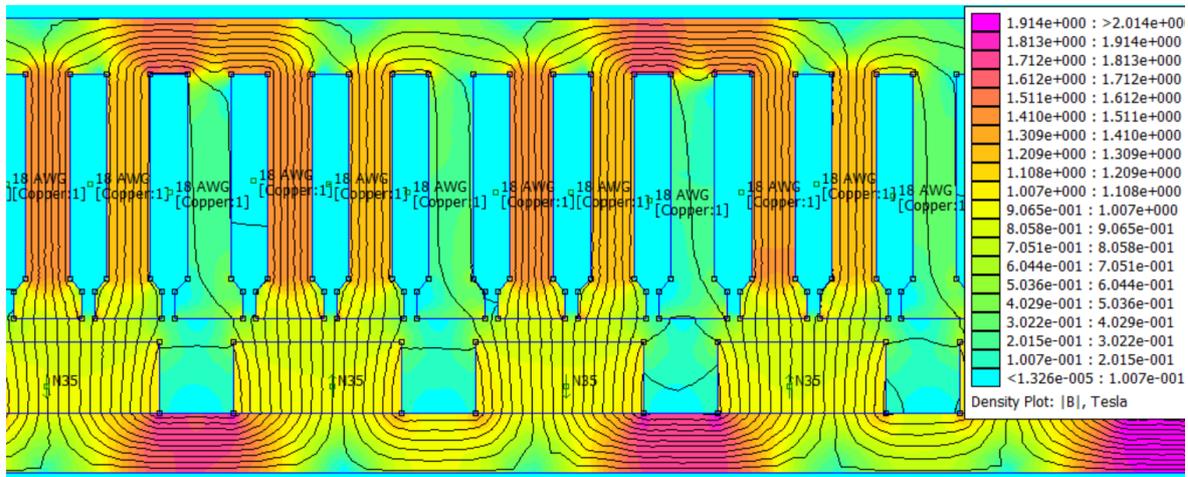


Figura 4.8. Densidad de flujo resultado en FEMM

Se observa cómo hay zonas localizadas en las que el campo magnético es mayor a 1,5 T, sin embargo, como ya se comentó en el método analítico, esto es algo que ha de suceder ya que en otras zonas se puede observar que están muy poco aprovechadas en cuanto al flujo magnético que pasa por ellas. Si se quisiera bajar la saturación en dichos puntos donde el acero se satura aumentaría el coste del generador. Por lo que el resultado del circuito magnético simulado se da por bueno.

4.4 DISEÑO ELEMENTOS DEL ROTOR

El material que se va a utilizar para la fabricación del rotor es acero eléctrico laminado en frío, también llamado acero al silicio (FeSi) (M-270-35 A o M19) de grano no orientado con un porcentaje de silicio del 3%. Las láminas de acero al silicio se cortan en forma de segmentos, se ensamblan apilándolos y se sueldan para formar el núcleo del rotor. Las chapas serán de 0,35 mm de Arcelor Mittal, en la Figura 4.9 se muestran sus características magnéticas y en el Anexo II: Catálogos se encuentra el catálogo completo con más información.

Magnetic properties Thickness 0.35 mm

	Conventional density (kg/dm ³)	Max loss (W/kg)			Min polarisation (T)			Max anisotropy of loss (+/-%)	Min number of bends	Min stacking factor
		at 50 Hz at 1 T	at 50 Hz at 1.5 T	at 60 Hz at 1.5 T	at 2500 A/m	at 5000 A/m	at 10,000 A/m			
		Indicative	Guaranteed	Indicative	Guaranteed	Guaranteed	Guaranteed			
M 210-35 A	7.60	0.90	2.10	2.65	1.49	1.60	1.70	17	2	0.95
M 230-35 A AM FCE		0.95	2.30	2.90						
M 235-35 A			2.35	2.97						
M 250-35 A		1.00	2.50	3.14						
M 270-35 A	7.65	1.10	2.70	3.36					3	
M 300-35 A		1.20	3.00	3.74						
M 330-35 A		1.30	3.30	4.12						

Figura 4.9. Propiedades magnéticas del Acero M270-35 A de Arcelor Mittal

Las principales ventajas que presenta la utilización de este acero laminado son la reducción de pérdidas por corrientes de Foucault, así como de las pérdidas por histéresis. Este material permite aumentar el rendimiento y la eficiencia del generador.

4.4.1 SELECCIÓN DE LOS IMANES PERMANENTES

Los imanes permanentes son materiales magnéticos ($\mu_r > 1$) con un ciclo de histéresis muy grande. En el ciclo de histéresis al imán permanente se le aplica un campo magnético y luego se le quita.

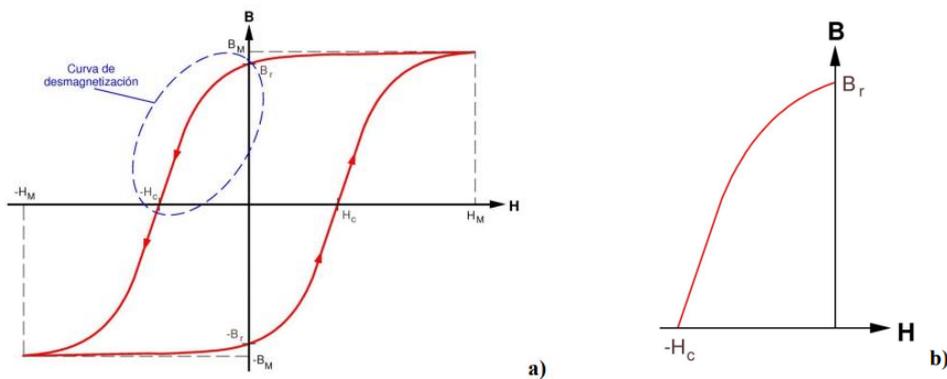


Figura 4.10. Curva de histéresis de un imán permanente a) y curva de desmagnetización b) [16]

Dependiendo de la permeabilidad que rodee al imán permanente:

El campo remanente B_r es la máxima densidad de flujo que el imán puede generar por sí solo. El campo coercitivo H_c es la intensidad de flujo magnético que es necesario aplicar para que la densidad de flujo sea nula. El campo coercitivo intrínseco H_{ci} es una propiedad intrínseca de los imanes permanentes que indica la capacidad del material para aguantar sin desmagnetizarse ante la presencia de campos magnéticos externos. Es un parámetro muy importante a tener en cuenta al seleccionar el tipo de imán permanente que se va a utilizar para el diseño del sistema de generación, cuanto mayor sea éste, mejor.

Para permeabilidades que varían entre 0 e infinito el imán permanente se encuentra funcionando en el segundo cuadrante.

A temperatura ambiente la pendiente en el segundo cuadrante tiende a ser recta. A temperaturas mayores la curva tiende a acercarse al origen perdiendo el imán propiedades magnéticas, es decir desmagnetizándose como se muestra en la Figura 4.11.

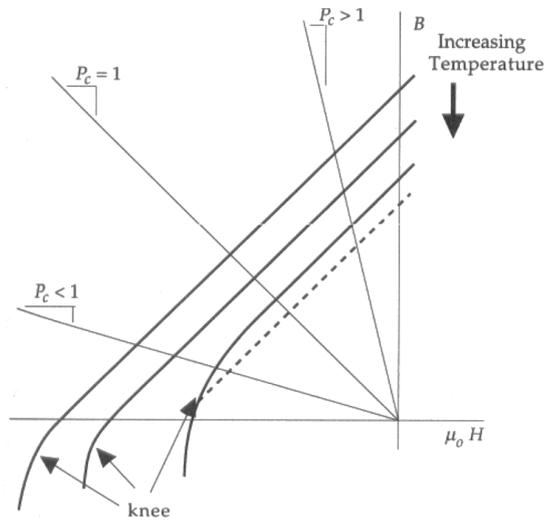


Figura 4.11. Efecto de la temperatura en las propiedades magnéticas de los imanes permanentes

Es recomendable alejarse lo máximo posible del punto de operación del campo coercitivo para evitar el *knee point*. Los imanes permanentes tienen un comportamiento anisótropo lo que implica que poseen una dirección preferencial de flujo con la cual presentarán un mejor comportamiento, por ello es importante definir bien la orientación y colocación de los imanes en el rotor.

Para evaluar la calidad de un imán permanente se tiene en cuenta el producto energético máximo $(BH)_{max}$. Este producto no es la energía que el imán es capaz de almacenar, aunque sus unidades sean de energía se trata de una medida que refleja de forma cualitativa el comportamiento del imán al aplicársele un campo magnético. Los imanes permanentes más utilizados en la actualidad son:

- Imanes de ferrita: también llamados imanes cerámicos, son más baratos que otros tipos de imanes permanentes, pero son también menos potentes en términos de $(BH)_{max}$.
- Imanes de alnico: están compuestos por una aleación de aluminio, níquel y cobalto. Es más potente que el imán de ferrita, pero menos potente que otros imanes permanentes.

- Imanes de samario-cobalto (SmCo): están compuestos por una aleación de samario y cobalto. Son más potentes que los imanes cerámicos o de alnico, pero presentan un coste significativamente mayor.
- Imanes de neodimio-hierro-boro (NdFeB): Son los imanes permanentes más potentes y de mayor eficiencia. Están compuestos por una aleación de neodimio, hierro y boro. Por estas características es el tipo de imán con un mayor coste.

El imán de NdFeB es el tipo de imán más utilizado en aerogeneradores marinos por sus características de potencia y eficiencia. Como ya se ha comentado en capítulos anteriores, los aerogeneradores marinos tienen condiciones de operación muy exigentes debido a la corrosión y los ambientes salinos, por lo que es importante que los imanes sean resistentes también mecánicamente. Usar imanes permanentes con mayor densidad de energía permite reducir el tamaño y el peso del aerogenerador, reduciendo también los costes de fabricación y transporte.

Los imanes de samario-cobalto (SmCo) también son muy adecuados para turbinas eólicas marinas ya que presentan una mayor resistencia a la corrosión y aguantan temperaturas mayores que los de NdFeB, sin embargo, los imanes de SmCo son más costosos debido a la mayor escasez de samario y cobalto en la Tierra.

En la Figura 4.12 se muestran de forma comparativa las diferentes curvas de histéresis para cada tipo de imán permanente comentado.

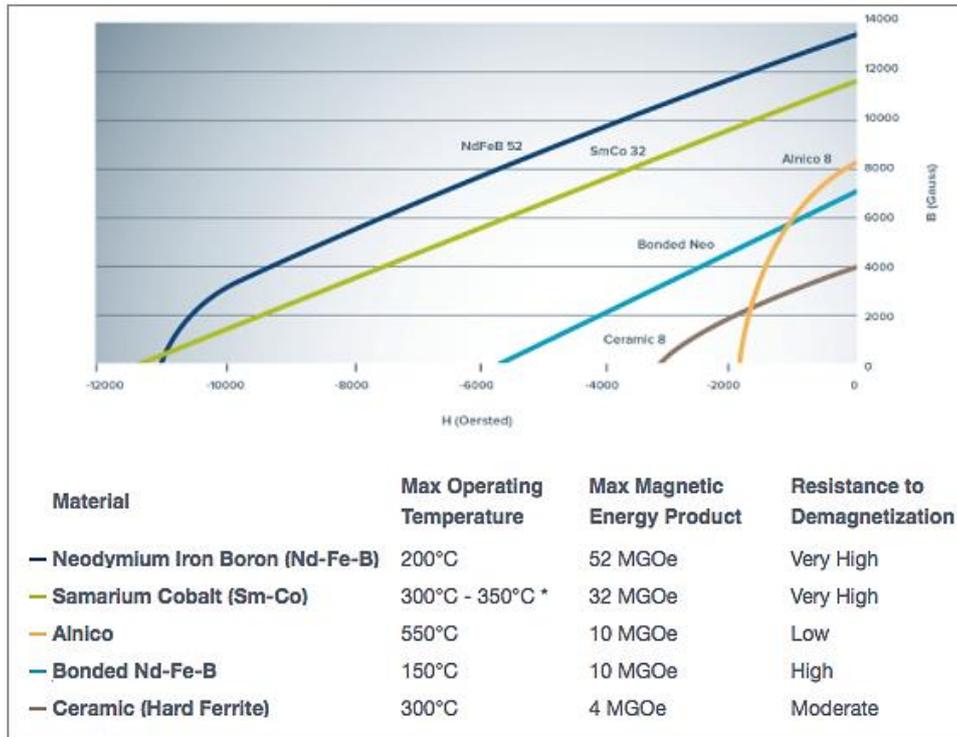


Figura 4.12. Comparativa de curvas de histéresis de los diferentes tipos de imanes permanentes

Por las ventajas comentadas y teniendo en cuenta el menor coste frente a los imanes de SmCo se ha escogido un imán permanente de tipo Neodimio-hierro-boro (Nd-Fe-B) de la clase N3616 del fabricante Dexter Magnetic Technologies (Anexo II: Catálogos).

La clase indica que el producto energético máximo $(BH)_{max}$ es de 36 MGOe y el campo coercitivo intrínseco H_{ci} es de 11,6 kOe equivale a 924.129 A/m [17], el campo magnético remanente B_r es de 12,2 kG lo que equivale a 1,22 T. Siendo el Oe una magnitud magnética que mide la intensidad de campo magnético, muy utilizada en la industria de los imanes permanentes, donde 1 kOe equivale a 79,577 A/m.

La permeabilidad magnética relativa para el imán escogido es de:

$$\mu_R = \frac{B_r}{\mu_0 \cdot H_c} = \frac{1,22}{4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 79,577 \cdot 11600} = 1,052$$

La longitud del rotor es de 1,3 metros, no hay imanes comerciales que tengan tanta longitud y si se pidiesen seguramente sería muy caro, por lo que se van a escoger imanes de 10 cm de longitud por lo que por cada polo se necesitarán 13 imanes permanentes.

4.4.2 DISPOSICIÓN DE LOS IMANES EN EL ROTOR

Topologías de rotor de imanes permanentes [6]:

- Imanes superficiales: En esta configuración los imanes permanentes se sitúan en la superficie del rotor mediante fuertes adhesivos. Los imanes pueden tener diferentes formas y suelen estar algo curvados adaptándose a la curvatura del rotor. La principal ventaja de este tipo de configuración es que son más fáciles de instalar y de reemplazar en caso de ser necesario, por lo que se reduce el coste. Una desventaja es que el campo magnético que se crea es menor que en el caso de los imanes interiores. En la Figura 4.13 se muestran las posibles disposiciones de los imanes permanentes en el rotor para este tipo de generadores.

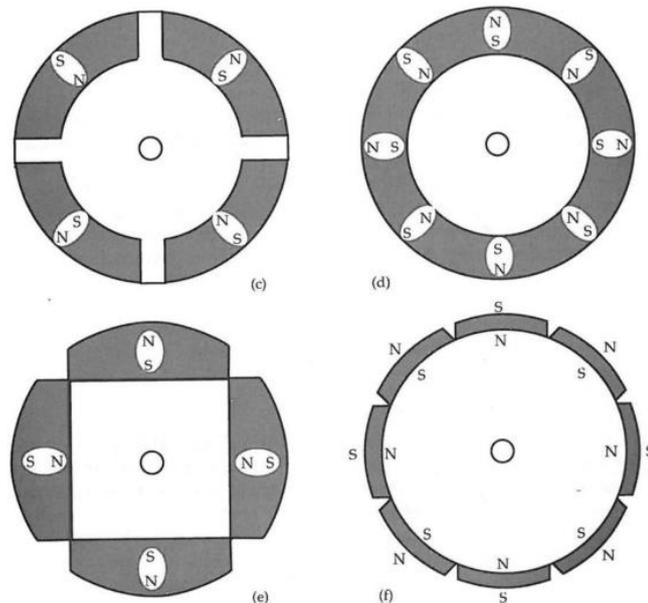


Figura 4.13. Diferentes disposiciones de imanes superficiales en el rotor

- Imanes interiores: En este caso los imanes se encuentran dispuestos en el interior del rotor, como se muestra en la Figura 4.14. Los imanes en esta configuración generan un campo magnético más fuerte y uniforme. La clara desventaja de esta configuración es su dificultad constructiva y de reemplazo de los imanes.

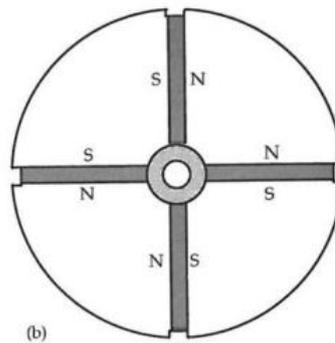


Figura 4.14. Disposición de imanes interiores en el rotor

En el caso de imanes NdFeB se van a situar superficialmente en el rotor de forma que estén en contacto directo con el entrehierro, por motivos económicos y de facilidad de montaje.

Además del par creado por el giro de las palas del aerogenerador se da otro par llamado par de *cogging*. Éste par se da siempre en las máquinas eléctricas, pero es especialmente notable en aquellas con bajas velocidades de giro, como es el caso de un generador de imanes permanentes sin multiplicadora.

El par de *cogging* es un par indeseable que se produce como consecuencia del entrehierro variable que ven los imanes permanentes al girar con el rotor. Este par es de tipo pulsante y puede provocar vibraciones y ruido.

$$T_{cog} = -\frac{1}{2} \Phi_g^2 \frac{dR_g}{d\theta}$$

Donde Φ_g es el flujo magnético a través del entrehierro y R_g es la reluctancia del entrehierro. Para reducirlo no es recomendable actuar sobre el flujo magnético Φ_g porque reduciría la eficiencia del generador. Por ello se va a buscar reducir la variación de la reluctancia a lo largo del entrehierro.

Para reducir el par de *cogging* existen varias posibilidades:

- Añadir zapatos a los dientes del estátor: esta es la manera más directa de reducir el par de *cogging* ya que de esta forma se disminuye significativamente la variación de la reluctancia en el entrehierro. La ventaja de este método es que no afecta demasiado al comportamiento del generador y supone una mejor fijación de los devanados en el estátor, evitando que se puedan salir de las ranuras. Sin embargo, presentan desventajas como que dificulta la fabricación del estator y la colocación de los devanados, además los zapatos suponen un incremento de material en el estator lo que aumenta el coste del generador.
- Sesgado de los polos (imanes permanentes) o las ranuras del estátor. Esta opción de diseño pretende hacer que $\frac{dR_g}{d\theta}$ sea igual a 0 sobre la superficie de cada imán. Esto se consigue sesgando o torciendo los bordes de los imanes con respecto a los bordes de las ranuras. El sesgado total es igual al paso de una ranura y puede aplicarse a o bien a los imanes o bien a las ranuras. Ambas opciones presentan ventajas y desventajas. El sesgar los imanes supone un aumento del coste de los imanes y el sesgar las ranuras supone un aumento de pérdidas óhmicas por el aumento de longitud de la ranura y consecuentemente del devanado necesario.

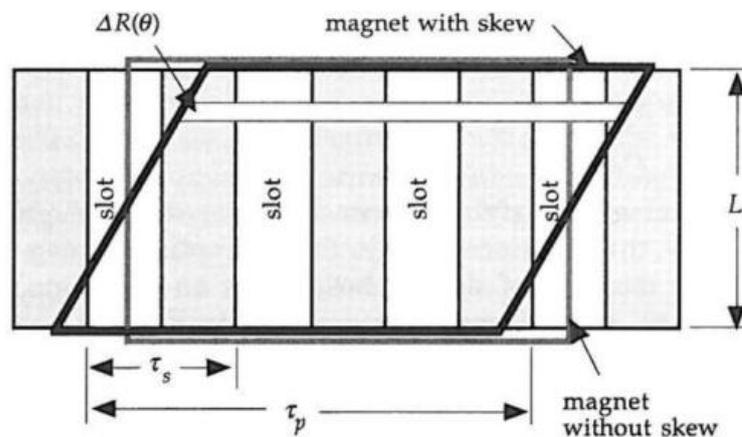


Figura 4.15. Sesgado de los imanes

Teóricamente con el sesgado del imán la variación de reluctancia en el entrehierro va variando, pero la suma final a lo largo del paso del imán de todas las reluctancias se mantiene constante por lo que la variación total es cero. En la realidad el par de *cogging* nunca se llega a reducir a cero, pero se reduce significativamente.

