



ESCUELA TÉCNICA SUPERIOR DE INGENIERÍA
(ICAI)

Diseño de un generador síncrono de imanes
permanentes para aerogeneradores en áreas marinas

Nombre del autor:

Alberto de Andrés Romañach

Nombre del director:

Juan Antonio Talavera Martín

Nombre del coordinador:

Fernando de Cuadra García

Declaro, bajo mi responsabilidad, que el Proyecto presentado con el título

..... DISEÑO DE UN GENERADOR SÍNCRONO DE IMANES

..... PERMANENTES PARA AEROGENERADORES OFFSHORE

en la ETS de Ingeniería - ICAI de la Universidad Pontificia Comillas en el

curso académico ..2018..... 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.:

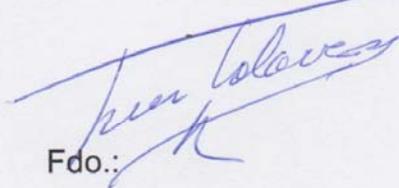
Fecha: 04 / 06 / 18



ALBERTO DE ANDRÉS ROMÁNACH

Autorizada la entrega del proyecto

EL DIRECTOR DEL PROYECTO



Fdo.:

Fecha: 4 / 6 / 18

**AUTORIZACIÓN PARA LA DIGITALIZACIÓN, DEPÓSITO Y DIVULGACIÓN EN RED
PROYECTOS FIN DE GRADO, FIN DE MÁSTER, TESINAS O MEMORIAS
BACHILLERATO**

1º. Declaración de la autoría y acreditación de la misma.

El autor D. ALBERTO DE ANDRÉS ROMANACH
DECLARA ser el titular de los derechos de propiedad intelectual de la obra:
DESEÑO DE UN GENERADOR SÍNCRONO DE IMANES PERMANENTES OFFSHORE,
que ésta es una obra original, y que ostenta la condición de autor en el sentido que otorga la Ley de
Propiedad Intelectual.

2º. Objeto y fines de la cesión.

Con el fin de dar la máxima difusión a la obra citada a través del Repositorio institucional de la
Universidad, el autor CEDE a la Universidad Pontificia Comillas, de forma gratuita y no exclusiva,
por el máximo plazo legal y con ámbito universal, los derechos de digitalización, de archivo, de
reproducción, de distribución y de comunicación pública, incluido el derecho de puesta a disposición
electrónica, tal y como se describen en la Ley de Propiedad Intelectual. El derecho de transformación
se cede a los únicos efectos de lo dispuesto en la letra a) del apartado siguiente.

3º. Condiciones de la cesión y acceso

Sin perjuicio de la titularidad de la obra, que sigue correspondiendo a su autor, la cesión de
derechos contemplada en esta licencia habilita para:

- a) Transformarla con el fin de adaptarla a cualquier tecnología que permita incorporarla a internet y hacerla accesible; incorporar metadatos para realizar el registro de la obra e incorporar "marcas de agua" o cualquier otro sistema de seguridad o de protección.
- b) Reproducirla en un soporte digital para su incorporación a una base de datos electrónica, incluyendo el derecho de reproducir y almacenar la obra en servidores, a los efectos de garantizar su seguridad, conservación y preservar el formato.
- c) Comunicarla, por defecto, a través de un archivo institucional abierto, accesible de modo libre y gratuito a través de internet.
- d) Cualquier otra forma de acceso (restringido, embargado, cerrado) deberá solicitarse expresamente y obedecer a causas justificadas.
- e) Asignar por defecto a estos trabajos una licencia Creative Commons.
- f) Asignar por defecto a estos trabajos un HANDLE (URL *persistente*).

4º. Derechos del autor.

El autor, en tanto que titular de una obra tiene derecho a:

- a) Que la Universidad identifique claramente su nombre como autor de la misma
- b) Comunicar y dar publicidad a la obra en la versión que ceda y en otras posteriores a través de cualquier medio.
- c) Solicitar la retirada de la obra del repositorio por causa justificada.
- d) Recibir notificación fehaciente de cualquier reclamación que puedan formular terceras personas en relación con la obra y, en particular, de reclamaciones relativas a los derechos de propiedad intelectual sobre ella.

5º. Deberes del autor.

El autor se compromete a:

- a) Garantizar que el compromiso que adquiere mediante el presente escrito no infringe ningún derecho de terceros, ya sean de propiedad industrial, intelectual o cualquier otro.
- b) Garantizar que el contenido de las obras no atenta contra los derechos al honor, a la intimidad y a la imagen de terceros.
- c) Asumir toda reclamación o responsabilidad, incluyendo las indemnizaciones por daños, que pudieran ejercitarse contra la Universidad por terceros que vieran infringidos sus derechos e

intereses a causa de la cesión.

- d) Asumir la responsabilidad en el caso de que las instituciones fueran condenadas por infracción de derechos derivada de las obras objeto de la cesión.

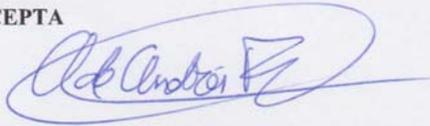
6º. Fines y funcionamiento del Repositorio Institucional.