El sesgado del imán con respecto al bobinado del estátor produce una disminución en el flujo que el imán transmite al devanado. Esta reducción se puede representar con el siguiente coeficiente de reducción:

$$k_s = 1 - \frac{\theta_{se}}{2\pi}$$

Donde θ_{se} se corresponde con el paso de la ranura en grados eléctricos.

- Modificar la forma de los bordes de los imanes. Otra forma de reducir el par de *cogging* es modificando el valor del flujo del entrehierro en los bordes de los imanes modificando la geometría de los imanes.

Con todo lo comentando y considerando ventajas e inconvenientes, se ha decidido para el diseño utilizar el método de sesgado de los imanes y añadir zapatos al estátor.

4.5 DISEÑO DE LOS ELEMENTOS DEL ESTATOR

Existen muchas posibles variaciones en el diseño del estátor.

- Ranuras con zapatas: en esta configuración a las ranuras se les añade en su parte final una especie de zapatas como se puede apreciar en la Figura 4.16.

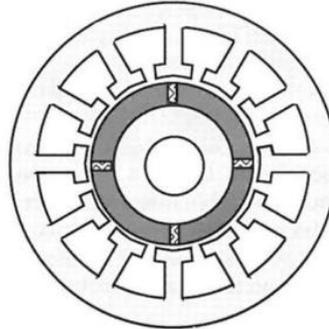


Figura 4.16. Diseño de estator con ranuras con zapatas

- Construcción sin ranuras: esta configuración (Figura 4.17) equivale a tener un gran entrehierro, ya que la permeabilidad del devanado es muy similar a la del aire y esto hace que la longitud de los imanes tenga que crecer sustancialmente.

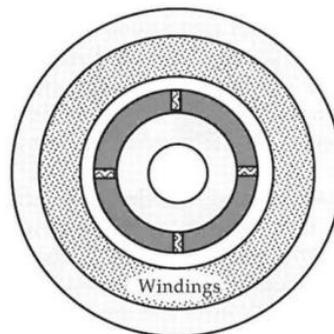


Figura 4.17. Diseño de estator sin ranuras

Para el diseño del generador se va a utilizar un estator con ranuras para minimizar la longitud del entrehierro y así disminuir la altura de imanes necesaria para producir un mismo flujo magnético en el entrehierro. Como ya se comentó en el apartado anterior se ha decidido poner zapatos a los dientes del estator, en parte para ayudar a reducir la variación de la reluctancia del entrehierro que ve el imán, reduciendo consecuentemente el par de cogging, y en parte por las razones mecánicas y constructivas comentadas en este apartado.

El número de fases del estator va a ser de 3 ya que es lo más utilizado y además minimiza el número de aparatos de electrónica de potencia necesarios.

4.5.1 YUGO DEL ESTÁTOR

Al igual que en el caso del rotor, el material que se va a utilizar para fabricar el estátor es chapas magnéticas de acero al silicio, Fe-Si, por las ventajas ya comentadas en el apartado de diseño del rotor. Estas láminas de acero irán aisladas eléctricamente entre sí.

Las áreas del estator en las que se encuentran los devanados se llaman ranuras y los espacios de hierro entre las ranuras se llaman dientes. Las dimensiones de las ranuras se detallarán más adelante, ya que un primer paso es determinar la sección y la configuración del devanado.

4.5.2 DISEÑO DEL DEVANADO DEL ESTÁTOR

Antes de comenzar con el diseño del devanado se van a aclarar unos conceptos relevantes con respecto al devanado del generador. A un conductor que da la vuelta entre dos ranuras se le denomina espira, una bobina son varias espiras que atraviesan el mismo par de ranuras. Todas las bobinas de una fase, conectadas en serie, que interactúan con el flujo de un único imán del rotor se conoce como grupo polar.

Los devanados en cada ranura pueden ser de simple capa o doble capa dependiendo del número de bobinas que compartan una misma ranura del estátor, como se muestra en la Figura 4.18.

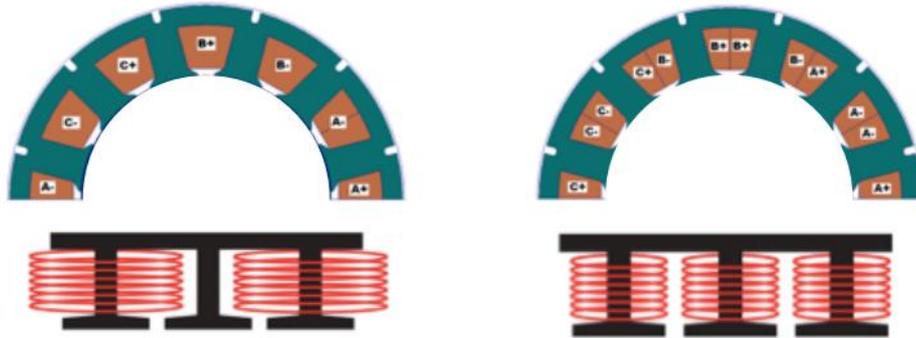


Figura 4.18. Disposición del devanado del estator en simple o doble capa [18]

El devanado en doble capa presenta menos armónicos que el de simple capa ya que las bobinas se sitúan más separadas e intercaladas entre sí, lo que evita interacciones indeseadas entre sus campos magnéticos que puedan resultar en armónicos y pérdidas de eficiencia.

Además, dependiendo de como se distribuyan las fases del estator en las ranuras y polos se obtendrán comportamientos distintos del generador, en este aspecto se distinguen tres configuraciones:

- Devanado concentrado ($q=1$): Hay una única ranura por polo y por fase.
- Devanado distribuido ($q>1$): Hay más de una ranura por polo y por fase. Esta configuración distribuye uniformemente la carga eléctrica a través de todo el estator, lo que ayuda a reducir las pérdidas y aumentar la eficiencia del generador.
- Devanado fraccionado (q es una fracción) \rightarrow reduce los armónicos, pero es más complejo y costoso, no se suele utilizar en generadores de imanes permanentes ya que no se necesita mejorar el factor de potencia que ya es muy alto.

En la Figura 4.19 se muestra gráficamente lo que es un devanado concentrado y un devanado distribuido.

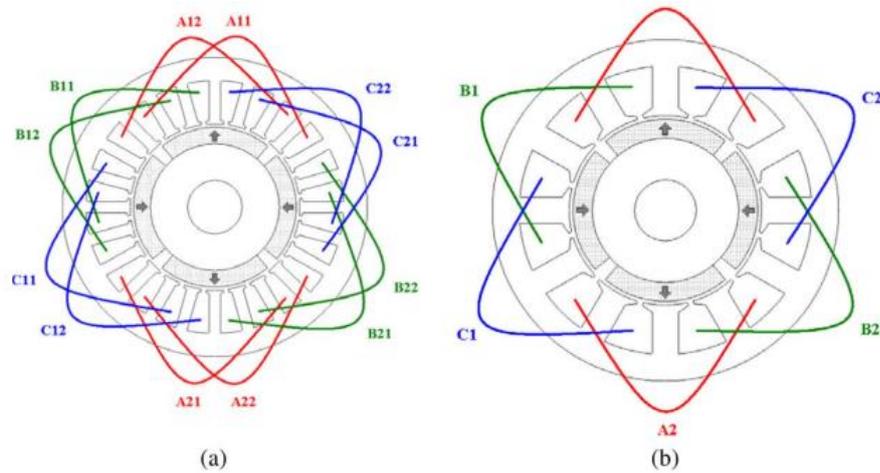


Figura 4.19. a) Devanado distribuido y b) Devanado concentrado [19]

En el diseño se ha especificado una ranura por polo y por fase lo que supone una $q=1$ y un devanado concentrado.

Además, las bobinas pueden diferir en la relación del paso de la bobina, distancia entre el inicio de una bobina y el inicio de la siguiente en el estátor, con respecto al paso polar de los imanes:

- Bobinados de paso completo: ocurre cuando el paso de bobina es igual al paso polar
- Bobinados de paso acortado: ocurre cuando el paso de bobinas es menor que el paso polar.
- Bobinados de paso alargado: ocurre cuando el paso de bobinas es mayor que el paso polar

Para el diseño del devanado de imanes permanentes se ha seleccionado un devanado en doble capa y de paso completo. Ya que el paso completo ayuda a generar mayor tensión en el generador a la vez que reduce los armónicos de la corriente, lo que mejora su comportamiento; además reduce el efecto del par de *cogging* al proporcionar una distribución más uniforme de los devanados frente a los polos magnéticos, imanes del rotor [20].

En cuanto a la disposición de las bobinas de cada fase a lo largo del estátor se distinguen a su vez tres métodos [21]:

1. Concéntrico: utilizan un sistema de simple capa (Figura 4.20), lo cual como se ha comentado anteriormente resulta en un mayor número de armónicos, por lo que se va a descartar en este diseño.

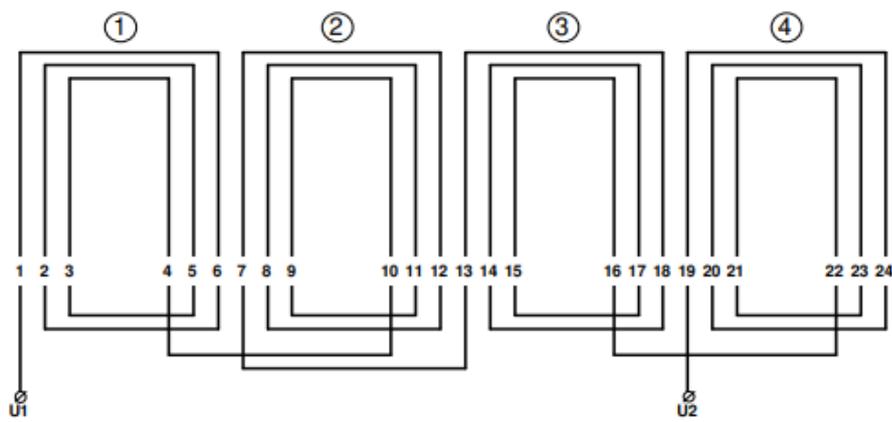


Figura 4.20. Devanado concéntrico

2. Imbricado: utiliza doble capa, pero necesita más cantidad de cobre al tener recorrido de ida y vuelta en cada ranura, por lo que resultaría más caro (Figura 4.21). Además, presenta más pérdidas por efecto Joule.

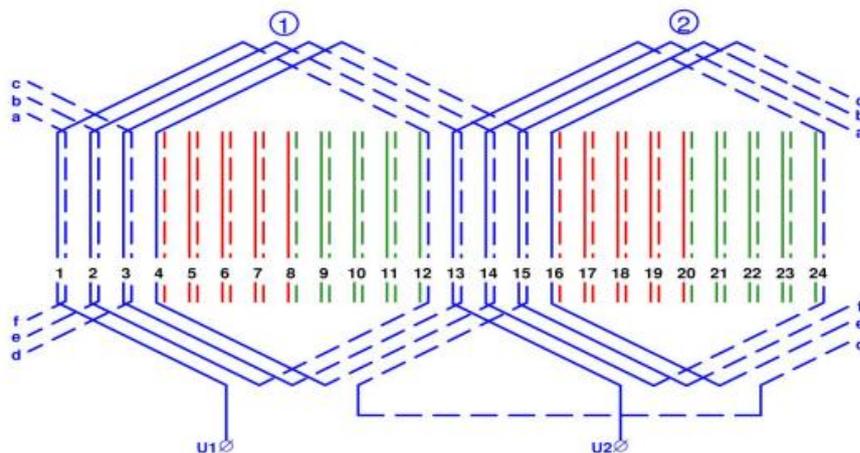


Figura 4.21. Devanado imbricado [21]

3. Ondulado: utiliza doble capa y las bobinas se conectan en paralelo (Figura 4.22). Se selecciona este tipo de devanado para el diseño del generador con imanes permanentes al no presentar los problemas indicados en los casos anteriores.

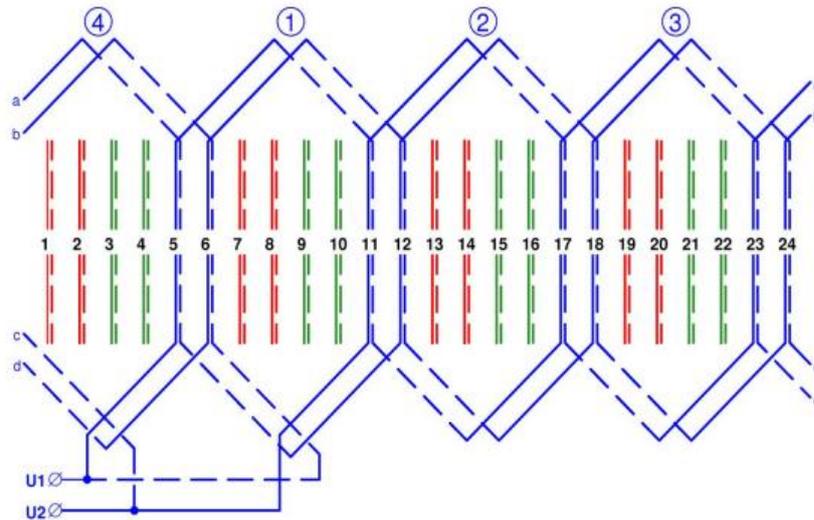


Figura 4.22. Devanado ondulado [21]

El factor de llenado de las ranuras es de $k_{sfill} = 0,6$ para diámetros mayores a 2 metros [4].

En resumen, se ha escogido un devanado concentrado ($q=1$), de paso completo y con una disposición de bobinas ondulada.

A continuación, hay que comprobar que la tensión total inducida no supera la tensión máxima del convertidor, cuyas características se indican en la Tabla 4.4..

Tabla 4.4. Características del convertidor de potencia

Características del convertidor de potencia	
Máxima corriente	6 kA
Rendimiento	97%
Máxima tensión	800 V

El límite de tensión que la red ha de ver es de 690V, pero eso es en el lado del convertidor directamente conectado a la red, ver Figura 4.23. En el lado del convertidor directamente conectado al generador la tensión máxima que el convertidor puede soportar es de 800V.

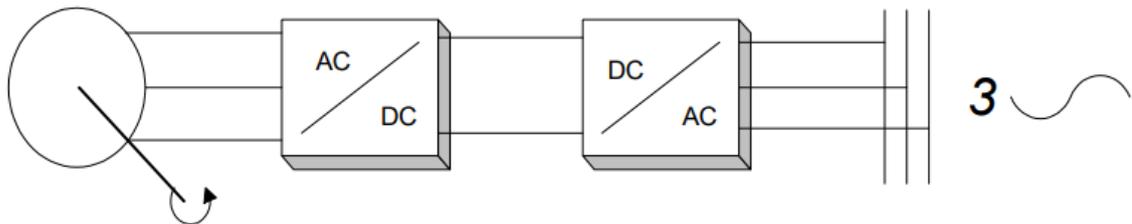


Figura 4.23. Esquema de conexión del generador a la red

Partiendo de la ley de Faraday, la fuerza electromotriz inducida por fase puede escribirse como:

$$e(t) = p \cdot N_b \cdot \frac{d}{dt} \phi(t)$$

Si se asume que la fuerza electromotriz es senoidal, el primer armónico en valor eficaz que se induce en el devanado a velocidad de rotación nominal viene dada por la expresión [4]:

$$E_{rms-no\ load} = \frac{4}{\sqrt{2}} \cdot p \cdot N_b \cdot f \cdot \tau_p \cdot L \cdot \widehat{B}_1 \cdot k_{sk} \cdot k_p \cdot k_d$$

Donde N_b es el número total de espiras por ranura, para una sola espira por polo se tiene:

$$E_{1_rms} = \frac{4}{\sqrt{2}} \cdot f \cdot \tau_p \cdot L \cdot \widehat{B}_1 \cdot k_{sk} \cdot k_p \cdot k_d$$

Donde $\tau_p \cdot L$ representa el área que cubre cada espira, \widehat{B} se corresponde con el con el valor de pico del primer armónico del campo magnético calculado en el apartado *Circuito magnético* y k_p y k_d representan el factor reductor correspondientes al pitch y al factor de distribución, ambos son iguales a la unidad ya que se va a utilizar una doble capa con paso

completo con una ranura por polo y por fase. Sin embargo, el factor de reducción correspondiente al sesgado de los imanes es diferente a la unidad y su valor es:

$$k_{sk} = \frac{\sin \frac{\alpha}{2}}{\frac{\alpha}{2}} = 0,9549$$

Siendo α el desfase entre el paso polar y el paso de la ranura por donde van las espiras debido al sesgado de los imanes. En el diseño que nos ocupa este desfase se corresponde con la relación entre el paso de las ranuras y el paso polar de los imanes.

$$\alpha = \frac{\tau_s \cdot \pi}{\tau_p} = \frac{\pi}{3}$$

Sustituyendo los valores mencionados en la fórmula de la tensión inducida por espira se obtiene:

$$E_{1_{rms}} = \frac{4}{\sqrt{2}} \cdot 36 \text{ Hz} \cdot 0,061034 \text{ m} \cdot 1,3 \text{ m} \cdot 1,022 \text{ T} \cdot 0,9549 \cdot 1 = 7,88 \text{ V}$$

El número total de bobinas por fase al haberse elegido un devanado concentrado en doble capa es de dos bobinas cada dos ranuras o lo que es lo mismo una bobina por ranura, por lo tanto, el número total de bobinas es:

$$1 \frac{\text{bobina}}{\text{ranura}} \cdot 1 \frac{\text{ranura}}{\text{polo} \cdot \text{fase}} \cdot 360 \text{ polos} = 360 \frac{\text{bobinas}}{\text{fase}}$$

El cableado de las tres fases del estátor se ha de conectar en estrella o en triángulo. La conexión en triángulo presenta la ventaja de que por los devanados corre una corriente raíz de tres veces menos a la corriente de fase, esto se traduce en menor sección de cobre y en menores costes. Además, la tensión por los devanados va a ser igual a la tensión de fases por lo que habrá que invertir más dinero en protección de aislamiento para los conductores. Sin embargo. El principal problema que presenta la conexión en triángulo son las corrientes que pueden quedarse circulando por el triángulo y empeorar el comportamiento del aerogenerador.

En el caso de la conexión en estrella ocurre al contrario de lo comentado en triángulo la corriente es mayor, igual a la de las fases, pero la tensión se ve reducida en raíz de tres veces la tensión de fase.

Un factor muy relevante y que se ve influenciado por el tipo de conexión de las fases del estátor son los armónicos, más en concreto el tercer armónico. Es práctica común en las máquinas eléctricas síncronas llevar a cabo una conexión de las fases en estrella, ya que se consigue eliminar el tercer armónico. Por todo lo comentado se va a hacer un conexionado en estrella.

Los datos de partida para el diseño del devanado son los que se muestran en la Tabla 4.5.

Tabla 4.5. Datos de partida para el diseño del devanado

Datos de partida para el diseño del devanado	
Bobinas por fase	360
U_{fn_N}	398,37 V
$U_{fase_max_conv}$	461,88 V
E_{1_rms}	6,67 V

En el Anexo III: Diseño del devanado se puede ver el procedimiento realizado para la elección final del devanado, el cual se muestra en la Tabla 4.6. El criterio seguido ha sido el de que la tensión de vacío por fase nunca supere el valor límite del convertidor, $\frac{800 V}{\sqrt{3}}$ al estar conectado en estrella, así como que el número de ramas en paralelo sea divisor del número total de bobinas y que el número de espiras por bobina ha de ser un número entero.

Tabla 4.6. Parámetros diseño del devanado del estátor

Diseño del devanado del estátor	
Ramas en paralelo por fase	40
Bobinas en serie por rama	9
Espiras por bobina (N_s)	6

Tensión de fase	425,5 V
Tensión de fase en pu	1,07 pu

En régimen permanente la tensión inducida de vacío en el estátor es igual a la velocidad de rotación de la máquina por el flujo magnético de excitación, en el caso de un generador síncrono de imanes permanentes este flujo de excitación coincide con el flujo de los imanes permanentes.

$$E_0 = \omega \lambda_m$$

Cuando el generador se encuentra en condiciones nominales el valor en por unidad del flujo magnético del imán coincide con el valor en por unidad de la tensión inducida en el estátor en vacío. Por lo tanto, en condiciones nominales $\lambda_m = 1,07$ pu.

4.5.3 DISEÑO DE LOS CONDUCTORES Y EL AISLAMIENTO

A continuación, se va a diseñar el cableado y los conductores que se van a utilizar para el generador síncrono de imanes permanentes. Lo primero a tener en cuenta es la intensidad máxima que va a poder circular por los conductores.

$$I_{max} = \frac{P_{max}}{\sqrt{3} \cdot \cos \varphi \cdot U_N} = 5,11 \text{ kA}$$

Al contar cada fase con una configuración ondulada, cada una consta de varias ramas en paralelo. Cada una de estas ramas llevará la corriente máxima a tener en cuenta para cada uno de los conductores.

$$I_{rama_max} = \frac{I_{max}}{\text{número ramas en paralelo}} = 127,84 \text{ A}$$

Para determinar la sección de los conductores es necesario conocer la densidad de corriente J del material elegido. El material más común utilizado en el devanado de máquinas

eléctricas es el cobre, aunque en algunos casos se puede llegar a utilizar aluminio sobre todo cuando reducir el peso de la máquina es un aspecto crítico. Sin embargo, hay que tener en cuenta que el aluminio presenta una resistividad tres veces mayor a la del cobre por lo que resultará en mayores pérdidas por efecto Joule, además requiere de un mayor volumen para transportar la misma corriente.

Teniendo en cuenta lo comentado acerca del aluminio, para el diseño se van a utilizar conductores de cobre, la densidad de corriente del cobre depende de la corriente y del área por la circula dicha corriente. Para el diseño se va a buscar una densidad de corriente lo más baja posible para evitar excesiva disipación del calor por los conductores y las pérdidas en el generador, con su consecuente reducción de eficiencia. Los valores de densidad de corriente del cobre pueden variar desde $1,5 A/mm^2$ hasta $6 A/mm^2$, teniendo en cuenta la temperatura que puede aguantar el cobre y aspectos de seguridad en la operación. Además, en máquinas de baja velocidad de rotación para conseguir eficiencias del orden de 95% en condiciones nominales, la densidad de corriente J suele estar entre $3-6 \frac{A}{mm^2}$. Con todo esto se escoge un valor intermedio de $4,5 \frac{A}{mm^2}$.

$$S_{Cu} = \frac{I_{rama_max}}{J_{Cu}} = 28,41 mm^2$$

Para ese valor de sección por conductor se obtiene para conductores de tipo pletina rectangulares, más adecuados para aplicaciones de generación en alta tensión, un ancho de pletina de 9 mm y 3,2 mm de alto.

Para obtener la sección total de cobre en cada ranura se ha de multiplicar por el número de espiras en cada bobina y las dos capas de bobina que se encuentran en cada ranura.

$$S_{Cu_ranura} = S_{Cu} \cdot N_s \cdot 2 = 340,92 mm^2$$

El valor de la sección disponible en la ranura para el cobre según los parámetros iniciales y teniendo en cuenta el factor de llenado para diámetros mayores de 2 metros es de:

$$h_s \cdot w_s \cdot k_{fill} = 9,26 \cdot 62 \cdot 0,6 = 344,5 \text{ mm}^2 > 340,92 \text{ mm}^2$$

Para el aislamiento térmico de los conductores en el estátor se va a aplicar una capa de esmalte aislante a los conductores para actuar como una barrera aislante que previene a los alambres de cobre de entrar en contacto. Además, se van a envolver los devanados con cinta de fibra de vidrio mojadas en resina epoxi, estas cintas proporcionan a los devanados protección contra el polvo, la humedad y otros posibles contaminantes. Para separar las dos capas de bobina que hay en cada ranura se va a utilizar láminas de mica.

Se selecciona un barniz aislante E-524 TS del fabricante Royal Diamond con un espesor de 0,2 mm, alcanza una temperatura de 180°C y hasta 3000 V. Para la cinta de vidrio se utiliza el modelo TECROLL 76 SH del mismo fabricante con un espesor de 0,18 mm 180°C de temperatura máxima y hasta 3000 V. La lámina de mica para aislar las dos bobinas de la ranura tendrá un espesor de 3 mm del suministrador AZAROS.

Tanto el esmalte aislante como las cintas de fibra de vidrio pueden soportar hasta 180°C-220°C. La lámina de mica puede llegar a soportar hasta 500°C. El conjunto aislante tiene capacidad para soportar mínimo 1000 V. Por lo que se concluye que el aislamiento es adecuado para las condiciones operativas del generador síncrono de imanes permanentes a diseñar.

$$S_{ranura} = (t_{Cu_espira} + 2t_{ais}) \cdot 9 \text{ mm} \cdot N_s \cdot 2 + t_{mica} \cdot w_s = 455,5 \text{ mm}^2$$

$$t_{ais} = t_{esmalte} + t_{cinta} = 0,38 \text{ mm}$$

La capacidad total de la ranura es de $574,12 \text{ mm}^2 > 455,5 \text{ mm}^2$, menor a la necesaria para incluir en la ranura tanto los devanados como el aislamiento, por lo que se da por correcto el diseño del devanado y el aislamiento.

Además, para evitar excesivo movimiento y vibraciones de los conductores se ha añadido en la parte inferior de las ranuras una cuña de sujeción.

4.5.4 DISEÑO DE LAS RANURAS

Con el devanado y el aislamiento determinado se puede terminar de diseñar la geometría de las ranuras del estátor, para conseguir un diseño óptimo.

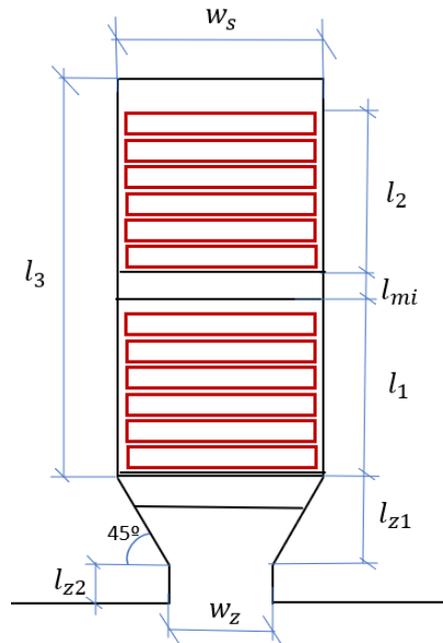


Figura 4.24. Geometría de las ranuras del estátor

Una vez conocida la sección de conductores óptima, así como los aislamientos necesarios se puede determinar la sección óptima de la ranura. Quedando definida por los parámetros mostrados a continuación y mostrados gráficamente en la Figura 4.24.

$$w_s = 9,26 \text{ mm}$$

$$l_s = 62 \text{ mm} = l_3 + l_{z1} + l_{z2}$$

l_s incluye los 3 mm de la lámina de mica que se ha de añadir para separar las dos bobinas que comparten ranura.

$$l_{mi} = 3 \text{ mm}$$

$$l_1 = l_2 = 23,8 \text{ mm}$$

$$l_3 = 52 \text{ mm}$$

$$l_{z2} = 7 \text{ mm}$$

$$l_{z1} = 3 \text{ mm}$$

$$w_z = 3 \text{ mm}$$

Los pies de las ranuras ayudarán a fijar los cables en las ranuras, evitando movimientos de los cables y vibraciones indeseadas, además de reducir el par de *cogging* como se comentó en el apartado *Disposición de los imanes en el rotor*.

Con todo esto quedan definidas las ranuras que se deberán hacer en el estátor para conseguir insertar las bobinas capaces de transportar la corriente necesaria para el diseño óptimo del generador.

4.6 CONCLUSIONES DEL DISEÑO

En el diseño se ha modificado la altura de las ranuras de 83 mm a 62 mm para cumplir con la recomendación de [4], donde se propone que la relación $\frac{l_s}{w_t} = 4$ para mejorar el comportamiento mecánico del generador, evitando excesivas vibraciones en los dientes.

Además, para que el acero del yugo del estator no saturara se ha decidido aumentar la altura del yugo con respecto a los parámetros iniciales de 13 mm a 14 mm.

Se han elegido unos imanes de NbFeB, de tipo N3616, y se ha realizado un sesgado en su geometría para evitar el efecto del par de *cogging*. Para reducir dicho par y por razones mecánicas también se han añadido zapatas a las ranuras.

En cuanto al devanado, se han escogido conductores de tipo pletina y un conexionado en estrella. Se tiene un devanado de doble capa, ondulado y de paso completo. Cada fase tiene 40 ramas en paralelo, cada rama cuenta con 9 bobinas y cada bobina con 6 espiras.

Finalmente se han diseñado las ranuras añadiendo el material aislante necesario, comprobando que el área diseñada para la ranura es suficiente para albergar el devanado diseñado.

Capítulo 5. OBTENCIÓN DE LOS PARÁMETROS PARA EL MODELADO DEL GENERADOR

En este capítulo se van a determinar las pérdidas que presenta el generador síncrono de imanes permanentes diseñado. Se van a calcular las pérdidas en el cobre, en el hierro y las pérdidas mecánicas. Con estos valores se van a poder obtener los parámetros necesarios para definir el modelo eléctrico del generador síncrono de imanes permanentes siendo estos la resistencia en el cobre, la resistencia en el hierro y la inductancia síncrona.

En primer lugar, se van a definir unos valores base para poder trabajar con valores en por unidad más adelante cuando se estudie el comportamiento del generador.

En la Tabla 5.1 se muestran los valores de la potencia aparente y la tensión base del sistema. Con estos dos valores base se van a poder determinar el resto de los valores base relevantes para el estudio del generador.

Tabla 5.1. Valores base del generador

Valores base de la máquina	
Potencia aparente base (S_b)	6,111 MVA
Tensión base (U_b)	690 V

Con las siguientes relaciones se van a determinar la intensidad base, la impedancia base, la inductancia base, el par base y la inercia base del sistema del generador.

$$I_b = \frac{S_b}{\sqrt{3} \cdot U_b} = 5,1134 \text{ kA}$$

$$Z_b = \frac{U_b^2}{S_b} = 0,078 \Omega$$

$$L_b = \frac{Z_b}{2\pi f_N} = 0,344 \text{ mH}$$

$$T_b = \frac{S_b}{2\pi \frac{f_N}{p}} = 4,86 \text{ MNm}$$

Una vez conocidos estos valores que pueden determinar los parámetros eléctricos más importantes para el modelado del generador.

5.1 PÉRDIDAS EN EL COBRE

En primer lugar, se van a calcular las pérdidas que se van a producir por efecto Joule en el devanado del generador, y a partir de ellas se calculará su resistencia del cobre característica.

Las pérdidas por efecto Joule se producen debido al calentamiento de las pletinas de cobre al circular la corriente por ellas, este aumento de temperatura produce unas pérdidas en el generador en forma de calor. Estas pérdidas dependen de la densidad de corriente que pase por las pletinas J , de la conductividad del cobre σ_{Cu} y de la cantidad de cobre que se encuentre en el generador.

$$P_{Cu} = \frac{J^2}{\sigma_{Cu}} \cdot V_{Cu}$$

$$\sigma_{Cu} = 5,96 \cdot 10^7 \frac{S}{m}$$

V_{Cu} se corresponde con el volumen del cobre y es aproximadamente:

$$V_{Cu} = Q \cdot k_{sfill} \cdot w_s \cdot (h_s - h_{ais}) \cdot \left[L + \frac{l_{Cuew}}{2} \right] = 0,4813 \text{ m}^3$$

Donde k_{sfill} representa el factor de llenado del cableado en cada ranura, siendo este igual a 0,6. Y $l_{c_{uew}}$ representa la longitud del devanado en el giro final del arrollamiento, y según [22] se calcula mediante la siguiente expresión:

$$l_{c_{uew}} = \frac{\pi \tau_s + w_t}{2}$$

Las pérdidas por efecto Joule dependen de la corriente que circula en el estátor. Los límites más relevantes para la corriente son:

- La eficiencia deseada
- Límites de temperatura
- La desmagnetización de los imanes
- La saturación del hierro del estátor
- La reactancia deseada del estator

En máquinas de baja velocidad de rotación donde se asume que el sistema de refrigeración es suficiente, la eficiencia que se desea tener suele ser el punto limitante. Para conseguir eficiencias del orden de 95% en condiciones nominales, la densidad de corriente J suele estar entre $3-6 \frac{A}{mm^2}$. Se escoge un valor intermedio de $4,5 \frac{A}{mm^2}$.

Con los parámetros necesarios determinados se puede determinar las pérdidas en el cobre del generador.

$$P_{Cu} = \frac{J^2}{\sigma_{Cu}} \cdot V_{Cu} = 163551,14 W = 0,0267 pu$$

A partir del valor de las pérdidas en el cobre se puede determinar la resistencia en el cobre del generador:

$$P_{Cu20} = 3 I_b^2 R_{Cu20}$$

$$R_{Cu20} = 2,09 m\Omega$$

La resistencia del cobre calculada es la correspondiente a una temperatura de 20°C, sin embargo, el generador operará a aproximadamente 80°C. Por esta razón hay que aplicar a la resistencia calculada una corrección a través del coeficiente térmico del cobre $\alpha = 0,00381 \text{ K}^{-1}$ y de la expresión mostrada a continuación.

$$R_{Cu80} = R_{Cu20}(1 + \alpha\Delta T) = 2,57 \text{ m}\Omega$$

$$r_{Cu80}(\text{pu}) = 0,033 \text{ pu}$$

5.2 PÉRDIDAS EN EL HIERRO

A continuación, se van a determinar las pérdidas en el hierro del generador para determinar su resistencia en el hierro. Las pérdidas en el hierro son aquellas que se dan principalmente en el yugo del estátor, donde se encuentran dos tipos de pérdidas: las pérdidas por histéresis y las pérdidas de Foucault.

Las pérdidas por histéresis son pérdidas en forma de calor que se producen debido al ciclo de histéresis B-H que recorre el material ferromagnético al magnetizarse y desmagnetizarse.

Las pérdidas de Foucault se producen por las corrientes parásitas inducidas que recorren el acero al silicio. El hecho de que el estátor esté laminado reduce el efecto de dichas corrientes, el cual se ve aumentado cuanto mayor sea la superficie por la que circulan dichas corrientes.

La fórmula que se propone en [4] para determinar estas pérdidas es:

$$P_{Fe} = [m_{ys} + m_{st}] k_{addloss} \left[k_{hist} \left(\frac{f}{50\text{Hz}} \right) + k_{Fouc} \left(\frac{f}{50\text{Hz}} \right)^2 \right] \left(\frac{B_{Fesat}}{1,5T} \right)^2$$

Donde m_{ys} y m_{st} se refiere a la masa del yugo del estátor y a la masa de los dientes del estátor. Estos valores se determinan a partir de las ecuaciones siguientes, suponiendo dientes sin zapatos para simplificar el cálculo:

$$m_{ys} = \rho_{Fe} \cdot \pi \cdot (r_{ext}^2 - (r_g + h_s)^2) \cdot L = 2.918,27 \text{ kg}$$

$$m_{st} = \rho_{Fe} \cdot l_s \cdot w_t \cdot L \cdot Q = 7.351,72 \text{ kg}$$

El parámetro ρ_{Fe} toma un valor de $7650 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ y se refiere a la densidad del acero al silicio escogido como material para el estátor, este dato viene dado en el catálogo de Arcelor Mittal mostrado en el Anexo II: Catálogos.

El parámetro $k_{addloss}$ se refiere al factor de pérdidas adicionales en el acero, k_{hist} se refiere a las pérdidas específicas del acero laminado debidas a la histéresis y k_{Fouc} son las pérdidas específicas de las láminas del acero por corrientes de Foucault, ambas pérdidas expresadas en $\frac{W}{kg}$.

El valor para $k_{addloss}$ suele ser de 2 [4]. Para el material escogido acero al silicio M 275-35 y según el catálogo de Arcelor Mittal $k_{hist} = 2,9 \frac{W}{kg}$ y $k_{Fouc} = 0,5 \frac{W}{kg}$.

El parámetro f se refiere a la frecuencia nominal del sistema, es decir 36 Hz y B_{Fesat} se refiere a la densidad de flujo de saturación del acero al silicio en el estátor en T. Se escoge un valor de B_{Fesat} de 1,6 T correspondiente al campo magnético en los dientes del estator, calculado en la sección *Circuito magnético*, ya que es un caso más desfavorable que en el yugo del estator, donde el campo de saturación es menor.

Conocidos todos los parámetros necesarios se pueden calcular las pérdidas en el hierro.

$$P_{Fe} = 54864,7 \text{ W} = 0,00898 \text{ pu}$$

Una vez determinadas se puede calcular la resistencia en el hierro característica del generador síncrono en condiciones nominales.

$$R_{Fe} = \frac{U_b^2}{P_{Fe}} = \frac{690^2}{54864,7} = 8,68 \Omega$$

$$r_{Fe} (\text{p.u.}) = 111,25 \text{ pu}$$

5.3 PÉRDIDAS MECÁNICAS

Las pérdidas debidas a partes móviles, fricciones del eje con los cojinetes, vibraciones en el generador y al sistema de refrigeración se conocen como pérdidas mecánicas. Al no tener caja de cambios las partes móviles se han reducido mucho. Para máquinas de alta potencia las pérdidas mecánicas suelen tener un peso del 0,5% de la potencia nominal.

$$p_{mec} = P_N \cdot 0,005 = 27.500 \text{ W} = 0,0045 \text{ pu}$$

5.4 INDUCTANCIA SÍNCRONA

Ya se han obtenido los parámetros característicos de la resistencia del cobre y la resistencia del hierro para modelar el comportamiento del generador. Sin embargo, aún queda por determinar la inductancia síncrona característica para poder modelar la reacción de inducido de la máquina. La inductancia síncrona representa la capacidad del generador para inducir tensión en los devanados del estátor [6]. Y según [23] se calcula como la suma de las inductancias parciales que la componen, mediante la siguiente fórmula:

$$L_s = L_m + L_\sigma = L_m + L_{ew} + L_u + L_d + L_h + L_{\sigma m}$$

Donde L_m es la inductancia de reacción de inducido o mutua y L_σ es la inductancia total de dispersión. La inductancia total de dispersión es a su vez la suma de L_{ew} la cual es la inductancia de dispersión en bornes del devanado, L_u que es la inductancia de dispersión en las ranuras y, L_d es la inductancia de dispersión en la cabeza de diente, L_h es la inductancia de dispersión en el entrehierro debido a los armónicos. Además, si se suman L_m y L_h se obtiene la inductancia en el entrehierro L_δ . En la Figura 5.1 se puede observar gráficamente la dispersión del flujo en los diferentes puntos del estator.

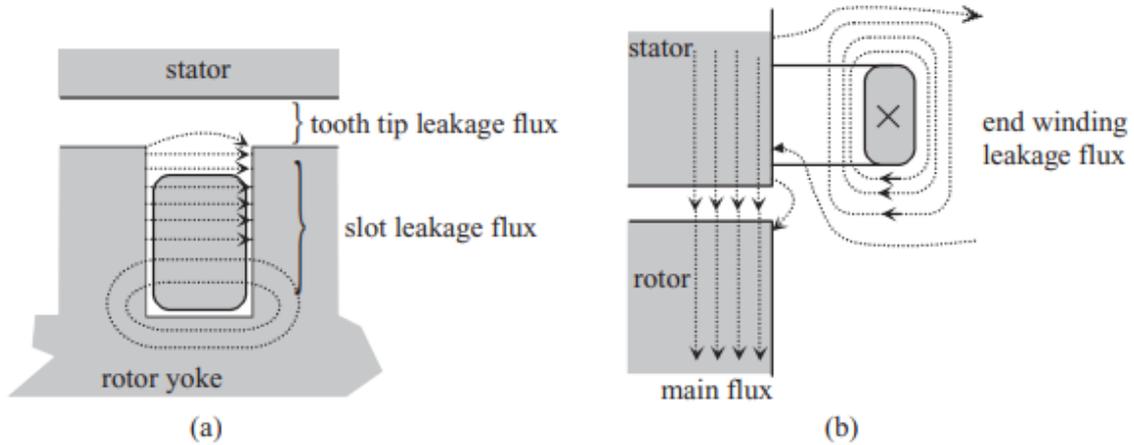


Figura 5.1. Dispersión del flujo magnético en el generador [23]

A continuación, los diferentes componentes de la inductancia síncrona se van a calcular de forma analítica como se propone [7] y en [23].