La obra se pondrá a disposición de los usuarios para que hagan de ella un uso justo y respetuoso con los derechos del autor, según lo permitido por la legislación aplicable, y con fines de estudio, investigación, o cualquier otro fin lícito. Con dicha finalidad, la Universidad asume los siguientes deberes y se reserva las siguientes facultades:

- La Universidad informará a los usuarios del archivo sobre los usos permitidos, y no garantiza ni asume responsabilidad alguna por otras formas en que los usuarios hagan un uso posterior de las obras no conforme con la legislación vigente. El uso posterior, más allá de la copia privada, requerirá que se cite la fuente y se reconozca la autoría, que no se obtenga beneficio comercial, y que no se realicen obras derivadas.
- La Universidad no revisará el contenido de las obras, que en todo caso permanecerá bajo la responsabilidad exclusiva del autor y no estará obligada a ejercitar acciones legales en nombre del autor en el supuesto de infracciones a derechos de propiedad intelectual derivados del depósito y archivo de las obras. El autor renuncia a cualquier reclamación frente a la Universidad por las formas no ajustadas a la legislación vigente en que los usuarios hagan uso de las obras.
- La Universidad adoptará las medidas necesarias para la preservación de la obra en un futuro.
- La Universidad se reserva la facultad de retirar la obra, previa notificación al autor, en supuestos suficientemente justificados, o en caso de reclamaciones de terceros.

Madrid, a 4..... de junio..... de 2018..

ACEPTA



Fdo.....

Motivos para solicitar el acceso restringido, cerrado o embargado del trabajo en el Repositorio Institucional:

Agradecimientos:

En primer lugar, me gustaría hacer especial mención a mis padres. Han sido ellos los que desde que nací me han proporcionado una educación adecuada y me han permitido estudiar ingeniería en esta escuela. Además de apoyarme en todas las decisiones que he tomado a lo largo de mi corta vida.

En segundo lugar, haré mención de mis amigos, tanto los que conozco desde que no era más que un niño hasta los que he conocido en la propia universidad. Los primeros porque después de tantos años de relación son como parte de la familia. Y los segundos porque hemos compartido los momentos buenos y los no tan buenos que se dan a lo largo de la carrera. En concreto quisiera nombrar a Rodrigo Arellano González, Jaime Loring Castillo, David de Miguel Peña y Rosendo Castañón Naseiro.

En tercer lugar, haré mención de los profesores de la escuela por proporcionarme una formación desde mi punto de vista muy completa como ingeniero. Quisiera nombrar a Fidel Fernández Bernal y Luis Mochón Castro.

Finalmente, pero no menos importante, quisiera agradecerle a Juan Antonio Talavera, director del proyecto, su esfuerzo y dedicación para permitirme sacar adelante este proyecto, sin él, todo habría sido en vano. Junto a él nombraré a mis compañeros con los que he diseñado el aerogenerador completo, ya que cada uno se encarga de una parte: Carlos Escribano, Javier Herrero, Javier Uceta Pajares, Santiago Álvarez Rubal, Ignacio Díaz de Aguilar y José Soria.

DISEÑO DE UN GENERADOR SÍNCRONO DE IMANES PERMANENTES PARA AEROGENERADORES EN ÁREAS MARINAS

Autor: Andrés Romañach, Alberto de.

Director: Talavera Martín, Juan Antonio.

Entidad Colaboradora: ICAI – Universidad Pontificia de Comillas

RESUMEN DEL PROYECTO

INTRODUCCIÓN

El objeto de este proyecto es diseñar un generador para turbinas eólicas offshore, en áreas marinas, tratando todos los aspectos importantes para la materialización del mismo. La ventaja de la colocación de estos aerogeneradores en el mar viene dada por unos mejores regímenes de viento, ya que, el mar no opone resistencia al paso del viento frenándolo, evitando así la turbulencia. Esto se traduce en un incremento de la velocidad del viento a la altura del buje, hub en inglés, permitiendo así un incremento en la potencia extraíble.

El hecho de estas condiciones de instalación presenta numerosas dificultades que se deben tener en cuenta a lo largo de todo el diseño como la corrosión de los materiales por la presencia de la sal o el incremento de las cargas que debe soportar la cimentación debido a la acción de las corrientes marinas. Sin embargo, el aspecto que más afecta al diseño es la falta de fácil acceso a la estructura para mantenimiento. Esto hace cuestionarse la necesidad de una reductora (elemento mecánico cuya función es permitir que el eje de la máquina vaya muy revolucionado y el eje aerodinámico lo haga lentamente), ya que este sistema de engranajes requiere un engrasado periódico, provoca pérdidas y se calienta. Si la máquina eléctrica estuviera situada en tierra, este mantenimiento podría realizarse sin mayores dificultades, pero al estar en el mar, este proceso se hace altamente complicado, por lo que se prescindirá del empleo de reductora.

Prescindir de este elemento mecánico tiene importantes consecuencias como que el eje de la máquina ya no gire deprisa, teniendo así que girar a las mismas revoluciones que el rotor aerodinámico. Si se quiere mantener la potencia en estas circunstancias, la única solución es aumentar el par de la máquina, teniendo que aumentar con él el diámetro de esta debido a las tensiones superficiales que se presentan. Al aumentar este diámetro se podrá colocar un elevado número de pares de polos que permitan desacoplar la velocidad mecánica de la eléctrica, alcanzando el objetivo de las bajas revoluciones mecánicas y la frecuencia eléctrica dictada por la red. Sin embargo, al girar a bajas revoluciones aparece un par, cogging torque en inglés [YOO17], que tiende a frenar la máquina como consecuencia del entrehierro variable, este par debe ser corregido ya que aumenta la velocidad de conexión de las turbinas a la red.

En la actualidad la mayoría de los accionamientos de la energía eólica se dividen en dos grandes grupos: máquina de inducción doblemente alimentada con reductora y máquina síncrona de imanes permanentes y accionamiento directo. Por las condiciones previamente expuestas se empleará la segunda configuración. Se emplean máquinas de imanes permanentes y no de excitación externa porque permiten inducir una tensión en el estator elevada empleando poco material y ocupando poco espacio. El circuito de excitación con una máquina de corriente continua supondría un incremento mayor del diámetro de la máquina para poder situar los pares de polos formados por bobinas de cobre.