5.4.1 INDUCTANCIA DE REACCIÓN DE INDUCIDO

La inductancia de reacción de inducido o magnetizante es la inductancia más importante del generador y está muy influenciada por el diseño elegido del circuito magnético, la configuración elegida del devanado y los materiales escogidos [7].

$$L_m = \tau_p L \frac{\mu_0 4q}{l_e} \left(\frac{m}{\pi} k_{sk} k_p k_d N_s \right)^2 = 0,0369 \text{ mH}$$

Q_s es el número total de ranuras en el estátor y N_s es el número total de espiras en serie por fase, es decir $6 \cdot 9 = 54$ y $l_e = 24,19 \text{ mm}$.

$$l_e = k_c \cdot l_{g_tot}$$

$$k_c = \frac{\tau_s}{\tau_s - \gamma w_s} = 1,047$$

$$\gamma = \frac{2}{\pi} \left[\tan^{-1} \left(\frac{w_s}{2 \cdot l_{g_tot}} \right) - \frac{l_{g_tot}}{w_s} \ln \left(1 + \left(\frac{w_s}{2 \cdot l_{g_tot}} \right)^2 \right) \right] = 0,099$$

$$l_{g_tot} = l_g + \frac{l_m}{\mu_m}$$

5.4.2 INDUCTANCIA DE DISPERSIÓN DEL ENTREHIERRO

La inductancia del entrehierro se va a determinar ya que tiene en cuenta la componente de dispersión del entrehierro debido al efecto de los armónicos que se inducen por distribución espacial de las ranuras. Dicha inductancia se puede calcular como:

$$L_h = \theta \cdot L_m = 0,00369 \text{ mH}$$

Donde θ es el factor de dispersión y toma un valor de 0,097 en máquinas de tres fases ($m=3$) donde $q=1$ [7]. En la se muestra la Figura 5.2 se muestra la gráfica de donde se puede determinar este factor.

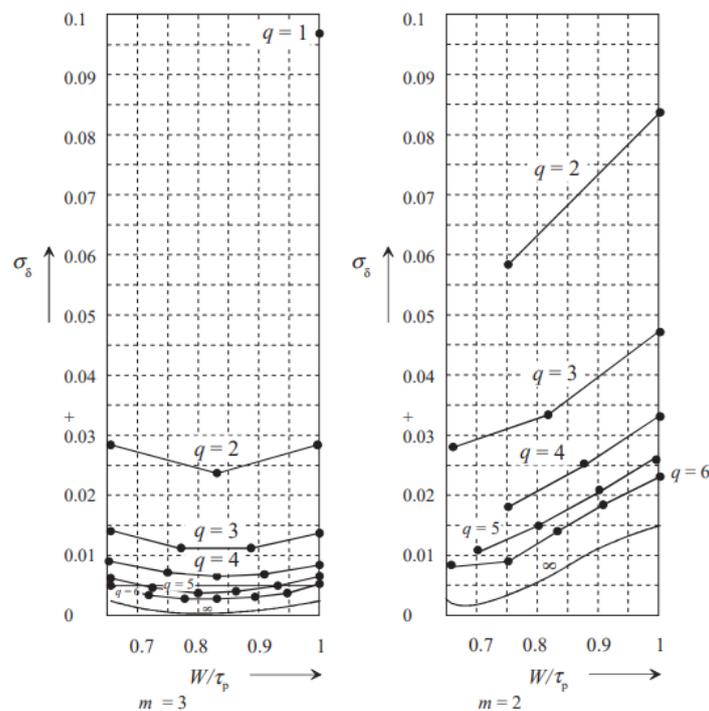


Figura 5.2. Obtención del factor de dispersión en el entrehierro según la configuración de la máquina [23]

5.4.3 INDUCTANCIA DE DISPERSIÓN EN EL DEVANADO

La inductancia de dispersión en el devanado se utiliza para modelar la dispersión del flujo que se produce al final de los devanados en las vueltas y en los arrollamientos. Quedando parte del flujo atrapado en estas zonas.

$$L_{ew} = \frac{4m}{Q} \mu_0 N_s^2 q l_w \lambda_w = 0,00049 \text{ mH}$$

$$l_w \lambda_w = 2l_{ew} \lambda_{ew} + \tau_s \lambda_w$$

$\lambda_{l_{ew}}=0,342$ y $\lambda_w=0,413$ according to Table 4.2 in [23]. Donde l_{ew} se corresponde con la longitud axial que sobresale del conductor al dar una vuelta, este es un valor muy difícil de determinar, pero según [7] se puede calcular como el paso de del devanado, igual al ancho del diente, dividido entre dos.

5.4.4 INDUCTANCIA DE DISPERSIÓN EN LAS RANURAS

También hay parte del flujo magnético que se dispersa debido a la geometría de las ranuras, considerando que el flujo magnético es completamente perpendicular a la ranura se puede calcular la inductancia de dispersión de las ranuras a partir de la siguiente fórmula [23]:

$$L_u = \frac{4m}{Q} \mu_0 L N_s^2 \lambda_u = 0,221 \text{ mH}$$

Donde λ_u es el factor de permeancia de la ranura para devanados en doble capa y se calcula, mirando las magnitudes de la Figura 4.24, a partir de la siguiente fórmula:

$$\lambda_u = k_1 \frac{l_3 - l_{mi}}{3\omega_s} + k_2 \left(\frac{l_{z2}}{w_z} + \frac{l_{z1}}{w_s - w_z} \ln \left(\frac{w_s}{w_z} \right) \right) + \frac{l_{mi}}{4w_s} = 4,19$$

$$k_1 = \frac{5 + 3g}{8}$$

$$k_2 = \frac{1 + g}{2}$$

Donde $g = 0,75$ para máquinas de rotor liso, equivalentes a imanes superficiales.

5.4.5 INDUCTANCIA DE DISPERSIÓN EN LA CABEZA DEL DIENTE

La inductancia de dispersión en la cabeza del diente modela aquel flujo magnético que se disipa debido a la geometría de la cabeza de los dientes en forma de zapatas y su apertura al entrehierro. Según [23] se calcula mediante la siguiente expresión.

$$L_d = \frac{4m}{Q} \mu_0 L \lambda_d N_s^2 = 0,0456 \text{ m}\Omega$$

Donde λ_d es el factor de permeancia en la cabeza de diente y se calcula mediante la fórmula:

$$\lambda_d = \frac{1 + g}{2} \cdot \frac{5 \frac{l'_g}{w_z}}{5 + 4 \frac{l'_g}{w_z}} = 0,8609$$

Además, l'_g se refiere a la longitud del entrehierro teniendo en cuenta la longitud efectiva del imán.

$$l'_g = l_g + \frac{l_m}{\mu_r} = 23,11 \text{ mm}$$

5.4.6 INDUCTANCIA DE DISPERSIÓN POR SESGADO DE LOS IMANES

En el diseño de los elementos del rotor se decidió sesgar los polos con respecto a las ranuras para disminuir el par de *cogging* mediante la reducción en la variación total de la reluctancia a lo largo del paso polar. Este sesgado de los imanes va a provocar una dispersión del flujo

magnético que se puede modelar mediante la inductancia $L_{\sigma m}$ la cual queda definida por las siguientes fórmulas [23]:

$$L_{\sigma m} = \sigma_{sk} \cdot L_m = 0,00325 \text{ m}\Omega$$

$$\sigma_{sk} = 1 - k_{sk}^2 = 0,0882$$

Donde $k_{sk} = 0,9549$, calculado en apartados anteriores.

Una vez calculadas todas las inductancias de dispersión y mutua se puede calcular la inductancia síncrona del generador.

$$L_s = L_m + L_\sigma = L_m + L_{ew} + L_u + L_{tt} + L_h + L_{\sigma m} = 0,311 \text{ mH} = 0,904 \text{ pu}$$

$$X_s = 2\pi \cdot 36\text{Hz} \cdot L_s = 0,07 \Omega$$

$$x_s(\text{pu}) = 0,902 \text{ pu}$$

Capítulo 6. COMPORTAMIENTO DEL GENERADOR

Para conocer el funcionamiento del generador se va a modelar como un modelo de máquina síncrona de rotor liso, configuración equivalente a la de imanes superficiales. En la Figura 6.1 se muestra dicho modelo.

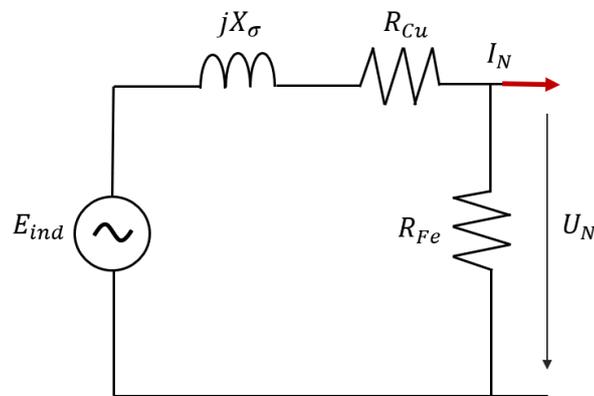


Figura 6.1. Modelo eléctrico del generador síncrono de imanes permanentes

Donde:

$$e_{ind} = \omega \cdot \lambda_m = 1,07 \text{ pu}$$

$$r_{Cu} = 0,033 \text{ pu}$$

$$r_{Fe} = 111,25 \text{ pu}$$

$$x_s = 0,902 \text{ pu}$$

La resistencia en el hierro es tan grande en comparación con la resistencia del cobre que se va a aproximar el circuito como si la corriente no tomara el camino de la rama de la resistencia en el hierro, además la resistencia del cobre es despreciable frente a la reactancia síncrona (30 veces menor), por lo que el circuito queda como se muestra en la Figura 6.2.

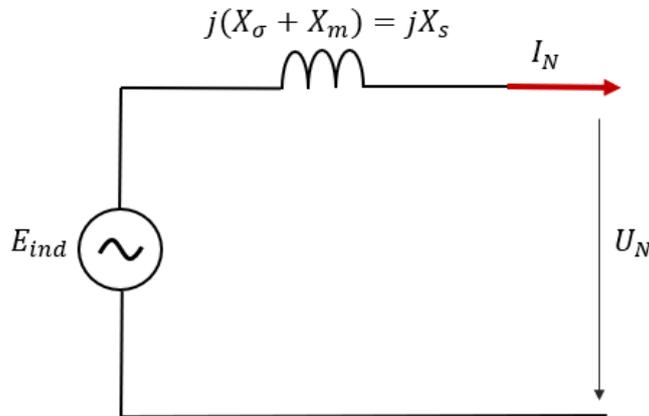


Figura 6.2. Modelo eléctrico del generador síncrono de rotor liso simplificado

Para estudiar el comportamiento del generador síncrono de imanes permanentes diseñado se van a tener en cuenta diferentes situaciones. Se van a considerar en primer lugar el caso más desfavorable posible: un cortocircuito trifásico franco entre las fases del generador para estudiar que los imanes no se desmagnetizan, a continuación, se va a estudiar el comportamiento del generador en las condiciones nominales de operación.

6.1 COMPORTAMIENTO FRENTE A CORTOCIRCUITO TRIFÁSICO

Un caso el cuál es imprescindible estudiar es el más desfavorable para el generador. Este caso se corresponde con un cortocircuito trifásico franco entre las tres fases del generador en el estátor. Este se produce cuando todos los conductores de fase se ponen en contacto simultáneamente en bornes del estátor de la máquina, se trata de un cortocircuito simétrico por lo que es suficiente con analizar el comportamiento de una de las fases.

La corriente de cortocircuito que circulará por las fases presenta un periodo transitorio hasta alcanzar el régimen permanente. Se va a asumir que la resistencia característica de la máquina (0,033 pu) es despreciable frente a la reactancia síncrona (0,902 pu). Como se ha decidido conectar las fases del estátor en estrella los valores de las corrientes son iguales tanto en fase como en línea.

Cuando ocurre un cortocircuito trifásico se produce un pico de corriente compuesto por una componente de continua y una componente de alterna, la suma de la componente de continua en las tres fases es cero, en la Figura 6.3 se puede observar este fenómeno para una fase. La ley de Lenz dice que un cambio brusco de flujo provoca fems que a su vez provocan corrientes que se oponen a dicho cambio en el flujo [24].

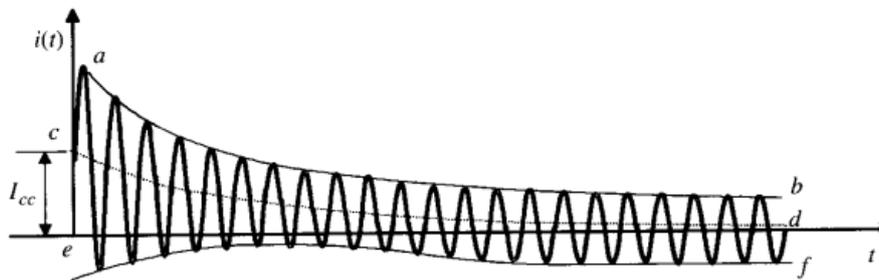


Figura 6.3. Corriente de cortocircuito en el tiempo de una fase [24]

Analizando la componente simétrica de la corriente, mostrada en la Figura 6.4, se pueden observar tres periodos: el periodo subtransitorio, el periodo transitorio y el periodo de régimen permanente.

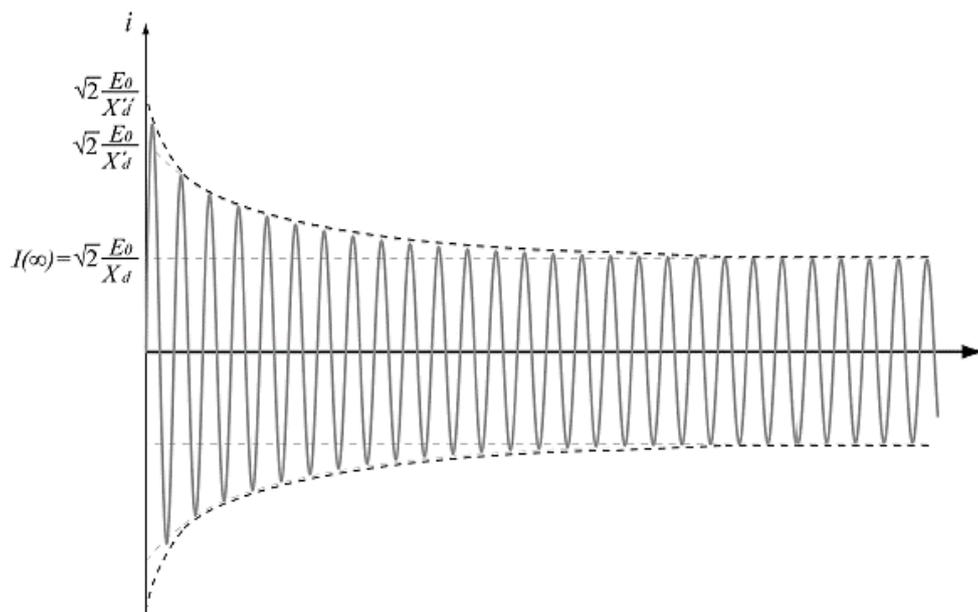


Figura 6.4. Componente simétrica de la corriente de cortocircuito [8]

Durante el fenómeno transitorio del cortocircuito trifásico aparecen unas nuevas reactancias síncronas que tienen gran relevancia en el comportamiento del generador, la que va a definir la corriente de pico del periodo subtransitorio es la reactancia subtransitoria X_d'' .

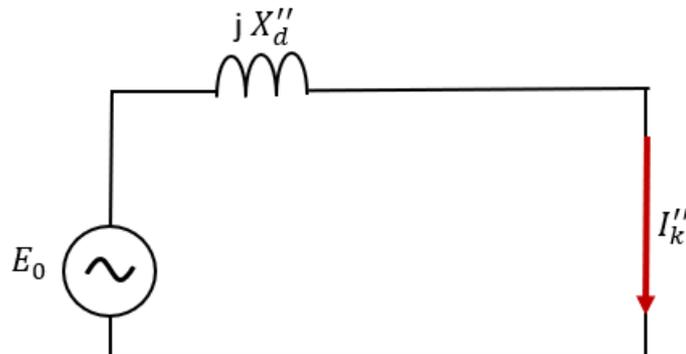


Figura 6.5. Circuito equivalente del generador para la componente subtransitoria del cortocircuito

Para calcular la componente subtransitoria de la corriente en cortocircuito se utiliza la siguiente expresión [8]:

$$I''_k = \frac{E''}{X_s} = \frac{E_0}{X_d''}$$

Donde E'' se corresponde con la tensión inducida en el devanado del estátor en caso de encontrarse este en carga en el momento en el que se produce el cortocircuito trifásico, esta tensión se puede aproximar a E_0 , la tensión inducida en vacío, cambiando X_s por X_d'' .

$$X_d'' = X_s + X_{kd}''$$

$$X_{kd}'' = \frac{1}{\frac{1}{X_i} + \frac{1}{X_m} + \frac{1}{X_{kd}}}$$

Durante el periodo subtransitorio en las máquinas síncronas tradicionales con devanado inductor y amortiguador en el rotor aparecen unas corrientes que se oponen al cambio en el flujo magnético, además aparecen unas reactancias asociadas a estos devanados mostrados en la Figura 6.6.

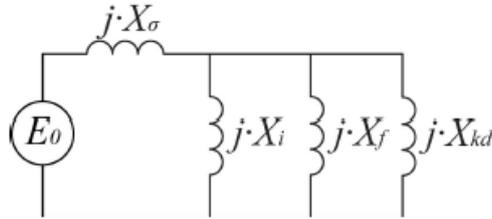


Figura 6.6. Circuito con la reactancia X_d'' descompuesta en sus componentes en el caso de máquina síncrona tradicional

Donde X_i es devanado inductor X_m es del devanado inducido y X_{kd} es del devanado amortiguador, estas tres reactancias se sitúan en serie con la reactancia de dispersión del generador. Por lo que al ser el generador diseñado de imanes permanentes y no contar con devanado inductor en el rotor tanto X_i como X_{kd} no existen. Por lo que queda:

$$x_d'' = x_\sigma + x_m = 0,902 pu$$

$$i''_k = \frac{e_0}{x_d''} = 1,19 pu$$

Donde I''_k es el valor eficaz de la corriente subtransitoria de cortocircuito. Se tiene en cuenta la componente de continua en el transitorio multiplicando por dos el valor de pico por un factor de 1,8. Por lo que el valor de pico resulta:

$$\hat{i}''_k = \sqrt{2} i''_k = 1,68 pu$$

$$\hat{I}''_k = 8,6 kA$$

6.1.1 DESMAGNETIZACIÓN DE LOS IMANES

Además, este incremento en la corriente provocada por un cortocircuito trifásico puede generar elevadas temperaturas que afecten al comportamiento de los imanes, por ello se va a comprobar también que estos imanes no pierdan propiedades o se desmagneticen.

Combinando las ecuaciones básicas planteadas en el capítulo de diseño de los imanes permanentes:

$$H = \frac{fmm}{l}$$

Se tiene que el campo magnético máximo se da en el entrehierro y depende de la fuerza magnetomotriz creada por el estátor y de la longitud efectiva del entrehierro, dando lugar a la expresión:

$$H_s = \frac{fmm_s}{l_g + \frac{l_m}{\mu_m}} = 372.128 \text{ A/m}$$

Donde la fuerza magnetomotriz máxima se corresponde, en el caso más desfavorable, con el valor en amperios de la corriente pico de cortocircuito.

$$fmm_s = \hat{I}_k'' = 8,6 \text{ kA}$$

Sustituyendo por los valores correspondientes se tiene que:

$$H_s = 372.128 \text{ A/m} < H_{kneepoint} = 397.887 \text{ A/m}$$

Al mantenerse la intensidad del campo magnético H_s por debajo de la intensidad de campo magnético del *knee point* de los imanes de NbFeB N36 para la temperatura más desfavorable de 120°C, ver curva de desmagnetización en Anexo II: Catálogos. Se puede concluir que los imanes no se desmagnetizarán ni en el caso más desfavorable para el generador, de esta manera los imanes permanecerán en la zona lineal de su curva de desmagnetización en todo momento.