Entre las diferentes configuraciones de las máquinas de imanes permanentes, se empleará la de imanes superficiales Nd-Fe-B. Estos imanes son los más empleados en la actualidad ya que tienen un campo remanente elevado, gran resistencia a la desmagnetización, y permiten trabajar a altas temperaturas sin riesgo al deterioro.

METODOLOGÍA

El proyecto combina aspectos teóricos del diseño y comportamiento de máquinas eléctricas, con otros más prácticos como son la construcción y unión de cada uno de los elementos. Para poder proceder al diseño, en primer lugar, es necesario partir de unos datos de partida, dichos datos se adjuntan en la Tabla 1:

Magnitud	Valor nominal
Potencia (P)	5.5MW
Velocidad (n)	12 rpm
Frecuencia (f)	36 Hz
Tensión (U)	690 V
Diámetro entrehierro (Dg)	7 m
Longitud (l)	1.3m

Tabla 1: Especificaciones iniciales

El diseño comenzará con el sistema de excitación del rotor. En primer lugar, se determinará la altura de los imanes y se comprobará que el valor del campo de entrehierro es aceptable. Esto se hará mediante dos procedimientos: analítico y mediante simulación con el programa AGROS-2D. A continuación, se empleará la transformada de Fourier para obtener el valor de primer armónico del campo de entrehierro ya que es el empleado para determinar la tensión inducida. En segundo lugar, se indicarán las dimensiones de los imanes y la colocación de estos para prevenir el cogging torque. La mejor manera de evitar dicho par es colocar los imanes con una cierta oblicuidad, ya que así cada imán abarca una ranura y un diente, disminuyendo casi por completo la variabilidad del entrehierro.

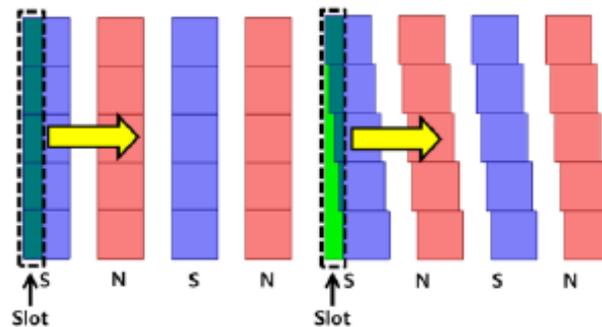


Figura 1: Disposición sesgada de los polos

El siguiente elemento a diseñar es el estator con todas sus partes. Al tener un diámetro tan elevado, es necesario dividir la máquina en módulos más pequeños ya que de otra forma habría que construir una prensa específica para fabricar las láminas que conforman la máquina. Por este motivo se empleará un estator separable de treinta módulos. El siguiente parámetro que se debe determinar es el número de ranuras por polo. Al tener un total de 180 pares de polos se colocará una ranura por polo y por fase ($q=1$) debido a complicaciones constructivas si se colocan más. Las dimensiones de las mismas vendrán dadas por el tamaño de las bobinas que alojan, este cálculo vendrá dado por la corriente máxima que deban admitir. Finalmente, se diseñará el devanado del estator. En esta máquina, como en la mayoría de las máquinas síncronas, se conectará en estrella para así

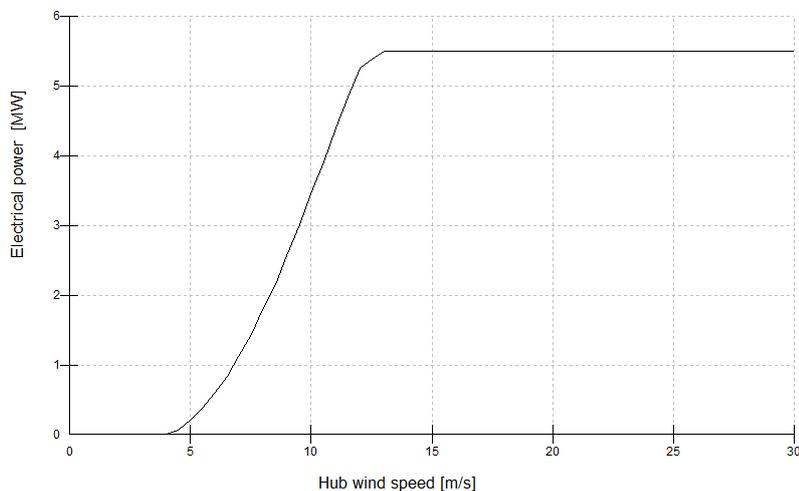
anular el contenido de tercer armónico. En la actualidad los devanados se hacen a dos capas dejando el devanado de una sola capa a casos concretos. Este será uno de ellos ya que el devanado de doble capa implica tener que partir las bobinas al ser el estator separable [KOST68].

Una vez se tienen todas las dimensiones del estator, el siguiente paso es calcular todos los parámetros que caracterizan la máquina diseñada, estos son la resistencia del cobre, la resistencia del hierro y la inductancia síncrona. Con estos parámetros calculados se puede determinar el comportamiento de la máquina en condiciones nominales. En esta primera aproximación al diseño definitivo se obtuvo que la máquina era incapaz de generar la potencia establecida. Por este motivo es preciso realizar cambios en la estructura para optimizarlo.

La decisión adoptada consiste en reducir la inductancia síncrona reduciendo la altura de las ranuras, de esta forma se obtiene un diseño adecuado para su finalidad ya que es capaz de generar la potencia nominal a velocidad, tensión y corriente nominal.

También se ha comprobado que los imanes no se desmagnetizan. Para ello se estudia el caso más desfavorable, falta trifásica franca en bornes de la máquina, ya que supone el campo magnético de mayor amplitud en oposición al campo del imán que se puede dar en la máquina. Esto se consigue colocando varias ramas en paralelo en el devanado del estator.