En cuanto al convertidor su corriente máxima admisible son 6 kA por lo que en caso de cortocircuito trifásico habría que considerar activar protecciones eléctricas que eviten el sobrecalentamiento y posible ruptura del convertidor.

6.2 COMPORTAMIENTO EN CONDICIONES NOMINALES

En esta sección se va a estudiar el comportamiento del generador síncrono diseñado frente a condiciones nominales. Estas condiciones se refieren a cuando las palas del aerogenerador giran a velocidad nominal (12 rpm) y el generador trabaja a frecuencia nominal (36 Hz). El objetivo del diseño es que en dichas condiciones el generador sea capaz de entregar la potencia nominal a tensión y corriente nominal.

Las condiciones de trabajo deseadas son:

$$e_0 = \omega \lambda_m = 1,07 \text{ pu}$$

$$u = 1 \text{ pu} ; i = 1 \text{ pu}$$

$$p = u \cdot i \cdot \cos \varphi = \frac{e_0 \cdot u}{x_s} \sin \delta = 0,9$$

$$q = \frac{u}{x_s} (e_0 \cos \delta - u) = 0,436$$

$$s = \sqrt{p^2 + q^2} = 1 \text{ pu}$$

Utilizando las ecuaciones mostradas aplicables a máquinas síncronas de rotor liso, equivalentes a máquinas de imanes superficiales se va a calcular el comportamiento del generador frente a condiciones nominales.

Como se puede observar en la Tabla 6.1 el generador es capaz de dar 5,5 MW en condiciones nominales. Se observa un problema y es que el ángulo de carga es de 86,13°, ángulo muy cercano al ángulo crítico de 90° dónde el generador podría perder el sincronismo.

Tabla 6.1. Comportamiento del generador en condiciones nominales de operación

Magnitud	Valor (p.u.)
Velocidad de rotación (n)	1 pu
Tensión (u)	1 pu
Intensidad (i)	1 pu
Potencia activa (p_a)	0,9
Potencia reactiva (q_r)	0,436
Factor de potencia ($\cos \phi$)	0,9
Ángulo de carga (δ)	86,13°

Como criterio se va a buscar que el ángulo de carga no supere los 60° por seguridad. Ya que el generador por sí solo no es capaz de dar la potencia nominal con un ángulo de carga suficientemente estable, en el capítulo siguiente se va a hacer uso del convertidor de potencia y el control vectorial en ejes dq para, modificando el valor de la corriente en sus ejes dq conseguir el punto de trabajo óptimo en condiciones nominales.

6.3 RENDIMIENTO DEL GENERADOR

En este apartado se va a determinar la curva de rendimiento del generador diseñado frente a diferentes situaciones de velocidad de rotación de las palas del aerogenerador.

$$p_{Cu} = 0,0267 \text{ pu}$$

$$p_{Fe} = 0,00898 \text{ pu}$$

$$p_{mec} = 0,0045 \text{ pu}$$

$$\eta = \frac{p_N - p_{Cu} - p_{Fe} - p_{mec}}{p_N} = 0,9595 \rightarrow 95,95\%$$

A continuación, se va a mostrar la evolución del rendimiento con el nivel de carga, para el cálculo de la potencia se ha asumido una carga resistiva aplicada y que la tensión de salida se mantiene constante y en 1 pu. Las pérdidas en el hierro y las pérdidas mecánicas apenas varían con la carga. Sin embargo, las pérdidas en el cobre varían con la carga según:

$$P_{Cu} = \left(\frac{I}{I_N}\right)^2 P_{CuN}$$

La Figura 6.7 muestra la evolución del rendimiento para todo el rango posible de velocidades de rotación de las palas.

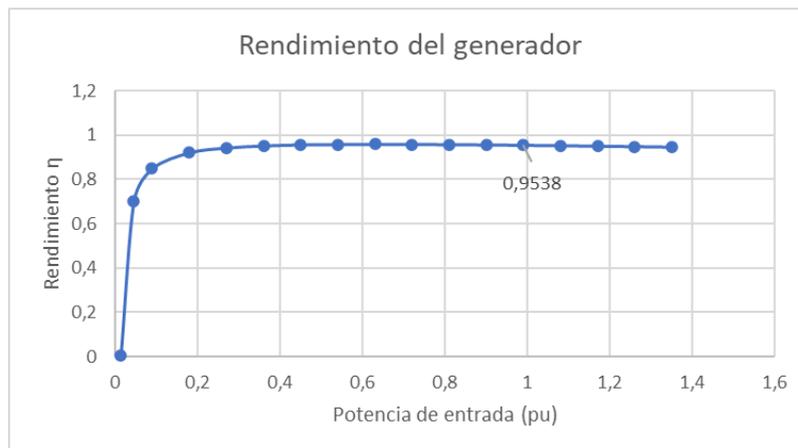


Figura 6.7.. Rendimiento del generador frente a la potencia de entrada

Capítulo 7. CONTROL DEL GENERADOR

Como se ha observado en el capítulo anterior, el generador por sí solo no es capaz de generar toda la potencia requerida en condiciones nominales y de suficiente estabilidad. Sin embargo, su conexión al convertidor y su estrategia de control va a permitir que el conjunto generador-convertidor produzca la potencia requerida en las condiciones nominales del aerogenerador marino.

La estrategia de control más utilizada en máquinas de corriente alterna es el control vectorial o control de campo orientado (FOC por sus siglas en inglés). El control vectorial se basa en desacoplar las variables del par electromagnético y el flujo de la máquina del flujo magnético. El control vectorial mejora la respuesta dinámica y la precisión frente al tradicional control escalar [9].

Para poder simplificar y estudiar las ecuaciones del generador y su control se establece un modelo que se obtiene aplicando transformaciones matemáticas al sistema trifásico del generador (sistema abc), estas transformaciones permiten independizar el sistema del ángulo de rotación del rotor.

La primera transformación necesaria se conoce como transformada de Clarke, esta transformación permite pasar de un sistema de tres fases en el dominio del tiempo y separadas 120° a un sistema de dos fases estacionarias ortogonales entre sí (sistema $\alpha\beta$). Esta transformada se expresa mediante la ecuación matricial:

$$[I]_{\alpha\beta} = [T]_{abc \rightarrow \alpha\beta} [I]_{abc}; \quad [T]_{abc \rightarrow \alpha\beta} = \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix}$$

Al sistema de ejes $\alpha\beta$ se le aplica un giro de ángulo θ para eliminar la dependencia del sistema con el ángulo de giro y pasar al sistema de ejes d-q, el cual es un sistema de referencia rotatorio. A esta transformación se le denomina transformada de Park, y se expresa mediante la siguiente ecuación matricial:

$$[I]_{dq} = [\rho]_{\alpha\beta \rightarrow dq} [I]_{\alpha\beta}; \quad [\rho]_{\alpha\beta \rightarrow dq} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \theta & \sin \theta \\ 0 & -\sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix}$$

Tras aplicar la transformada de Clarke y de Park se obtiene un sistema de ejes d-q ortogonales entre sí el cual se muestra en la Figura 7.1. Donde el eje d está situado en la dirección del flujo de la máquina y el eje q de forma ortogonal.

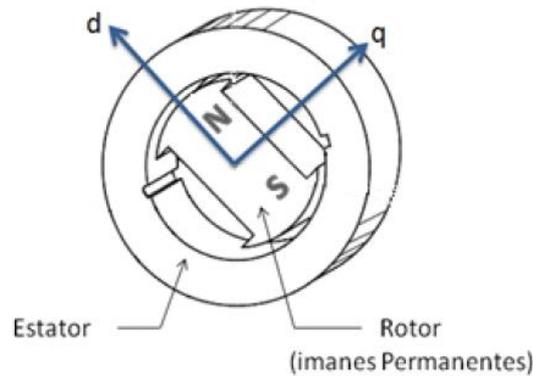


Figura 7.1. Ejes d y q de la máquina [9]

Los pasos de la transformación se pueden observar de manera más gráfica en la Figura 7.4.

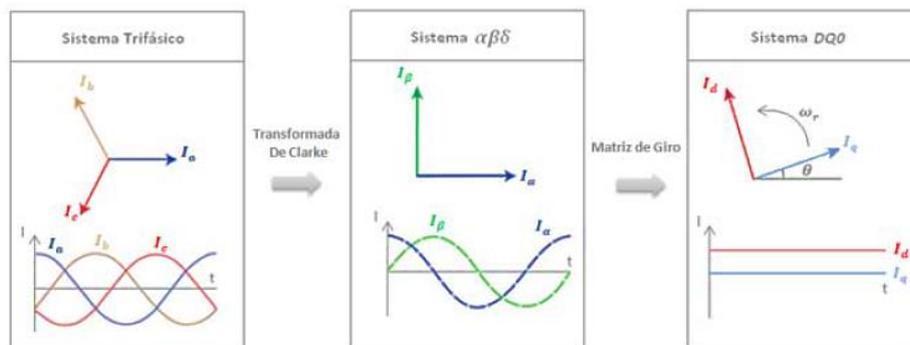


Figura 7.2. Cambio de sistema de referencia y formas de onda con transformaciones de Clark y de Park [9]

Así el sistema del generador queda representado por un sistema de ecuaciones en ejes d-q lineal y más sencillo de analizar. El sistema resultante es el siguiente:

$$\begin{bmatrix} v_0 \\ v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r_s & 0 & 0 \\ 0 & r_s & 0 \\ 0 & 0 & r_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_0 \\ i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_{ls} & 0 & 0 \\ 0 & L_d & 0 \\ 0 & 0 & L_q \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_0 \\ i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\omega L_d \\ 0 & \omega L_d & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_0 \\ i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \omega \lambda_m \end{bmatrix}$$

Donde λ_m representa el flujo magnético inducido en la máquina.

A partir de dicha expresión se pueden obtener los circuitos equivalentes en coordenadas d-q de la máquina síncrona, mostrados en la Figura 7.3.

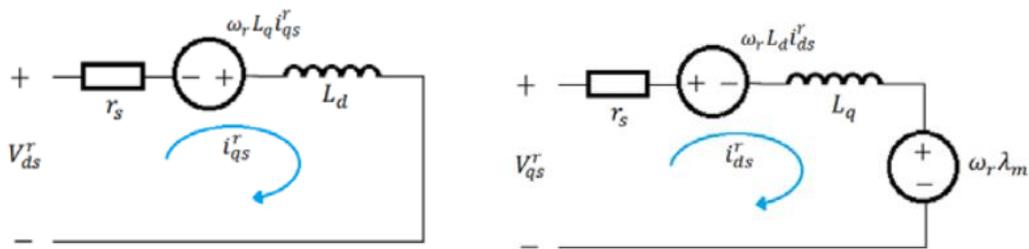


Figura 7.3. Circuitos equivalentes en ejes d y q del generador síncrono de imanes permanentes [9]

De estos circuitos equivalentes se pueden obtener las principales ecuaciones del control del flujo en régimen permanente:

$$\lambda_d = L_d i_d + \lambda_m$$

$$\lambda_q = L_q i_q$$

Y las expresiones del control de las tensiones en régimen permanente:

$$v_{ds} = i_d r_s - \omega L_q i_q$$

$$v_{qs} = i_q r_s - \omega (\lambda_m + L_d i_d)$$

Desarrollando las ecuaciones de la máquina se puede obtener la expresión del par electromagnético siguiente [9]:

$$t_e = (\lambda_m i_q + (L_d - L_q) i_d i_q)$$

Al ser una máquina de imanes permanentes superficiales se comporta como una máquina de rotor liso y por lo tanto $L_d = L_q$ y la expresión del par por unidad queda:

$$t_e = \lambda_m i_q$$

La potencia en por unidad queda:

$$p = \omega \lambda_m i_q$$

De esta forma el par electromagnético de la máquina depende linealmente de i_q por lo que esta variable será suficiente para controlar el par del generador síncrono. De esta manera el control del par queda definido por el valor de i_q y el flujo electromagnético queda controlado por la componente i_d . Quedando ambos desacoplados, como se muestra en la Figura 7.4.

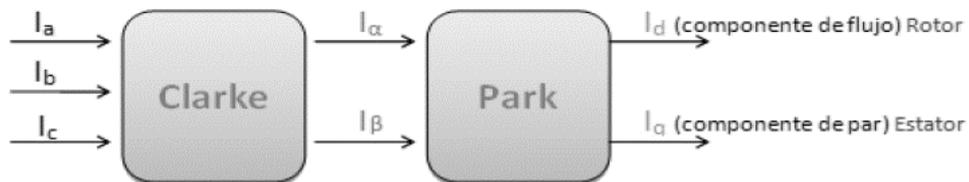


Figura 7.4. Proceso de las transformadas de Clarke y de Park [9]

El sistema de control a implementar se muestra en la Figura 7.5 donde se observan los bucles internos de control de las corrientes ambas comparando el valor medido contra el valor de referencia (i_d^* y i_q^*) y además utilizando un controlador PI.

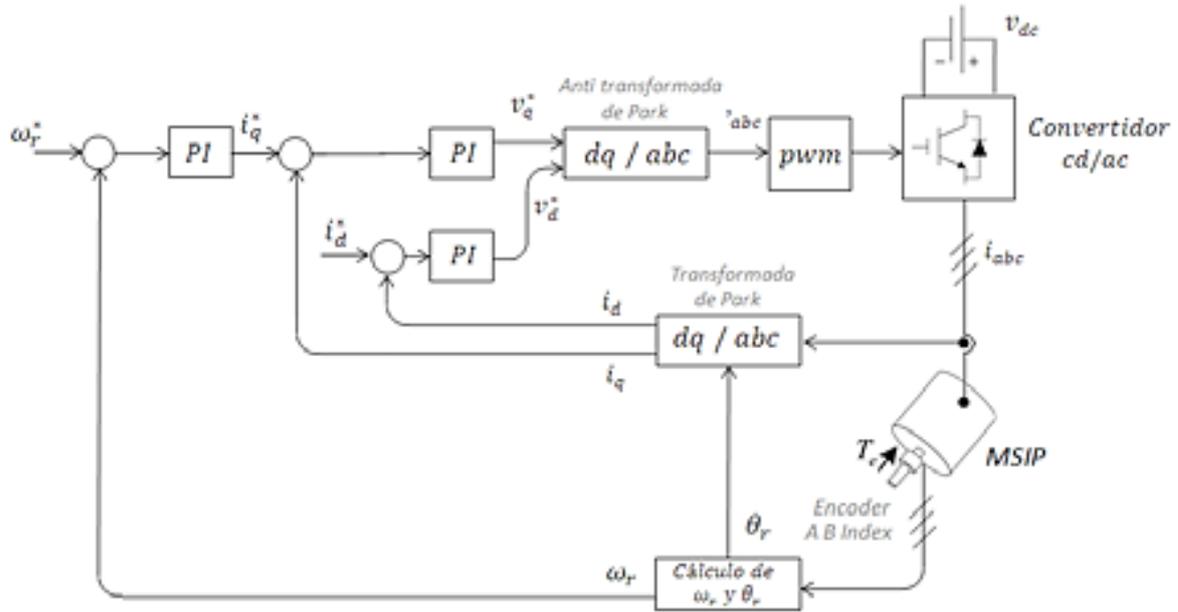


Figura 7.5. Diagrama de bloques del control vectorial del generador [9]

En generadores de imanes permanentes superficiales el flujo magnético se suele mantener constante manteniendo $i_d = 0$ y modificar i_q para controlar el par.

Este sistema de control de par se utiliza cuando las velocidades del viento son menores a la velocidad nominal. Para velocidades mayores a la nominal se utilizaría un control de *pitch*, controlando el ángulo de giro de las palas, para obtener más información sobre el sistema de control del generador consultar el trabajo realizado por Laura Savall en [25].

Para el control del generador síncrono de imanes permanentes diseñado se tiene:

$$L_d = L_q = 0,904 \text{ pu}$$

$$r_s = 0,033$$

$$\lambda_m = 1,07 \text{ pu}$$

Tabla 7.1. Control vectorial en ejes dq del generador diseñado. Estrategia $i_d=0$

Magnitud	Valores unitarios	Valores reales
ω	1 pu	12 rpm
i_d	0	0 A
i_q	0,841	4,29 kA
$ i $	0,841	4,29 kA
v_d	0,496	342,24 V
v_q	1,092	753,48 V
$ v $	1,181 pu	814,89 V
t_e	0,90 pu	4,37 MNm
p	0,90 pu	5,5 MW
δ	-	-
ϕ	-	18,6°

Como se puede observar en la Tabla 7.1, realizar el control del generador con una estrategia de $i_d = 0$ no es posible ya que para conseguir generar toda la potencia requerida es necesario tener una tensión a la entrada del convertidor de 814,89 V la cual es mayor que la máxima admisible por el convertidor (800 V). Además, en dichas condiciones no existe ningún ángulo de carga que sea capaz de proporcionar 0,9 pu de potencia activa.

Por ello, descartada la estrategia de control de $i_d = 0$, se va a proponer una nueva estrategia de control en la que $i_d > 0$. Los resultados del control se muestran en la Tabla 7.2 .

Tabla 7.2. Control vectorial en ejes dq del generador diseñado. Estrategia $i_d=0,541$

Magnitud	Valores unitarios	Valores reales
ω	1 pu	12 rpm
i_d	0,541 pu	2,76 kA
i_q	0,841 pu	4,29 kA
$ i $	1 pu	5,11 kA
v_d	0,7424 pu	512,26 V
v_q	0,6087 pu	420,00 V
$ v $	0,960	662,4 V
t_e	0,9 pu	4,37 MNm
p	0,9 pu	5,5 MW
q	0,32 pu	1,96 MVar
δ	-	52, 19°
ϕ	-	25, 84°

En la Figura 7.6 se ha realizado un diagrama fasorial del control vectorial resultante en ejes d y q, donde la resistencia del cobre se ha despreciado y sólo se ha considerado la reactancia síncrona.

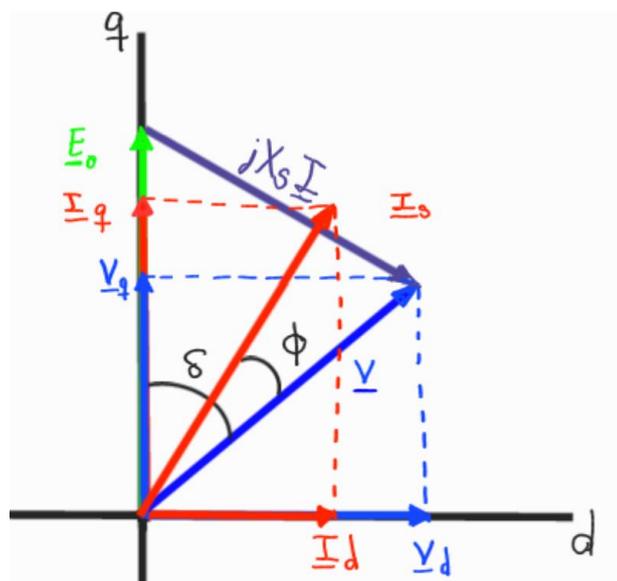


Figura 7.6. Diagrama fasorial del control vectorial en ejes d y q

En la Tabla 7.2 se observa cómo la estrategia de control aplicada es óptima para condiciones nominales. Se consigue llegar a generar 5,5 MW a corriente nominal con una tensión en bornes del generador ligeramente menor al valor nominal. Además, se ha solucionado el problema del ángulo de carga cercano a 90° , consiguiendo llevar su valor a una zona estable por debajo de los 60° , más concretamente a un valor de $52,19^\circ$.

Con esto se da por correcto el funcionamiento del generador que, ayudado por el convertidor y la electrónica de potencia, es capaz de generar la potencia máxima requerida en condiciones nominales.

Capítulo 8. PROPUESTAS DE OPTIMIZACIÓN

Se ha podido comprobar la validez del sistema de generación con imanes permanentes diseñado. Sin embargo, lo más probable es que no se haya conseguido el diseño óptimo. Por ello en este apartado se van a proponer diferentes modificaciones que permitan optimizar el diseño realizado. Se va a buscar mejorar el rendimiento del generador en condiciones nominales.