Finalmente se estudia el comportamiento de la máquina con el controlador que todo aerogenerador lleva implementado. Este controlador permite regular la potencia extraída del viento en cada momento, así como la potencia reactiva inyectada en la red según las circunstancias en la que se encuentre. La curva de potencia se adjunta a continuación.



Bladed Educational - Licensed to:
Universidad Pontificia de Comillas

Figura 2: Curva característica del aerogenerador

RESULTADOS

El diseño final que se tendrá en cuenta de aquí en adelante será el diseño optimizado ya que es el que cumple los requerimientos iniciales y cumple con todas las condiciones iniciales propuestas. Los valores nominales se adjuntan en la siguiente tabla:

Magnitud	Valor nominal
Potencia Aparente	6,27 MVA
Potencia Activa	5,5 MW
Tensión	690 V
Intensidad	5246,36 A
Frecuencia	36 Hz
Velocidad mecánica	12 rpm

Tabla 2: Valores nominales diseño optimizado

El generador presenta un buen $\cos\phi$ nominal, de 0,89, que indica una gran potencia activa generada en comparación con el aparente total. En estas máquinas este coeficiente suele encontrarse entre 0,85 y 0,95. A pesar de todo ello la máquina debe consumir potencia reactiva ya que es incapaz de magnetizar todas las inductancias por su cuenta.

Con este diseño se consigue además aumentar el rendimiento inicial de 94,16% a prácticamente el 97% al poder generar mucha más potencia a la misma tensión y corriente. En la realidad este rendimiento será menor ya que los cálculos analíticos no dejan de ser aproximaciones que permiten estimar a niveles generales el comportamiento del generador.

Finalmente se han calculado los costes totales de la máquina con los precios habituales de mercado. En la siguiente tabla se adjuntarán los costes de material activo y el convertidor ya que son los únicos que se pueden determinar a ciencia cierta ya que los costes de fabricación, mano de obra y demás dependen de numerosos factores que no se pueden estimar de forma precisa.

	Coste
Acero al silicio	49345,28 €
Imanes permanentes	105968 €
Cobre	53870,4 €
Total material activo	209183,68 €

Tabla 3: Costes material activo

Se ha realizado una comparación del diseño con las configuraciones más comunes para aerogeneradores y se ha comprobado que el diseño del proyecto es del mismo orden, considerando que el diseño es coherente.

CONCLUSIONES

En este proyecto se presenta un posible diseño de una máquina síncrona de imanes permanentes superficiales y flujo radial para su implementación en un aerogenerador en áreas marinas. Se deben tratar todos los aspectos que envuelven estos tipos de máquinas para establecer los parámetros eléctricos finales. Estos parámetros son los que condicionan el comportamiento del generador y pueden presentar limitaciones en aspectos importantes como la potencia activa generada. En el diseño se comprueba que inicialmente no se cumple con las especificaciones iniciales haciendo necesaria una mejora de este. La decisión más adecuada de optimización es aumentar la potencia activa reduciendo la inductancia síncrona, reduciendo así material, peso y coste.

El diseño optimizado supone un coste total de 1072722 € detallado en el presupuesto. El estudio económico basado en la estructura de artículo [POLI06] indica que este diseño puede competir con las configuraciones más empleadas en la actualidad.

REFERENCIAS

- [DUBO04] M. R. J. Dubois “Optimized Permanent Magnet Generator Topologies for Direct-Drive Wind Turbines”. 2004.
- [KOST68] M. Kostenko, L. Piotrovski. “Máquinas Eléctricas, Volumen II”. 1968.
- [BURT01] T. Burton, D. Sharpe, N. Jenkins, E. Bossanyi. “Wind Energy Handbook”. 2001.
- [YOO17] J-H. Yoo, C-S. Park, T-U. Jung. “Permanent Magnet Structure Optimization for Cogging Torque Reduction of Outer Rotor Type Radial Flux Permanent Magnet Generator”. IEEE 2017. 2017.
- [PONO14] P. Ponomarev, Y. Alexandrova, I. Petrov, P. Lindh, E. Lomonova, J. Pyrhönen. “Inductance Calculation for Tooth-Coil Permanent-Magnet Synchronous Machines”. IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 61, no. 11. 2014.
- [POLI06] H. Polinder, F. F. A. Van Der Pijl, G.L. de Vilder, P. Tavner. “Comparison of Direct-Drive and Geared Generator Concepts for Wind Turbines”. IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 21, no 3. 2006
- [POLI10] H. Polinder, J. A. Ferreira, L. van der Sluis, D. J. Toeters. “Design of a permanent magnet radial flux concentrated coil generator for a range extender application”. TUDelft. 2010.
- [HSIAO14] C-Y. Hsiao, S-N. Yeh, J-C. Hwang. “Design of High Performance Permanent-Magnet Synchronous Wind Generators”. Energies 2014. 2014.
- [HSIEH12] M-F. Hsieh, Y-C. Hsu. “A Generalized Magnetic Circuit Modeling Approach for Design of Surface Permanent-Magnet Machine”. IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 59, NO. 2012.
- [BRANZ12] L. Branz, M. Degano, M. de Martin, A. Tassarolo. “On the Use of Dimensioning Equations for Surface Permanent Magnets Machines”. International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion. 2012.

PERMANENT MAGNET SYNCHRONOUS GENERATOR DESIGN FOR OFFSHORE WIND TURBINE

Author: Andrés Romañach, Alberto de.

Director: Talavera Martín, Juan Antonio.

Collaborative Entity: ICAI-Universidad Pontificia de Comillas

SUMMARY

INTRODUCTION

The aim of this project is to design an electric generator for offshore wind turbines, dealing with all the important parameters involved. The advantage of offshore wind turbines is the better wind conditions due to the lack of resistance of the sea against the wind. This means that wind is not stopped, avoiding turbulence. All these facts imply an increment in the wind speed at the hub, increasing the power that can be obtained.

The location of this generators in the sea shows several difficulties that must be considered in all our design. One of them is the corrosion of the materials due to the water salt. Another one is the new charges produced by water, which the cementation must resist to maintain a solid structure. However, the most important problem in the design is the lack of easy access to the generator itself for maintenance works. This makes questionable the use of some mechanisms such as the gearbox, which needs a periodic greased, produce losses and heat. If the wind turbine were placed in the land, this maintenance could be done without major difficulties. But in an offshore turbine, this process is highly complex, so we will not use a gearbox in the design.

Not using a gearbox brings important consequences, such as that the machine shaft must spin at the aerodynamic shaft speed. If we want to maintain the power under these conditions, we have to increment the machine torque. Making the torque bigger, implies increasing the diameter of the generator due to superficial tensions. Enlarging this measure, we can use a high amount of pole pairs that allow us to unplug the electric frequency and the mechanical rotational speed. However, spinning at low speeds present a very important problem: cogging torque [YOO17]. This torque tends to stop the machine due to air gap variations, increasing the cut-in speed in wind turbines. Therefore, this torque must be reduced as much as possible.

Nowadays, most of wind turbines configurations can be divided into two big groups: wounded rotor induction machines and gearbox and direct-drive permanent magnet synchronous machines. Due to the conditions explained in the previous paragraph in this project the second type was used. Permanent magnets machines are used instead of electrical excitation ones because they generate high voltages using a little amount of material and occupying a small space. The electrical circuit of the second ones with a continuous current machine means a bigger diameter to place the copper coil poles.

In the field of permanent magnet machines, we used those magnets which have a high magnetic field, present high resistance to demagnetizing and can work at high temperatures without risk. This is the reason why we employed Nd-Fe-B magnets because they accomplish all the previous requirements.

METHODOLOGY

The project combines theoretical aspects of the design and behavior of electric machines with other more practical, such as the construction of each element. First, it is necessary to know the initial conditions required for a first approach to the design. This is presented in the following table.

Magnitude	Nominal value
Power (P)	5.5MW
Speed (n)	12 rpm
Frequency (f)	36 Hz
Voltage (U)	690 V
Air gap diameter (Dg)	7 m
Length (l)	1.3m

Table 4: Initial conditions

The design begins with the excitation system of the rotor. First, we determined the height of the magnets to create a good air gap magnetic field value. This was checked by two methods: analytical and simulation with the program AGROS-2D. Then, Fourier transform was used to obtain the first harmonic value of this air gap field. The magnitude is important because it is related with the induced voltage. The next step was to calculate the dimensions of the magnets and their disposition to reduce cogging torque effects. The best way to reduce it, is to collocate the magnets skewed in the rotor surface. With this, each pole occupies a slot and a tooth, eliminating the air gap variability.

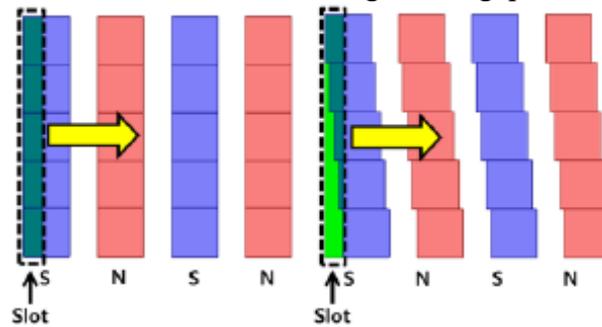


Figure 3: Skewed magnets in the rotor

The next part to be designed is the stator. Due to the big diameter of the machine, it is convenient to divide it in smaller modules. Otherwise, we would have to design a whole new press to manufacture the steel sheets that form the stator. Therefore, the generator was divided in thirty modules.

The number of slots per pole per phase was set in 1. As the number of pole pairs is very high, 180, having more slots would mean more constructive complications than those we already had. The dimensions of the slots depend on the size of the coils they contain, this last calculus being given by the maximum admissible current of the generator.

The last element of the stator to be designed was the winding. The winding was connected in star configuration, as in most synchronous machines. This connection eliminates the third harmonic component in the voltage. Nowadays, most electric generators have double-layer winding, leaving single-layer ones to specific cases. Our machine is one of these cases because if double-layer winding were used, the coils would have to be broken to separate the modules. In this design a single-layer three plane winding was employed [KOST68].

Once the stator dimensions were set, we needed to calculate all the electric parameters that define the machine. These are: copper resistance, iron losses and synchronous inductance. With these parameters we can know the behavior of the generator in nominal conditions. In this first approach to the final design, the machine cannot generate the established power, so some changes were required.

We made the decision to reduce the synchronous inductance by reducing the height of the slots. After this change, we considered that the design was accurate because the generator could produce the rated power at nominal conditions of voltage, speed and current.

Demagnetizing of the rotor magnets was also considered. This study was done analyzing the most unfavorable conditions, which means a three-phase fault in the generator terminal. The magnetic field seen by the magnet is reduced by connecting few of the stator coils in parallel. Doing this the current is reduced and the magnets do not demagnetize in case of short-circuit.

Finally, we studied the behavior of the generator designed with the controller in a wind turbine simulator, Bladed. This controller allows us to regulate the power obtained of the wind in each moment. The reactive power sent to the grid is also regulated by this device, changing it depending on the conditions of the grid node where the wind turbine is connected. The specific curve is attached.