8.1 AUMENTO DEL YUGO DEL ESTATOR

Una posible mejora sería aumentar la altura de los yugos rotórico y estatórico. Este aumento aumentará el diámetro del generador y como consecuencia del aumento del material, incrementaría su coste. El objetivo de esta modificación es reducir la saturación del acero al silicio y como consecuencia reducir las pérdidas en el hierro del generador.

Se ha simulado en FEMM de nuevo con la nueva geometría para comprobar cómo se reduce el campo magnético y la saturación tanto en el estátor como en el rotor. En la Figura 8.1 se muestra el mapa de densidad de campo magnético B (T) en el generador optimizado.

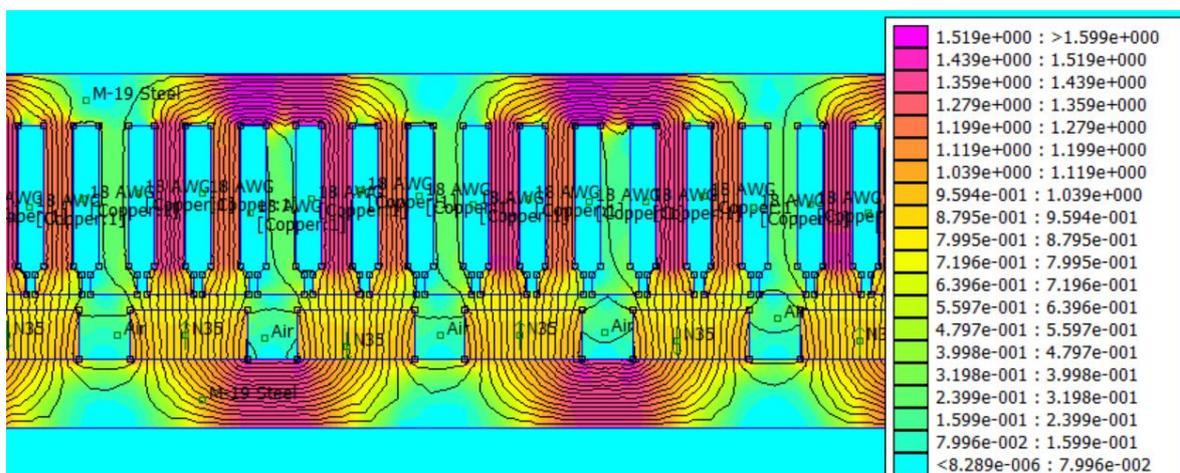


Figura 8.1. Mapa de densidad de campo magnético optimizado mediante aumento de espesor del yugo estatórico y rotórico

Se observa como el campo magnético disminuye, reduciendo el nivel de saturación magnética de los dientes del estátor, con esto se reducen las pérdidas en el hierro y se aumenta el rendimiento del generador.

8.2 CAMBIO EN EL DISEÑO DEL DEVANADO

Otra acción posible para mejorar el diseño del generador es aumentar la sección de las pletinas de cobre reduciendo así la densidad de corriente J . Esto resultará en unas menores pérdidas en el cobre. Porque, aunque es cierto que el volumen de cobre aumentará, la relación de la J con las pérdidas en el cobre es cuadrática y la del cobre es lineal.

$$P_{Cu} = \frac{J^2}{\sigma_{Cu}} \cdot V_{Cu}$$

De esta manera se conseguirá aumentar el rendimiento del generador con respecto al diseño inicial.

Es importante destacar que las optimizaciones de diseño propuestas mejoran el comportamiento y el rendimiento del generador, pero a su vez, suponen un aumento en el coste del proyecto. Por ello, dependiendo del presupuesto y de las exigencias impuestas al diseño se podrán aplicar o no dichas modificaciones.

Capítulo 9. ESTUDIO ECONÓMICO

En este capítulo se va a llevar a cabo el estudio económico del proyecto, analizando los costes necesarios para llevarlo a cabo. El alcance de este estudio económico abarca el diseño y la construcción del generador síncrono de imanes permanentes diseñado en el presente Trabajo de Fin de Máster.

9.1 ESTADO DE LAS MEDICIONES

Para determinar el precio total de los materiales necesarios para la construcción del generador síncrono de imanes permanentes diseñado, será necesario determinar la masa total de cada uno presente en el generador. Esto se debe a que los precios de materiales como el acero al silicio presente en el estátor y en el rotor o el cobre presente en los devanados vienen dados en €/kg.

El primer paso es determinar el volumen de acero al silicio y cobre que hay presentes en el generador. En la Tabla 9.1 se muestran los valores obtenidos para cada parte del generador.

Tabla 9.1. Volúmenes totales del material activo del generador

Material	Fórmula volumen	Valor [m^3]
Devanado	$V_{Cu} = Q \cdot k_{sfill} \cdot w_s \cdot (h_s - h_{ais}) \cdot \left[L + \frac{l_{Cuew}}{2} \right]$	0,4813
Yugo del rotor	$V_{yr} = \frac{\pi}{2} (r_{ext_r}^2 - r_{int_r}^2) \cdot L$	0,2144
Yugo del estátor	$V_{ys} = \frac{\pi}{2} (r_{ext_s}^2 - r_{int_s}^2) \cdot L$	0,2062

Dientes del estátor	$V_{ds} = l_3 \cdot w_d \cdot L \cdot Q$	0,8060
Zapatas de dientes	$V_{zd} = l_{z2} \cdot w_d \cdot L \cdot Q$	0,1085
Imanes permanentes	$V_m = w_m \cdot l_m \cdot L_m \cdot 13 \cdot 2 \cdot p$	0,7160

Una vez calculado el volumen de cada material y conociendo la densidad de cada material, ver Tabla 9.2, se puede determinar la masa total de cada elemento.

Tabla 9.2. Densidad de los materiales activos del generador

Material	Densidad [$\frac{kg}{m^3}$]
Acero al silicio	7.600
Imanes permanentes	7.400
Cobre	8.960

En la Tabla 9.3 se muestran los resultados de multiplicar el volumen por la densidad para cada material activo.

Tabla 9.3. Masa total de cada material activo en el generador

Material	Masa [kg]
Acero al silicio	10.146,76
Imanes permanentes	5.298,40
Cobre	4.312,45

9.2 COSTES DEL PROYECTO

Dentro de los costes que supone el desarrollo del proyecto incluyendo desde el diseño hasta la construcción del generador eléctrico se van a tener en cuenta tres tipos de costes. Primero, el coste de los recursos materiales, después el coste de los recursos humanos y finalmente el coste de otros costes que no se incluyen en ninguna de los otros dos grupos.

9.2.1 COSTE RECURSOS MATERIALES

Dentro de los costes materiales se puede diferenciar entre el coste de aquellos materiales que van a ser activos, los materiales aislantes, el convertidor de potencia y aquellos elementos mecánicos necesarios para la correcta integración de todos los elementos del generador.

- Coste material activo:

El coste del material activo incluye: el acero laminado del estator y del rotor, el cobre del devanado del estátor y los imanes permanentes que van instalados en el rotor. El precio de estos elementos viene dado en €/kg, por lo que al multiplicarlo por su masa total se obtiene el coste en euros del material activo del generador, ver Tabla 9.4.

Tabla 9.4. Coste total de los elementos activos del generador

Material	Precio [$\frac{€}{kg}$]	Coste total [€]
Acero al silicio	1,5 [26]	15.220,14
Imanes permanentes	87,5 [27]	463.610,0
Cobre	8,2 [27]	35.362,09

- Coste del material aislante

Para aislar las pletinas del devanado se decidió utilizar por cada pletina tanto esmalte como fibra de vidrio, además para separar las dos bobinas que hay por ranura se decidió utilizar una cinta de mica por ranura.

Se toma el coste del aislamiento eléctrico como un 3% del coste total del cobre empleado:

$$\text{Coste aislamiento} = 0,03 \cdot \text{Coste Cobre} = 1.060,86 \text{ €}$$

- Coste del convertidor

Se ha escogido un convertidor del fabricante Infineon, mirar Anexo II: Catálogos, cuyo coste (contando con el microprocesador y driver necesarios para su correcto funcionamiento) se muestra en la Tabla 9.5.

Tabla 9.5. Coste del convertidor de potencia

Convertidor de potencia	23.000 €
-------------------------	----------

- Coste elementos mecánicos:

Además de los elementos materiales ya mencionados y escogidos durante la memoria, hay otros elementos con una funcionalidad más mecánica cuyo coste también hay que tener en cuenta. Estos materiales son por ejemplo las cuñas utilizadas en las ranuras para fijar las pletinas dentro de las ranuras y evitar vibración y movimientos en el devanado, los cojinetes o las uniones mecánicas de los elementos.

El coste total de estos elementos se ha estimado del 25% del coste del material activo:

$$\text{Coste material activo} \cdot 0,25 = 128.548,04 \text{ €}$$

9.2.2 COSTE RECURSOS HUMANOS

Además de los materiales necesarios para la construcción del generador, para su diseño y construcción es necesaria una mano de obra. Teniendo en cuenta una duración del proyecto de 8 meses (20 días y 6h al día) se tienen 960 horas de trabajo. Los principales trabajadores que serán necesarios para el diseño y construcción del generador síncrono de imanes permanentes son:

- Operarios

Realizan los trabajos de construcción y fabricación en planta, al tratarse de un generador muy grande y pesado el trabajo de los operarios será algo muy relevante para el correcto desarrollo del proyecto.

$$15 \frac{\text{€}}{h} \cdot 960 h = 14.400 \text{ €}$$

- Ingenieros

Trabajo de ingeniería de diseño básica e ingeniería de detalle, supervisión.

$$25 \frac{\text{€}}{h} \cdot 960 h = 24.000 \text{ €}$$

- Gestión

Los trabajadores dedicados a la gestión tratarán temas de permisos, relación con proveedores y contratos, entre otros.

$$20 \frac{\text{€}}{h} \cdot 960 h = 19.200 \text{ €}$$

9.2.3 COSTES INDIRECTOS

Para llevar a cabo el proyecto en su totalidad serán necesarios otros costes como el alquiler de la planta donde se trabajará, la electricidad o el transporte. Estos costes se estiman como un 20% de la suma de costes por recursos materiales y recursos humanos, siendo:

$$\text{Costes indirectos} = 0,2 \cdot (C.\text{material} + C.\text{humano}) = 144.689,27\text{€}$$

9.2.4 COSTE TOTAL DEL PROYECTO

A continuación, se van a sumar todos los costes evaluados para obtener el coste total del proyecto, ver Tabla 9.6.

Tabla 9.6. Coste total del proyecto

Costes del proyecto	
Coste de recursos materiales	665.846,37 €
Coste de recursos humanos	57.600,00 €
Costes indirectos	144.689,27 €
COSTE TOTAL	868.135,64 €

El coste típico de aerogenerador es de entorno a \$1,300,000 €/MWh [28]. El generador suele suponer alrededor del 15% del coste total del aerogenerador, ya que la torre, la góndola y las palas suelen suponer cerca de un 80% del coste total [28].

Para un proyecto de aerogenerador de 5 MW el coste total estimado sería de 6.500.000 €, y el coste del generador diseñado en este TFM se correspondería con un 13,3% del coste total.

Los proyectos de energía eólica, al igual que cualquier proyecto de este tipo, cuenta con costes de inversión iniciales o CAPEX y costes de operación de la planta OPEX.

El coste del generador diseñado entraría dentro del CAPEX del proyecto, al que habría que sumar el OPEX estimado si se tienen en cuenta los desgastes por operación del generador y necesidades de mantenimiento.

Para llevar a cabo el proyecto será necesario contar con la aprobación del diseño del aerogenerador completo, teniendo en cuenta la normativa GL.

Se propone utilizar una Financiación de Proyecto o Project Finance en inglés para obtener financiación. Este tipo de financiación es ideal para grandes proyectos que requieren una gran inversión inicial de capital. Para conseguir la aprobación de acceso al Project Finance se propone firmar un contrato de tipo PPA (Power Purchase Agreement) con uno o varios consumidores para así asegurar flujos de caja estables durante toda la vida del parque eólico marino, y su consecuente rentabilidad.

Capítulo 10. CONCLUSIONES Y TRABAJOS

FUTUROS

En primer lugar, cabe destacar que el diseño del generador ha sido un proceso iterativo en el que la geometría del generador, y en especial la del estator ha de ajustarse a ciertas limitaciones como criterios mecánicos de reducción de vibraciones o criterios de saturación magnética. En este caso han sido modificados los parámetros de la altura de las ranuras y la altura del yugo del estátor.

Se ha observado como, gracias al aumento en el número de pares de polos, se ha conseguido un generador síncrono capaz de funcionar a bajas revoluciones por minuto, marcadas directamente por la velocidad de rotación de las palas, sin necesidad de utilizar caja de cambios.

Se puede concluir que el convertidor de potencia es un elemento clave para el correcto funcionamiento del generador. Aunque por sí solo el generador síncrono no sea capaz de dar la potencia deseada en condiciones nominales sin estar cerca de los 90° críticos del ángulo de carga, el convertidor junto con la adecuada estrategia de control vectorial permite modificar el valor y el ángulo de la corriente. Con este control se puede conseguir controlar la potencia reactiva que fluye por el generador y la tensión que se fija en sus bornes, consiguiendo así el comportamiento del generador deseado.

Se han planteado posibles acciones de mejora para optimizar el diseño como el aumento del yugo del estátor para reducir las pérdidas del núcleo, o el aumento del cobre en los devanados, para reducir las pérdidas en el cobre. Sin embargo, estas acciones llevan consigo asociado un aumento en el coste. Durante este trabajo se ha podido comprobar que el diseño del generador consiste en buscar un compromiso entre comportamiento del generador y coste.

Frente a la creciente importancia que están tomando los generadores síncronos de imanes permanentes en el sector de la energía eólica marina, este TFM ha permitido al lector profundizar en el comportamiento y en el diseño de los generadores síncronos de imanes permanentes.

10.1 TRABAJOS FUTUROS

De cara a proyectos futuros y en base a lo que se ha estudiado en el presente TFM, se quieren plantear una serie de temas de interés.

En primer lugar, se puede llevar a cabo un estudio que compare diferentes tipos de imanes, con distintas geometrías o disposiciones en rotor, analizando su comportamiento y rendimiento. Se podrían utilizar programas de simulación más completos y avanzados que el usado en este TFM para conseguir resultados más detallados y precisos.

Podría resultar interesante además realizar un estudio de la conexión del generador a la red en tierra, estudiando el dimensionamiento de los cables en DC submarinos y el tipo de subestación necesaria.

Además, en este TFM se ha realizado el diseño enfocado sobre todo a criterios magnéticos y eléctricos, podría ser interesante estudiar el diseño desde un punto de vista más mecánico, analizando las fuerzas que actúan sobre el generador y sus vibraciones, profundizando también en el circuito de refrigeración.

Finalmente, sería interesante estudiar el comportamiento de los armónicos del campo magnético y sus posibles efectos en el comportamiento del generador. Realizando dicho estudio para conexiones del generador tanto en estrella como en triángulo.

Capítulo 11. OBJETIVOS DE DESARROLLO

SOSTENIBLE

Los principales criterios que se utilizan para decidir si un proyecto se lleva a la realidad o no son los criterios técnicos, económicos y medioambientales. Hasta ahora en el TFM se ha llevado a cabo el estudio tanto técnico como económico. Sin embargo, la dimensión medioambiental del proyecto es crítica para su final implementación. Por ello se va a estudiar en qué aspectos el presente TFM contribuye a mitigar los efectos del cambio climático y a promover la sostenibilidad.

En 2015 tuvo lugar la Cumbre de Desarrollo Sostenible en la que la Organización de las Naciones Unidas (ONU) aprobó la agenda de 2030, en la que se incluyeron los 17 Objetivos de Desarrollo Sostenible (ODS) [29], mostrados en la Figura 11.1.



Figura 11.1. Objetivos de desarrollo sostenible [29]

El presente proyecto se alinea con los siguientes ODS:

- ODS 13: Acción por el clima

La generación eólica marina contribuye a reducir las emisiones de CO₂ a la atmósfera ya que es una energía que no emite gases de efecto invernadero en su generación. Ayudando a reducir el calentamiento global y a frenar el cambio climático. En el Acuerdo de París se acordó el intentar limitar la temperatura global a un incremento de 2°C con respecto a niveles preindustriales. De esta forma el presente proyecto contribuye a alcanzar dicho objetivo.

- ODS 7: Energía asequible y no contaminante

La energía eólica marina utiliza el recurso del viento para producir energía, este es un recurso renovable y que no genera ningún tipo de residuo. Por ello se trata de una energía no contaminante a la vez que sostenible en el tiempo.

- ODS 3: Salud y bienestar

El hecho de que los aerogeneradores marinos no emitan gases de efecto invernadero en su operación contribuye a tener una atmósfera más limpia. Esto conlleva como impacto secundario un aumento en el bienestar y en la salud de la población cuya calidad del aire se ve mejorada.

- ODS 11: Ciudades y comunidades sostenibles

Los parques marinos están situados cerca de las costas de las localidades a las que suministran la energía. Al ser energía sostenible contribuye a que las ciudades puedan cubrir su consumo con energía renovable. Además el impacto visual que tienen los parques eólicos marinos es mucho menor que otras tecnologías de producción situadas en tierra, reduciendo de esta forma la contaminación visual de las ciudades.

- ODS 9: Industria, innovación e infraestructura

La tecnología eólica marina está estrechamente ligada a la innovación ya que se sigue investigando en la mejora de materiales y diseños. Además contribuye a descarbonizar la industria eléctrica.

- ODS 8 Trabajo decente y crecimiento económico

Finalmente, el presente proyecto contribuye a la creación de empleo tanto para el diseño, como la construcción y operación del generador. Además, el posible abaratamiento de la electricidad que conlleva la implementación de energías renovables puede dar lugar a una electricidad más asequible para toda la población y a un crecimiento económico como alcance secundario.

Capítulo 12. BIBLIOGRAFÍA

- [1] Ministerio para la transición ecológica y el reto demográfico, «Plan Nacional Integrado de Energía y Clima,» 11 diciembre 2018. [En línea]. Available: <https://www.miteco.gob.es/es/prensa/pniec.aspx>.
- [2] Ministerio para la Transición Ecológica y el Reto Demográfico, «Hoja de ruta eólica marina y las energías del mar en España,» 2021.
- [3] Germanischer Lloyd, Guideline for the Certification of Offshore Wind Turbines, Hamburg, Germany: GL Renewables Certification, 2012.
- [4] M. R. J. Dubois, Optimized Permanent Magnet Generator Topologies for Direct-Drive Wind Turbines, 2004, p. 266.
- [5] Dexter Magnetic Technologies, «Dexter Magnetic Technologies,» 2023. [En línea]. Available: <https://www.dextermag.com/products/permanent-magnets/neodymium-iron-boron-magnets/>.
- [6] D. C. Hanselman, Brushless Permanent-Magnet Motor Design, Orono, Maine: McGraw-Hill, 1994.
- [7] P. Ponomarev, Y. Alexandrova, E. Lomonova, P. Lindh y J. Pyrhönon, «Inductance Calculation of Tooth-Coil Permanent-Magnet Synchronous Machines,» IEEE, 2014.
- [8] F. Blázquez García, J. Rodríguez Arribas, Á. M. Alonso Rodríguez y C. Vezanzones Nicolás, Máquinas Síncronas y Máquinas de Corriente Continua, Escuela técnica Superior de Ingenieros Industriales - UPM, 2007.