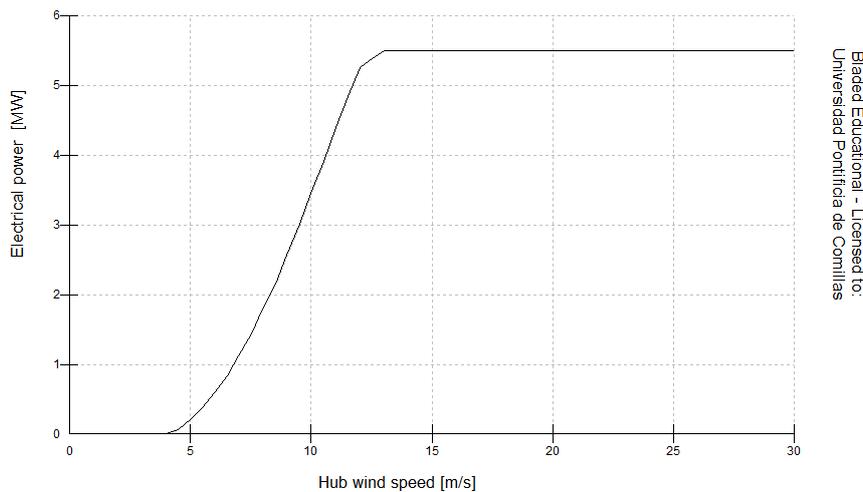


Figure 4: Characteristic curve of the wind turbine

RESULTS

The optimized design is analyzed in the following sections because it is the machine that will be built. In the following table we show the electrical characteristics of the final design.

Magnitude	Nominal value
Apparent power	6,27 MVA
Active power	5,5 MW
Voltage	690 V
Current	5246,36 A
Frequency	36 Hz
Mechanical speed	12 rpm

Table 5: Nominal values of the optimized design

The generator presents a good nominal $\cos\phi$, 0,89, this means that a big amount of the total power is active power. In these high-power machines, this coefficient should be between 0,85 and 0,95. Despite this good parameter, the machine must consume reactive power due to its incapability to magnetize the inductances by itself.

With this design we improved the efficiency from an initial value of 94,16% to nearly a 97% because it produces more power at the same current and voltage, same losses, than the previous design. This is a theoretical estimation, in the real machine, the efficiency will be smaller because of the approximations done in the analytical calculations.

Finally, the total costs of the generator have been estimated with current market prices. In the following table, active material and converter costs are attached because they are the only ones that can be reasonably calculated.

	Costs
Silicon steel	49345,28 €
Permanent magnet	105968 €
Copper	53870,4 €
Total active material	209183,68 €

Table 6: Costs of active material

In the economic study of the project a price comparison has been made with the most common configurations used nowadays. It has been checked that our design costs are comparable to these other machines. Thus, we conclude that our designed generator is accurate.

CONCLUSIONS

In this project we present a potential design of a permanent magnet synchronous machine and radial flux for its implementation in an offshore wind turbine. The different parameters of the machine depend on the dimensions, geometrical configurations and physical properties of the materials used. These parameters influence the electric equivalent circuit of the generator and can introduce limitations in some important requirements, like the active power. At first, the design could not generate the established power, so an optimization was needed to accomplish this requirement. The most likely solution is to increase the active power by reducing the synchronous inductance, reducing also material, weight and cost.

The optimized model costs a total of 1,072,722 €, as explained in the budget. The economic study compares a few other configurations and demonstrates that our design can compete with other different generators. This study follows the structure of the article [POLI06].

REFERENCES

- [DUBO04] M. R. J. Dubois “Optimized Permanent Magnet Generator Topologies for Direct-Drive Wind Turbines”. 2004.
- [KOST68] M. Kostenko, L. Piotrovski. “Máquinas Eléctricas, Volumen II”. 1968.
- [BURT01] T. Burton, D. Sharpe, N. Jenkins, E. Bossanyi. “Wind Energy Handbook”. 2001.

- [YOO17] J-H. Yoo, C-S. Park, T-U. Jung. “Permanent Magnet Structure Optimization for Cogging Torque Reduction of Outer Rotor Type Radial Flux Permanent Magnet Generator”. IEEE 2017. 2017.
- [PONO14] P. Ponomarev, Y. Alexandrova, I. Petrov, P. Lindh, E. Lomonova, J. Pyrhönen. “Inductance Calculation for Tooth-Coil Permanent-Magnet Synchronous Machines”. IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 61, no. 11. 2014.
- [POLI06] H. Polinder, F. F. A. Van Der Pijl, G.L. de Vilder, P. Tavner. “Comparison of Direct-Drive and Geared Generator Concepts for Wind Turbines”. IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 21, no 3. 2006
- [POLI10] H. Polinder, J. A. Ferreira, L. van der Sluis, D. J. Toeters. “Design of a permanent magnet radial flux concentrated coil generator for a range extender application”. TUDelft. 2010.
- [HSIAO14] C-Y. Hsiao, S-N. Yeh, J-C. Hwang. “Design of High Performance Permanent-Magnet Synchronous Wind Generators”. Energies 2014. 2014.
- [HSIEH12] M-F. Hsieh, Y-C. Hsu. “A Generalized Magnetic Circuit Modeling Approach for Design of Surface Permanent-Magnet Machine”. IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 59, NO. 2012.
- [BRANZ12] L. Branz, M. Degano, M. de Martin, A. Tassarolo. “On the Use of Dimensioning Equations for Surface Permanent Magnets Machines”. International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion. 2012.