- [9] G. Catuogno y G. Magaldi, «Implementación de un Control Vectorial de una Máquina Síncrona de Imanes Permanentes,» *ResearchGate*, p. 9, 2014.
- [10] MIBGAS, [En línea]. Available: <https://www.mibgas.es/es>. [Último acceso: 27 11 2022].
- [11] T. Burton, D. Sharpe, N. Jenkins y E. Bossanyi, *Wind Energy Handbook*, Wiley & Sons, 2001.
- [12] Vector Renewables, «Vector Renewables,» 09 02 2022. [En línea]. Available: <https://www.vectorenrenewables.com/es/recursos/blog/tipos-de-aerogeneradores-cual-genera-mas-energia>. [Último acceso: 03 07 2023].
- [13] Universitat de València, «Funcionamiento de un generador de imanes permanentes aplicando la expresión de Lorentz».
- [14] Z. Q. Zhu y J. Hu, «Electrical machines and power-electronic systems for high-power energy generation applications: Part I,» *ResearchGate*, p. 29, 2012.
- [15] A. Turnbull, C. McKinnon, J. Carrol y A. McDonald, «On the Development of Offshore Wind Turbine Technology: An Assessment of Reliability Rates and Fault Detection Methods in a Changing Market,» *energies*, p. 20, 2022.
- [16] M. Á. R. Pozueta, «Materiales y Circuitos Magnéticos,» Universidad de Cantabria.
- [17] Instituto Nacional de Tecnología Industrial, *Generalidades sobre imanes permanentes y su caracterización*, Córdoba, 2008.
- [18] C. C. Almendros, «Design and Analysis of a Fractional-Slot Concentrated-Wound Permanent-Magnet-Assisted Synchronous Reluctance Machine,» KTH Royal Institute of Technology, 2015.

- [19] A. M. El-Refaie, «Fractional-Slot Concentrated-Windings Synchronous Permanent Magnet Machines: Opportunities and Challenges,» *IEEE*, p. 15, 2010.
- [20] C. C. Jansen, «Influencia del paso de devanado en el Alternador,» *WEG*, p. 3, 2020.
- [21] M. Á. R. Pozueta, «Constitución de las máquinas eléctricas,» Universidad de Cantabria, 2010.
- [22] N. Bianchi y S. Bolognani, «Design Criteria for High-Efficiency SPM Synchronous Motors,» *ResearchGate*, p. 10, 2003.
- [23] J. Pyrhönen, T. Joniken y V. Hrabovcová, «Design of Rotating Electrical Machines,» John Wiley & Sons, 2008.
- [24] J. F. Mora, Máquinas eléctricas, McGraw Hill, 2003.
- [25] L. S. Climent, «Diseño del control de aerogeneradores marinos,» Universidad Pontificia de Comillas, Madrid, 2023.
- [26] Metals Hub GmbH, «Metals Hub,» 09 2022. [En línea]. Available: <https://www.metals-hub.com/products/silicon/>. [Último acceso: 12 07 2023].
- [27] Daily Metal Prices, «Daily Metal Prices,» 11 07 2023. [En línea]. Available: <https://www.dailymetalprice.com/metalpricecharts.php?c=cu&u=kg&d=2400>. [Último acceso: 12 07 2023].
- [28] D. Blewett, «Weather Guard,» 20 03 2023. [En línea]. Available: <https://weatherguardwind.com/how-much-does-wind-turbine-cost-worth-it/#:~:text=%241%2C300%2C000%20USD%20per%20megawatt.,on%20wind%20turbine%20operational%20cost..> [Último acceso: 12 07 2023].

- [29] Organización de las Naciones Unidas, «Objetivos de desarrollo sostenible,» [En línea]. Available: <https://www.un.org/sustainabledevelopment/es/>. [Último acceso: 20 07 2023].
- [30] AZAROS, «AZAROS,» 05 07 2023. [En línea]. Available: <https://www.azaros.eu/es/producto/placas-de-mica/>.
- [31] Royal Diamond, «Aislantes Eléctricos Catálogo,» [En línea]. Available: <https://matelin.es/media/matelin/dayvo/imagenes/portada/Catalogo%20RD%202008.pdf>.
- [32] Universidad de Cantabria, «Publicaciones,» [En línea]. Available: https://personales.unican.es/rodrigma/primer/publicaciones.htm#Aspectos_Generales.
- [33] E. A. S. Jiménez, «Análisis del diseño y control de un generador trifásico doblemente alimentado,» Universidad de Chile, Santiago de Chile, 2012.

ANEXO I: CÁLCULOS

12.1 CIRCUITO MAGNÉTICO

- Reluctancias:

Para el cálculo de la reluctancia en el entrehierro:

$$\mathfrak{R}_g = \frac{l_g}{\mu_0 \cdot L \cdot w_m} = \frac{6 \cdot 10^{-3} m}{4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 1,3 \cdot 42,5 \cdot 10^{-3}} = 87859,3 \frac{A}{Wb}$$

Para la reluctancia de los imanes:

$$\mathfrak{R}_m = \frac{l_m}{\mu_m \cdot L \cdot w_m} = \frac{18 \text{ mm}}{1,052 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 1,3 \text{ m} \cdot 42,5 \text{ mm}} = 245441,90 \frac{A}{Wb}$$

Donde $\mu_m = 1,052 \frac{H}{m}$ es la permeabilidad relativa de los imanes permanentes de NbFeB.

Para la reluctancia de los dientes del estátor:

$$\begin{aligned} \mathfrak{R}_d &= \frac{l_s}{\mu_{acero} \mu_0 \cdot L \cdot q \cdot m \cdot w_d} = \frac{83 \text{ mm}}{4416 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 1,3 \text{ m} \cdot 1 \cdot 3 \cdot 11,085 \text{ mm}} \\ &= 345,97 \frac{A}{Wb} \end{aligned}$$

Hay que tener en cuenta que por cara imán el flujo magnético ha de atravesar tres ranuras del estator atendiendo a la relación ranuras por polo $q=3$.

Para la reluctancia del yugo del estátor:

$$\mathfrak{R}_{ys} = \frac{\tau_p}{\mu_{acero} \mu_0 \cdot L \cdot l_{ys}} = \frac{61,034 \text{ mm}}{4416 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 1,3 \text{ m} \cdot 13 \text{ mm}} = 650,79 \frac{A}{Wb}$$

Finalmente, para la reluctancia del yugo del rotor:

$$\mathfrak{R}_{yr} = \frac{\tau_p}{2 \cdot \mu_{acero} \mu_0 \cdot L \cdot l_{yr}} = \frac{61,034 \text{ mm}}{4416 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 1,3 \text{ m} \cdot 15 \text{ mm}} = 282,025 \frac{A}{Wb}$$

Para el cálculo de la fuerza electromotriz:

$$f_{mm} = \frac{B_r \cdot l_m}{\mu_m \mu_0} = \frac{1,22 \cdot 18 \cdot 10^{-3}}{1,05 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7}} = 16643,06 \text{ A}$$

$$2 f_{mm} = \frac{1}{2} \Phi_g \left(4 \cdot \mathfrak{R}_m + 4 \cdot \mathfrak{R}_g + 4 \cdot \mathfrak{R}_d + \frac{\mathfrak{R}_{ys}}{2} + \frac{\mathfrak{R}_{yr}}{2} \right) \rightarrow$$

$$\begin{aligned} \Phi_g &= \frac{4 \cdot f_{mm}}{\left(4 \cdot \mathfrak{R}_m + 4 \cdot \mathfrak{R}_g + 4 \cdot \mathfrak{R}_d + \frac{\mathfrak{R}_{ys}}{2} + \frac{\mathfrak{R}_{yr}}{2} \right)} \\ &= \frac{4 \cdot 16643,06}{\left(4 \cdot 246911,35 + 4 \cdot 87859,3 + 4 \cdot 414,16 + \frac{650,79}{2} + \frac{282,01}{2} \right)} \\ &= 0,0496 \text{ Wb} \end{aligned}$$

$$B_g = \frac{\Phi_g}{A_g} = \frac{0,0496}{1,3 \cdot 61,03 \cdot 10^{-3} \cdot 0,7} = 0,893 \text{ T}$$

12.2 PARÁMETROS DEL MODELO DEL GENERADOR

- Resistencia en el cobre

$$P_{Cu20} = \frac{J^2}{\sigma_{Cu}} \cdot V_{Cu} = \frac{(4,5 \cdot 10^6)^2}{5,96 \cdot 10^7} \cdot 0,4813 = 163.551,14 \text{ W}$$

$$\sigma_{Cu20} = 5,96 \cdot 10^7 \frac{\text{S}}{\text{m}}$$

$$\begin{aligned} V_{Cu} &= Q \cdot k_{sfill} \cdot w_s \cdot (h_s - h_{ais}) \cdot \left[L + \frac{l_{cuew}}{2} \right] \\ &= 1080 \cdot 0,6 \cdot 0,00926 \cdot (0,062 - 0,00035) \cdot \left(1,3 + \frac{0,0247}{2} \right) \\ &= 0,4813 \text{ m}^3 \end{aligned}$$

$$l_{cuew} = \frac{\pi \tau_s + w_t}{2} = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{20,345 \text{ mm} + 11,085}{2} = 24,685 \text{ mm}$$

$$R_{Cu20} = \frac{P_{Cu}}{3I_b^2} = 2,09 \text{ m}\Omega$$

$$R_{Cu80} = R_{Cu20}(1 + \alpha\Delta T) = 2,09(1 + 0,00381 \cdot 60) = 2,75 \text{ m}\Omega$$

- Resistencia en el hierro

$$\begin{aligned} P_{Fe} &= [m_{ys} + m_{st}] k_{addloss} \left[k_{hist} \left(\frac{f}{50\text{Hz}} \right) + k_{Fouc} \left(\frac{f}{50\text{Hz}} \right)^2 \right] \left(\frac{B_{Fesat}}{1,5T} \right)^2 \\ &= [2.918,27 + 10.275,10] 2 \left[2,9 \left(\frac{36}{50\text{Hz}} \right) + 0,5 \left(\frac{36}{50\text{Hz}} \right)^2 \right] \left(\frac{1,6}{1,5T} \right)^2 \\ &= 54.864,7 \text{ W} \end{aligned}$$

$$m_{ys} = \rho_{Fe} \cdot \pi \cdot (r_{ext}^2 - (r_g + h_s)^2) \cdot L = 7650 \cdot \pi \cdot (3,599^2 - (3,503 + 0,083)^2) \cdot 1,3$$

$$= 2.918,27 \text{ kg}$$

$$m_{st} = \rho_{Fe} \cdot l_s \cdot w_t \cdot L \cdot Q = 7650 \cdot 0,062 \cdot 0,01104 \cdot 1,3 \cdot 1080 = 10.275,10 \text{ kg}$$

$$R_{Fe} = \frac{U_b^2}{P_{Fe}} = \frac{690^2}{54.864,7} = 8,68 \Omega$$

- Inductancia síncrona

$$L_m = Q \frac{N_s^2 \mu_r \mu_0 L \tau_p}{2(l_m + \mu_r l_e)} = 1030 \frac{14^2 \cdot 1,05 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 1,3 \cdot 0,061034}{2(0,018 + 1,052 \cdot 0,02419)} = 0,0369 \text{ mH}$$

$$l_e = k_c \cdot l_{g_tot} = 1,047 \cdot 23,11 \text{ mm} = 24,19 \text{ mm}$$

$$k_c = \frac{20,01}{20,01 - 0,099 \cdot 9,26} = 1,047$$

$$\gamma = \frac{2}{\pi} \left[\tan^{-1} \left(\frac{20,01}{2 \cdot 23,11} \right) - \frac{23,11}{9,26} \ln \left(1 + \left(\frac{20,01}{2 \cdot 23,11} \right)^2 \right) \right] = 0,099$$

$$l_{g_tot} = l_g + \frac{l_m}{\mu_m} = 0,006 + \frac{0,018}{1,052} = 23,11 \text{ mm}$$

12.3 VALORES BASE DEL SISTEMA

$$I_b = \frac{S_b}{\sqrt{3} \cdot U_b} = \frac{6,11 \text{ MVA}}{\sqrt{3} \cdot 690} = 5,1134 \text{ kA}$$

$$Z_b = \frac{U_b^2}{S_b} = \frac{690^2}{6,11 \text{ MVA}} = 0,078 \Omega$$

$$L_b = \frac{Z_b}{2\pi f_N} = \frac{0,078}{2\pi 36} = 0,344 \text{ mH}$$

$$T_b = \frac{S_b}{2\pi \frac{f_N}{p}} = \frac{6,11 \text{ MVA}}{2\pi \frac{36}{180}} = 4,86 \text{ MNm}$$

$$J_b = \frac{S_b}{(2\pi \frac{f_N}{p})^2} = \frac{6,11 \text{ MVA}}{(2\pi \frac{36}{180})^2} = 3,87 \frac{\text{kg} \cdot \text{m}^2}{\text{s}}$$

ANEXO II: CATÁLOGOS

12.4 ACERO ELÉCTRICO AL SILICIO M-270-35



D00 ArcelorMittal's range of electrical steels for industry

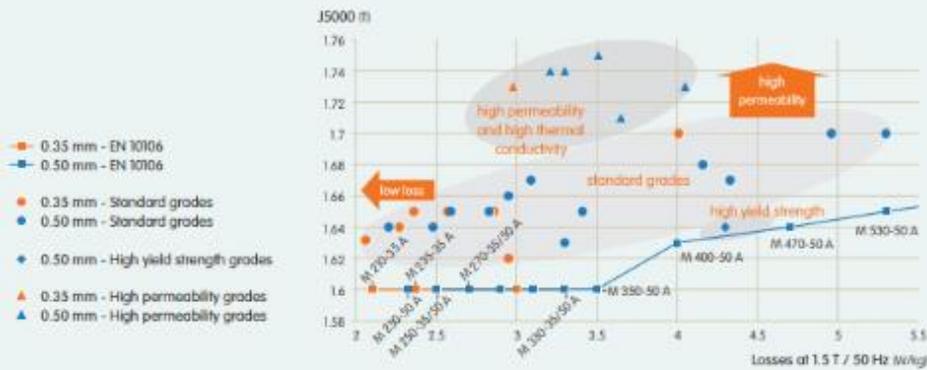
These varnishes are available for the fully processed and cold rolled pole sheet grades ArcelorMittal's semi-processed electrical steels and the Easy Punch grade have controlled roughness, which eliminates the need for a non-stick varnish during the final annealing process. The hot rolled pole sheet grades have a natural oxide layer for interlaminar insulation.

Fully processed electrical steels

The data sheets from D20 to D26 describe the fully processed electrical steel product range. These steels have guaranteed magnetic properties as supplied. As well as the standardised grades, ArcelorMittal can provide steels with additional features such as enhanced permeability, high thermal conductivity, low losses at high frequencies or high yield strength.

Regarding magnetic performance, it is advisable to select a steel grade on the basis of the desired loss and induction level. For the fully processed 0.5 mm gauge grades, the range of medium and low loss grades is shown in the figure below. It can clearly be seen that ArcelorMittal's product range provides different polarisation levels for given loss requirements, allowing clients to select the most suitable material for their application.

Typical magnetic properties for medium and low loss fully processed grades:



D20 Fully processed standard grades
 (Standard: EN 10106:2015)

These grades have magnetic loss levels and magnetic polarisations in compliance with the above EN standard. ArcelorMittal offers a complete product range, including very low loss grades such as M 210-35 A, M 230-50 A and M 290-65 A, which are especially suitable for large power generating machines. For such an application, these low loss grades would be used with the EC-6 varnish coating. They are also suitable for shielding applications at low frequencies (e.g. housings around electrical systems).

These low loss grades are a viable solution for customers wishing to promote their industrial machines to a higher efficiency class (e.g. from IE2 to IE3) in order to comply with new energy efficiency regulations, in line with CO₂ reduction plans. Such machines increasingly use PWM control to regulate speed, which introduces supplementary losses at higher frequencies; our lowest loss grades are particularly well suited to minimising this effect.

Our low loss grades with a thickness of 0.35 mm have also proven to be well suited for the replacement of grain-oriented grades in transformer applications.

The medium range products, such as M 400-50 A or M 530-65 A, are typically used for the production of magnetic ballasts and contactors.

Materials with loss levels of max 7 or 8 W/kg are inherently less alloyed, but are still optimised for punchability in terms of burr height performance.

D22 Fully processed high permeability and high thermal conductivity grades

The permeability and polarisation of these grades are higher than those of standard grades, while still meeting the loss specifications of the above EN 10106:2015 standard. Their high permeability is especially useful for machines where higher efficiency is needed, by reducing no-load losses. This effect is more significant for medium-sized machines with a continuous duty cycle. Permeability is also an interesting feature for small machines, where further weight/volume reduction is an issue. For ballasts, the high permeability makes it possible to reduce the height of the lamination stack and also the quantity of copper windings required for a given ballast class, or even to change the class of the ballast.

Fully processed standard grades D20

Magnetic properties Thickness 0.35 mm

	Conventional density (kg/dm ³)	Max loss (W/kg)			Min polarisation (T)			Max anisotropy of loss (+/-%)	Min number of bands	Min stacking factor
		at 50 Hz at 1 T	at 50 Hz at 1.5 T	at 60 Hz at 1.5 T	at 2500 A/m	at 5000 A/m	at 10,000 A/m			
		Indicative	Guaranteed	Indicative	Guaranteed	Guaranteed	Guaranteed			
M 210-35 A	7.60	0.90	2.30	2.65	1.49	1.60	1.70	17	2	0.95
M 230-35 A AM FCE		0.95		2.90						
M 235-35 A				2.35						
M 250-35 A		1.00	2.50	3.14						
M 270-35 A	7.65	1.10	2.70	3.36	1.49	1.60	1.70	17	3	0.95
M 300-35 A		1.20	3.00	3.74						
M 330-35 A		1.30	3.30	4.12						

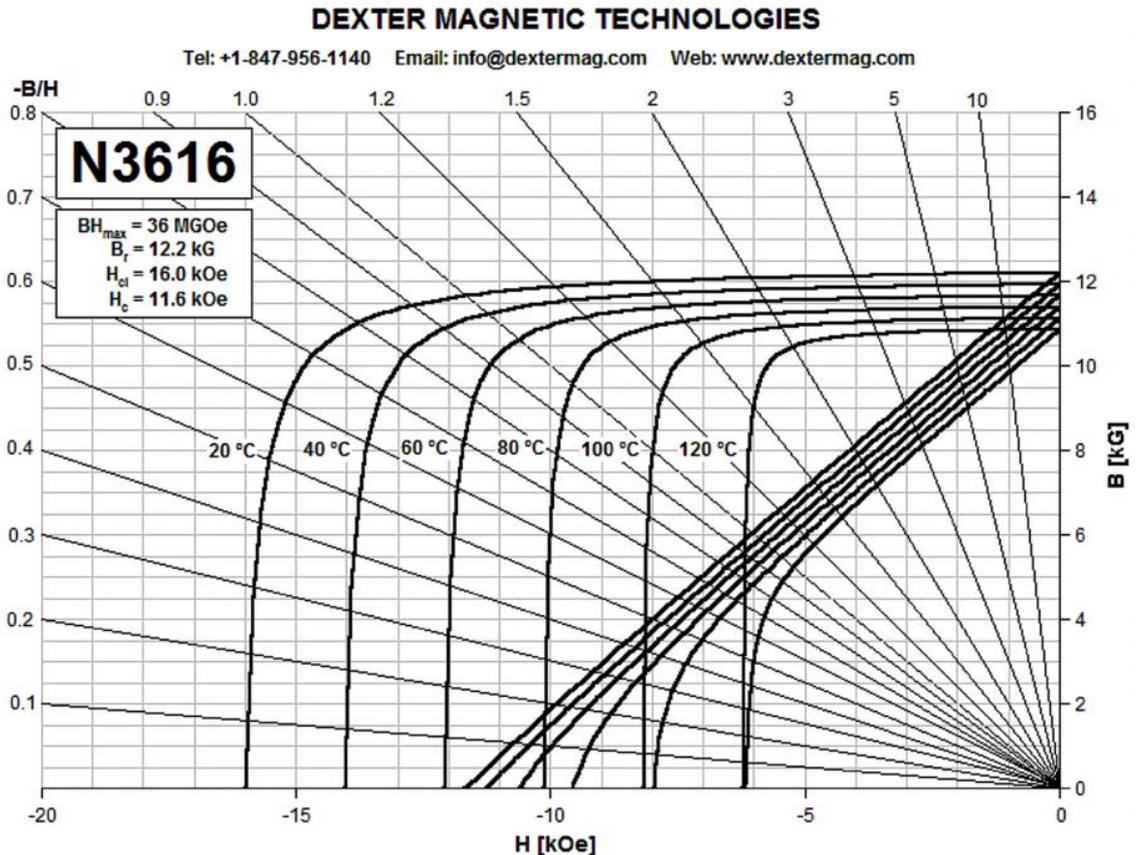
Grades in *italics*, not included in the EN standard
Multiply the values in W/kg by 0.4536 to obtain the values in W/lb.