Índice General

Contenido

I MEMORIA	1
Capítulo 1: Memoria Descriptiva	3
1.1. Introducción al proyecto	3
1.1.1. Objetivos	3
1.1.2. Metodología de trabajo y recursos	3
1.1.3. Estructura	4
1.2. La energía eólica marina	4
1.2.1. Introducción	4
1.2.2. La potencia entregada por el viento	6
1.2.3. El aerogenerador	7
1.2.3.1. Los elementos del aerogenerador.....	10
1.3. Tipos de generadores.....	14
1.3.1. Máquinas según la interacción entre el estator y el rotor.....	14
1.3.1.1. Máquina de inducción o asíncrona	14
1.3.1.2. Máquina síncrona.....	16
1.3.2. Máquinas según la orientación del flujo	17
1.3.2.1. Máquinas de flujo axial.....	18
1.3.2.2. Máquinas de flujo radial	18
Capítulo 2: Diseño del Generador	19
2.1. Especificaciones iniciales.....	19
2.2. Parámetros de diseño.....	20
2.2.1. Propositiones típicas.....	22
2.2.2. Problemas a bajas velocidades.....	24
2.3. Circuito Magnético.....	25
2.3.1. Esquema de reluctancias	25
2.3.2. Resultados por simulación	28
2.3.3. Saturación	31
2.4. Diseño del rotor	33
2.4.1. Yugo del rotor	33
2.4.2. Imanes	33
2.4.2.1. Elección del tipo de imán.....	33
2.4.2.2. Disposición sesgada de los polos.....	35
2.5. Diseño del estator	36
2.5.1. Yugo del estator	37

2.5.2.	Ranuras	37
2.5.2.1.	Número de ranuras.....	37
2.5.2.2.	Dimensiones de las ranuras.....	38
2.6.	Devanado del estator	39
2.6.1.	Conexión del estator.....	39
2.6.2.	Configuración del devanado	40
2.6.2.1.	Devanado imbricado	40
2.6.2.2.	Devanado ondulado	41
2.6.2.3.	Devanado concéntrico.....	41
2.6.2.4.	Devanado trifásico en tres planos para estatores separables.....	41
2.6.3.	Tensión de vacío inducida y ramas en paralelo	42
2.6.4.	Sección del conductor y asilamiento requerido	43
2.6.5.	Geometría final de las ranuras	45
2.7.	Parámetros eléctricos	45
2.7.1.	Resistencia	46
2.7.1.1.	Pérdidas en el cobre	46
2.7.1.2.	Pérdidas en el hierro	47
2.7.1.3.	Pérdidas mecánicas	49
2.7.2.	Inductancia Síncrona.....	49
2.7.2.1.	Inductancia magnetizante o mutua.....	49
2.7.2.2.	Inductancia de dispersión.....	50
2.8.	Desmagnetización de los imanes.....	51
2.9.	Comportamiento del generador.....	55
2.9.1.	Condiciones nominales	56
2.9.2.	Rendimiento del generador.....	57
2.10.	La máquina síncrona en el aerogenerador	59
2.10.1.	La máquina de imanes permanentes en ejes dq	60
2.10.2.	Control en ejes dq de la máquina síncrona.....	63
2.10.3.	Control del aerogenerador.....	65
2.11.	Optimizaciones de diseño	69
2.11.1.	Generador de imanes permanentes interiores.....	69
2.11.2.	Incremento de la potencia activa.....	70
2.11.3.	Funcionamiento con el diseño optimizado.....	73
2.11.4.	Par dado por la máquina.....	74
Capítulo 3:	Conclusiones.....	77
3.1.	Resultados	77
3.2.	Desarrollos futuros	78

Bibliografía.....	80
II ANEXOS	83
Capítulo 1: Cálculos	85
1.1. Cálculos del devanado.....	85
1.2. Cálculo de las bases de la máquina	86
1.3. Condiciones nominales	87
1.3.1. Condiciones de trabajo deseadas	87
1.3.2. Condiciones nominales	87
1.4. Diseño optimizado	88
1.4.1. Condiciones de trabajo deseadas	88
1.4.2. Condiciones nominales	88
1.5. Imán equivalente del devanado	89
Capítulo 2: Catálogos	91
2.1. Imanes	91
2.2. Acero	93
2.3. Devanado.....	95
Capítulo 3: Estudio Económico	97
III Estado de Mediciones y Presupuesto.....	99
Capítulo 1: Estado de las Mediciones.....	101
Capítulo 2: Presupuesto	103
2.1. Costes directos	103
2.1.1. Coste del material activo.....	103
2.1.2. Coste del material aislante	103
2.1.3. Coste del convertidor	103
2.1.4. Coste de elementos mecánicos auxiliares	103
2.1.5. Coste de los operarios	104
2.1.6. Coste de la ingeniería de diseño.....	104
2.1.7. Costes totales del Capítulo de costes directos.....	104
2.2. Costes indirectos	105
2.3. Gastos generales.....	105
2.4. Presupuesto General.....	105