Magnetic properties Thickness 0.50 mm

	Conventional density (kg/dm ³)	Max loss (W/kg)			Min polarisation (T)			Max anisotropy of loss (+/-%)	Min number of bands	Min stacking factor
		at 50 Hz at 1 T	at 50 Hz at 1.5 T	at 60 Hz at 1.5 T	at 2500 A/m	at 5000 A/m	at 10,000 A/m			
		Indicative	Guaranteed	Indicative	Guaranteed	Guaranteed	Guaranteed			
M 230-50 A	7.60	1.00	2.30	2.95	1.49	1.60	1.70	17	2	0.96
M 250-50 A		1.05	2.50	3.21						
M 270-50 A		1.10	2.70	3.47						
M 290-50 A		1.15	2.90	3.71						
M 310-50 A	7.65	1.25	3.10	3.95	1.50	1.63	1.73	14	3	0.96
M 330-50 A		1.35	3.30	4.20						
M 350-50 A		1.50	3.50	4.45						
M 400-50 A	7.70	1.70	4.00	5.10	1.53	1.64	1.74	12	5	0.96
M 470-50 A		2.00	4.70	5.90						
M 530-50 A		2.30	5.30	6.66						
M 600-50 A	7.75	2.60	6.00	7.53	1.57	1.66	1.76	10	10	0.96
M 700-50 A	7.80	3.00	7.00	8.79	1.60	1.69	1.77			
M 800-50 A		3.60	8.00	10.06						
M 940-50 A	7.85	4.20	9.40	11.84	1.62	1.72	1.81	8		

Multiply the values in W/kg by 0.4536 to obtain the values in W/lb.

12.5 IMANES PERMANENTES



Grade	Maximum Energy Product BH _{max}	Residual Induction B _r	Minimum Intrinsic Coercivity H _{ci}	Coercivity H _c	Maximum Operating Temp T _{mo}	Curie Temp T _c	Coefficient Induction α 20-150 °C	Coefficient Coercivity β 20-150 °C
	MGOe	kG	kOe	kOe	°C	°C	% / °C	% / °C
N3616	36	12.2	16	11.6	100	320	-0.11	-0.61

12.6 AISLAMIENTO

AISLANTES ELECTRICOS

Tabla de Selección



S.E.G. ROYAL-DIAMOND, S.A.

Camí del Cementiri, s/n.
08319 DOSRIUS (Barcelona) - Spain
Tel. +34 93 791 80 06 - Fax +34 93 791 91 25
P.O Box 160
08300 MATARÓ (Barcelona) - Spain
www.royal-diamond.es



BARNICES de impregnación y acabado									
CARACTERÍSTICAS									
RESISTENCIA (°C)	PRODUCTO	SECADO	COLOR	VISCOSIDAD 20°C (SEG)	DENSIDAD (gr/cm ³)	MATERIA FIJA (%)	AISLAMIENTO 10 Micras (V)	DILUYENTE	PRINCIPALES CARACTERÍSTICAS
130	ROYALAC 30	Aire	Amarillo	18	0,92	30	1200	F	Reparación en general. Motores normales y material estático
155	ROYALAC 125	Aire	Incoloro	20	0,98	40	1300	F, F-5	Secado aire con dureza y cohesión equivalente a un barniz secado horno.
155	ROYALAC 129	Aire	Amarillo, Naranja, Incoloro	18	0,9	37	1300	F	Secado ultrarápido. Buena resistencia química y aceite transformadores.
155	ROYALAC 158	Horno	Amarillo	15	0,96	30	1300	F-5	Fácil secado. Se obtienen trabajos limpios y bien acabados. Estátotes y pequeños transformadores.
155	ROYALAC 240	Horno	Amarillo	45	0,97	45	1300	F-5	Grandes propiedades mecánicas. Para bobinados que precisen gran cohesión. Pequeños transformadores para evitar vibraciones.
155	ROYALAC 521	Horno	Amarillo	75	0,97	43	1300	F-5	Excelente resistencia al envejecimiento. Buen aislamiento frente a la humedad (tropicalización). Barniz universal (todo tipo de máquinas)
155	ANTIFLASH G-144	Aire	Rojo	35	1,04	50	1300	F-5	Electroesmalte anti-arco. Protección bobinados de la humedad y polvo. Protección y acabado de todo material.
155	ANTIFLASH 505	Aire	Rojo	45	1,2	61	1300	F-5	Electroesmalte bicomponente epoxi. Gran resistencia química.
180	ROYALAC 525 MA	Horno	Amarillo	110	0,97	43	1400	F-5	Gran dureza y elasticidad. Alta resistencia humedad y aceite transformadores. Impregnación estátores, transformadores y reactancias. Buena estabilidad en cubas.
180	 E-524 TS	Horno	Amarillo	90	0,98	30	1500	TS	Homologado ul. Alta resistencia Freón 22 y Pyraleno. Gran poder aglomerante. Motores y transformadores.
180	 WE-203	Horno	Incoloro	60	1,03	50	1100	Agua dest.	Homologado ul. Alta resistencia Freón 22 y Pyraleno. Gran poder aglomerante. Motores y transformadores.
180	ROYALAC 210 SR	Aire Horno	Incoloro	35	1,03	50	930	F-5	Barniz silicona. Aplicación materiales sometidos a altas temperaturas, humos agresivos, humedad, etc.
180	ANTIFLASH 214 SR	Aire Horno	Rojo	45	1,04	50	930	F-5	Electroesmalte anti-arco. Protección bobinados de la humedad y polvo. Protección y acabado de todo material.

TUBOS AISLANTES FLEXIBLES					
RESISTENCIA TÉRMICA (°C)	PRODUCTO	CARACTERÍSTICAS			AISLAMIENTO
		COMPOSICIÓN	COLOR	DIÁMETRO (mm)	
155°C	ROYAFLEX "F"	• Trenzado de vidrio • Poliuretano	Crudo	0,5 - 1 - 1,5 - 2 - 2,5 - 3 - 4 - 5 6 - 7 - 8 - 9 - 10 - 12 - 14 - 16	3000 v.
200°C	ROYAFLEX "H"	• Trenzado de vidrio • Silicona	Rojo	0,5 - 1 - 1,5 - 2 - 2,5 - 3 - 4 - 5 6 - 7 - 8 - 9 - 10 - 12 - 14 - 16	5000 v.

S.E.G. ROYAL-DIAMOND, S.A.

CINTAS ADHESIVAS									
Resistencia térmica (°C)	REFERENCIA	COMPOSICIÓN SOPORTE	ADHESIVO	ESPESOR mm	Alarga la rotura %	Aislamiento Voltios	Adherencia al acero (N/cm)	Factor de corrosión	Dimensiones de los rollos
130°C	 TECROLL 10B	Film Poliéster amarillo	Acrílico	0,06	90	4500	4,5	1	66 mts. L
130°C	 TECROLL 11BL	Film Poliéster amarillo	Caucho	0,06	90	4500	4,5	1	66 mts. L
130°C	TERDUR 32	Film Poliéster tela sin tejer reforzada	Acrílico	0,13	10	4500	3,6	1	50 mts. L
130°C	 TECROLL 4B	Film Poliéster tela sin tejer reforzada	Caucho	0,14	40	4800	4	1	50 mts. L
155°C	TECROLL 77 AHL	Tejido de Vidrio	Acrílico	0,17	10	2000	3,5	1	50 mts. L
180°C	 TECROLL 76 SH	Tejido de Vidrio	Silicona	0,18	10	3000	3	1	50 mts. L
180°C	 TECROLL 71 SL	Film Kapton	Silicona	0,06	70	7000	2,5	1	66 mts. L

CUÑAS DE CIERRE (ranura de motor)

COMPOSICIÓN	CLASE TÉRMICA (°C)	REFERENCIA	DESCRIPCIÓN	SUMINISTRO
MADERA DE HAYA	(E) 120	R-0, R-1, R-2, R-3, R-4, R-11, R-12	Fabricadas a partir de madera de haya deshidratada.	Mazos de 100 cuñas x 1 m.l.
FILM POLIESTER	(B) 130	R-8, R-10, R-12, R-14, R-15, R-18, R-21, R-24	Fabricadas con film de poliéster de 250 micras.	Mazos de 143 cuñas x 0,70 m.l.
TRIPLEX 20.08	(F) 155	R-8, R-10, R-12, R-14, R-15, R-18, R-21, R-24, R-26, R-32	Fabricadas con Triplex 20,08 de 350 micras de espesor.	Mazos de 143 cuñas x 0,70 m.l.
VIDRIO-EPOXY	(F) 155	R-3, R-4, R-6, R-8, R-10	Fabricadas partiendo de placas estratificadas, constituidas por tejido de vidrio y resina epoxi.	Mazos de 25 cuñas x 1 m.l.
VIDRIO-POLIESTER	F-H (155-180)	SEMICIRCULAR	Fabricadas a partir de fibra de vidrio y resina poliéster mediante proceso de extrusión	Mazos de 200 m.l.
		4X2, 5X2, 5X2.5, 7X2.5, 6X3, 8X3, 8X4		
		TRAPEZOIDAL		
		5X2, 6.1X2, 7X3, 9X3, 12X3		
TUFQUIN TFT	(H) 180°C	R-10, R-12, R-14, R-15, R-18, R-21, R-24, R-26, R-32	Fabricadas con TUFQUIN TFT de 350 micras.	Mazos de 143 cuñas x 0,70 m.l.

CABLES ELÉCTRICOS ROYASIL

REFERENCIA	TIPO AISLANTE	SECCIÓN (mm ²)	DIMENSIÓN ROLLO (m.L.)	DIÁMETRO EXTERIOR (mm)
CS	Silicona	0,25 - 16	100	1,90 - 8,40
CSP	Silicona - trenza poliéster recubierta	0,25 - 400	100	1,80 - 35,4
TPT Resistente al Freón	Film poliéster - trenza poliéster no recubierta	0,75 - 50	25 - 200 según sección	2,1 - 13,8

CINTAS TEJIDAS

COMPOSICIÓN	TIPO	RESISTENCIA TÉRMICA (°C)	ESPESOR (mm)	ANCHO (mm)	LONGITUD ROLLOS (mm)
ALGODÓN	T Algodón liso	105	0,2	10-15-20-25-30	50
	Algodón Sarga		0,3		
POLIESTER	Poliéster liso	150	0,15	10-15-20-25-30	50
	Poliéster Sarga		0,2		
VIDRIO	108	500	0,08	15-20-25-30	50
	113		0,13		
	118		0,18		
VIDRIO impregnada con resina de poliéster	DIAPOL VP	155	0,3	10-20-30	200

Mica

Placas de mica

Piezas de mica

Rollos de mica

Cinta de mica



Placas de mica

Placas de mica flogopita y moscovita.

La mica es un mineral que forma parte de un extenso grupo de silicatos de alúmina, hierro, calcio, magnesio y minerales alcalinos caracterizados por su fácil exfoliación en finas láminas flexibles, elásticas y muy brillantes.

Las características de flexibilidad, elasticidad y resistencia térmica de la mica, hacen de ella un material muy atractivo para la industria debido a sus propiedades como aislante térmico y eléctrico.

CARACTERÍSTICAS

Las placas están formada por papel de mica flogopita aglomeradas con una resina de elevadas propiedades térmicas y eléctricas. El material es sometido a presión y calor para su curado.

Las placas se presentan en diferentes formatos:

- Placas Rígidas:
 - Rango de espesores: 0.10 – 50 mm.
 - Dimensiones estándar: 1200 x 1000 – 2000 x 1000 – 2400 x 1000 mm.
- Placas Flexibles:
 - Rango de espesores: 0.10 – 2 mm.
 - Dimensiones estándar: 1200 x 1000 – 2000 x 1000 – 2400 x 1000 mm

Nota: se ofrece suministro de piezas troqueladas según plano.

El material presenta un acabado color verde oscuro.

Aunque estos materiales mantienen largamente su flexibilidad en condiciones ambientales normales, recomendamos su almacenamiento en lugares secos y frescos.

APLICACIONES TÍPICAS

La mica se utiliza en aplicaciones en las que el aislante debe adoptar formas concretas siendo necesarias elevadas propiedades térmicas y dieléctricas así como resistencia a la flexión: ventiladores de aire caliente, disyuntores, transformadores, etc.

Se utiliza como revestimiento o protección, y también como separador o como hoja aislante. Algunas aplicaciones aprovechan su acción de resorte.

La mica es un material excelente para ser utilizado como soporte de resistencias en el sector doméstico, secadores de pelo, tostadores, etc...para todo tipo de aplicaciones eléctricas, especialmente aquellas que en algún momento deban resistir altas temperaturas manteniendo al mismo tiempo sus propiedades mecánicas y eléctricas.

12.7 CONDUCTORES



FIBERGLASS INSULATED WIRE

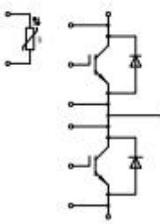
Characteristics		
Conductor material	<ul style="list-style-type: none"> • Copper soft or with controlled proof stress (CPR) • Aluminium soft 	
Type of insulation	E-glass, alkali free varnish-impregnated Type of varnish for impregnation: <ul style="list-style-type: none"> • polyurethane (TI 155) • polyesterimide (TI 180) • epoxy (TI 155) • epoxy B-stage (TI 155) 	
Insulation options	<ul style="list-style-type: none"> • 1 or 2 layers tangentially lapped • 2 layers cross lapped • Insulation increase to IEC 60317-0-4 	
Standards	IEC 60317-31 IEC 60317-32 Customer Specification	
Standard range of dimensions	Copper	Aluminium
cross-section (mm²)	2 to 120	5 to 120
width (mm)	2,00 to 20,00	4,00 to 20,00
thickness (mm)	1,00 to 6,00	2,00 to 6,00
ratio w/t	< 10	< 10
Applications	<ul style="list-style-type: none"> • Power generators • Traction motors 	

12.8 CONVERTIDOR

FF1800R17IP5P



PrimePACK™3+ B-Serien Modul mit Trench/Feldstopp IGBT5, Emitter Controlled 5 Diode und bereits aufgetragenem Thermal Interface Material
PrimePACK™3+ B-series module with Trench/Fieldstop IGBT5, Emitter Controlled 5 diode and pre-applied Thermal Interface Material

Potentielle Anwendungen

- Hochleistungsumrichter
- Motorantriebe
- Traktionsumrichter
- Windgeneratoren

Elektrische Eigenschaften

- Erweiterte Sperrschichttemperatur $T_{vj,op}$
- Hohe Stromdichte
- Niedrige Schaltverluste
- Niedriges $V_{CE,sat}$
- $T_{vj,op} = 175^{\circ}\text{C}$

Mechanische Eigenschaften

- Gehäuse mit $CTI > 400$
- Große Luft- und Kriechstrecken
- Hohe Last- und thermische Wechselfestigkeit
- Hohe Leistungsdichte
- Thermisches Interface Material bereits aufgetragen

Potential Applications

- High power converters
- Motor drives
- Traction drives
- Wind turbines

Electrical Features

- Extended operating temperature $T_{vj,op}$
- High current density
- Low switching losses
- Low $V_{CE,sat}$
- $T_{vj,op} = 175^{\circ}\text{C}$

Mechanical Features

- Package with $CTI > 400$
- High creepage and clearance distances
- High power and thermal cycling capability
- High power density
- Pre-applied Thermal Interface Material

Module Label Code

Barcode Code 128		Content of the Code	Digit
	000001234560000000000000	Module Serial Number	1 - 5
		Module Material Number	6 - 11
		Production Order Number	12 - 19
		Datecode (Production Year)	20 - 21
		Datecode (Production Week)	22 - 23

DMX - Code



Datasheet www.infineon.com

Please read the Important Notice and Warnings at the end of this document

V 3.1
2020-08-21

1EDCxxI12AH and 1EDCxxH12AH



EiceDRIVER™ 1EDC Compact

Single channel IGBT gate driver IC in wide body package

Features

- Single channel isolated IGBT driver
- For 600 V/650 V/1200 V IGBTs, MOSFETs and SiC MOSFETs
- Up to 10 A typical peak current at rail-to-rail outputs
- Separate source and sink outputs
- Galvanically isolated coreless transformer driver
- Wide input voltage operating range
- Suitable for operation at high ambient temperature
- Recognized under UL 1577 with an insulation test voltage of $V_{ISO} = 3000\text{ V}$ for 1 s

Potential applications

- AC and brushless DC motor drives
- High voltage DC/DC-converter and DC/AC-inverter
- Induction heating resonant application
- UPS-systems, welding and solar



Product type	Output current configuration	Package
1EDC05I12AH	±0.5 A	PG-DSO-8-59
1EDC20H12AH	±2.0 A	PG-DSO-8-59
1EDC20I12AH	±2.0 A	PG-DSO-8-59
1EDC40I12AH	±4.0 A	PG-DSO-8-59
1EDC60H12AH	±6.0 A	PG-DSO-8-59
1EDC60I12AH	±6.0 A	PG-DSO-8-59

Product validation

Qualified for industrial applications according to the relevant tests of JEDEC47/20/22.

ANEXO III: DISEÑO DEL DEVANADO

En este Anexo se va a explicar más en detalle el procedimiento seguido para diseñar el devanado del estator del generador síncrono de imanes permanentes.

En primer lugar, ya se determinó en la memoria que, al ser un devanado concentrado y con $q = 1$ se tienen un total de 360 bobinas por cada una de las tres fases del devanado.

Se va a comprobar que para cada número de ramas en paralelo empezando por una sola rama, no se supera la tensión de fase máxima del convertidor, en caso de que se supere se descartará dicha configuración.

El siguiente criterio de descarte consiste en que el número de bobinas por rama y el número de espiras por bobina han de ser ambos números enteros sin decimales. Aquellas configuraciones que no cumplían este criterio se han eliminado de la tabla directamente.

Sabiendo que la tensión inducida por espira, calculada en la memoria, es de 7,88 V a partir del número de espiras por bobina y el número de bobinas en cada rama se puede saber la tensión de fase neutro. El objetivo es que esta tensión sea cercana a la tensión nominal y se ha decidido dar un margen por encima de este valor por si por motivos operativos la tensión inducida por espira fuera menor el devanado siga siendo capaz de dar la tensión nominal. Por ello se ha elegido una tensión de fase de 425,5 V.

Por ello y por limitar también la cantidad de cobre se ha escogido la configuración de 40 ramas en paralelo por fase, 9 bobinas en serie por cada rama y 6 espiras por cada bobina.

En la siguiente figura se puede observar el procedimiento explicado en este Anexo a modo de tabla elaborado en Excel.

Bobinas por fase	360	
Ufase_nom	398,37	V
U_fasemax conv	461,88	V
Eind_espira	7,88	V

Ramas en paralelo	Bobinas en serie/rama	Ufn una sola espira por bobina	U_maxconvfase/Ufn_espira	Espiras por bobina	Ufn	Vueltas totales de cobre
1	360	2836,8	0,16			
2	180	1418,4	0,33			
3	120	945,6	0,49			
4	90	709,2	0,65			
5	72	567,36	0,81			
6	60	472,8	0,98	1	472,8	360
8	45	354,6	1,30	1	354,6	360
9	40	315,2	1,47	1	315,2	360
10	36	283,68	1,63	1	283,68	360
12	30	236,4	1,95	1	236,4	360
15	24	189,12	2,44	2	378,24	720
18	20	157,6	2,93	2	315,2	720
20	18	141,84	3,26	3	425,52	1080
24	15	118,2	3,91	3	354,6	1080
30	12	94,56	4,88	4,00	378,24	1440
36	10	78,8	5,86	5	394	1800
40	9	70,92	6,51	6	425,52	2160
45	8	63,04	7,33	7	441,28	2520
60	6	47,28	9,77	9	425,52	3240
72	5	39,4	11,72	11	433,4	3960
90	4	31,52	14,65	14	441,28	5040
120	3	23,64	19,54	19	449,16	6840
180	2	15,76	29,31	29	457,04	10440
360	1	7,88	58,61	58	457,04	20880



UNIVERSIDAD PONTIFICIA COMILLAS
ESCUELA TÉCNICA SUPERIOR DE INGENIERÍA (ICAI)
MÁSTER EN INGENIERÍA INDUSTRIAL