Índice de Figuras

Figura 1: Disposición sesgada de los polos	2
Figura 2: Curva característica del aerogenerador	3
Figure 1: Skewed magnets in the rotor	8
Figure 2: Characteristic curve of the wind turbine	9
Figura 1: Potencia instalada por países en Europa a finales del año 2016	6
Figura 2: Relación diámetro con la potencia generada.....	7
Figura 3: Eje horizontal y vertical	8
Figura 4: Coeficiente de potencia según los diferentes tipos de aerogeneradores	9
Figura 5: Relación entre C_p y la velocidad específica	9
Figura 6: Control de paso y entrada en pérdida.....	10
Figura 7: Elementos que constituyen un aerogenerador.....	10
Figura 8: Potencia frente a velocidad de rotación y del viento	12
Figura 9: Potencia obtenida del viento en régimen permanente para distintas velocidades	13
Figura 10: Vista general máquina de inducción	15
Figura 11: Máquina síncrona de excitación independiente	16
Figura 12: Máquina síncrona de imanes permanentes.....	17
Figura 13: Máquinas de imanes superficiales e interiores.....	17
Figura 14: Flujo radial y flujo axial.....	17
Figura 15: Parámetros de diseño	20
Figura 16: A la izquierda un valor unidad y a la derecha igual a la mitad.....	22
Figura 17: Relación entre el campo de entrehierro y del imán en función de sus alturas	23
Figura 18: Cogging torque en función de la posición del rotor [YOO17]	24
Figura 19: Oblicuidad imanes (skew).....	25
Figura 20: Modelado del circuito magnético.....	26
Figura 21: Circuito de reluctancias para dos polos	27
Figura 22: Simulación del sistema de imanes con el programa AGROS-2D.....	29
Figura 23: Campo magnético de entrehierro en el tiempo	30
Figura 24: Transformada de Fourier del campo magnético de entrehierro	30
Figura 25: Curva B-H del acero M250-50A.....	31
Figura 26: Ciclo de histéresis de un imán.....	34
Figura 27: Comparación entre tipos de imanes	34
Figura 28: Disposición sesgada de los imanes	36
Figura 29: Devanado concentrado	38
Figura 30: Tipos de ranuras	39
Figura 31: Devanado imbricado	40
Figura 32: Devanado ondulado.....	41
Figura 33: Devanado concéntrico.....	41
Figura 34: Devanado en tres planos para estatores separables.....	42
Figura 35: Disposición final de ranura	45
Figura 36: Características del acero.....	48
Figura 37: Transitorio en caso de cortocircuito.....	52
Figura 38: Circuito magnético de cada polo.....	53
Figura 39: Curva de desmagnetización N3616.....	55
Figura 40: Esquema de la máquina síncrona de polos lisos	55
Figura 41: Esquema completo máquina síncrona de polos lisos	58
Figura 42: Curva de rendimiento del diseño	59

Figura 43: Control de par y de paso	60
Figura 44: Representación en ejes dq de la máquina síncrona	62
Figura 45: Representación en ejes dq de una máquina síncrona de imanes permanentes	62
Figura 46: Control de par para un aerogenerador.....	64
Figura 47: Relación par velocidad del generador [BURT01].....	66
Figura 48: Velocidad de rotación frente a velocidad del viento.....	67
Figura 49: Curva característica aerogenerador.....	68
Figura 50: Control completo de un aerogenerador [FRE90].....	68
Figura 51: Contenido armónico del campo magnético de entrehierro con imanes interiores	69
Figura 52: Campo de entrehierro con ranuras abiertas.....	71
Figura 53: Distribución del campo en el entrehierro	71
Figura 54: Fuerzas experimentadas por el rotor	75
Figura 55: Simulación con reacción de inducido	75
Figura 56: Comparación de precios según la configuración	98

Índice de Tablas

Tabla 1: Especificaciones iniciales.....	2
Tabla 2: Valores nominales diseño optimizado.....	4
Tabla 3: Costes material activo	4
Table 1: Initial conditions.....	8
Table 2: Nominal values of the optimized design	9
Table 3: Costs of active material	10
Tabla 1: Especificaciones iniciales.....	19
Tabla 2: Parámetros básicos de diseño	21
Tabla 3: Contenido de armónicos según la relación α_{p-p}	22
Tabla 4: Reluctancias	28
Tabla 5: Tensión de vacío y ramas en paralelo	43
Tabla 6: Bases de la máquina	46
Tabla 7: Situación de condiciones nominales.....	56
Tabla 8: Mejoras de las condiciones de la máquina	57
Tabla 9: Efecto combinado de tensión y frecuencia.....	57
Tabla 10: Valores con control vectorial	65
Tabla 11: Datos aerogenerador.....	65
Tabla 12: Condiciones de trabajo requeridas	73
Tabla 13: Condiciones nominales del diseño optimizado	73
Tabla 14: Control en ejes dq minimizando el ángulo de carga	74
Tabla 15: Comparación precios en euros por kW de las distintas configuraciones	97
Tabla 16: Densidades de los materiales empleados.....	101
Tabla 17: Volumen de cada material activo	101
Tabla 18: Masas de los materiales que conforman el generador.....	101
Tabla 19: Costes del material activo.....	103
Tabla 20: Costes Directos Totales.....	104

I MEMORIA

Capítulo 1: Memoria Descriptiva

1.1. Introducción al proyecto

El objetivo del proyecto es diseñar un generador síncrono de imanes permanentes de flujo radial e imanes superficiales para un aerogenerador offshore, en el mar, de una potencia nominal de 5MW más un 10% de capacidad en régimen permanente.

1.1.1. Objetivos

Los principales objetivos del proyecto son los siguientes:

- Diseñar la estructura básica y de detalle tanto del estator como del rotor con los parámetros adecuados.
- Determinar las curvas características del generador diseñado.
- Optimizar el diseño obtenido mediante la implementación de nuevas soluciones.
- Analizar los costes del proyecto.

1.1.2. Metodología de trabajo y recursos

Para poder realizar este proyecto correctamente se van a emplear una serie de recursos que se pueden dividir en dos grandes grupos: recursos y herramientas.

Como recursos se entiende todo aquello que no tiene una aplicación directa sobre el diseño del generador particularmente. Entre ellos encontramos a su vez varios tipos. El principal recurso son las horas que dedicará el alumno a la investigación, ya sea documentación sobre el mismo o las simulaciones, cálculos y estimaciones relacionadas con él. Otro recurso son los profesionales a los que se consultará, como por ejemplo el director del proyecto y otros profesores que accedan resolver dudas de diferente índole, estos entran dentro del grupo llamado recursos de personal. También cabe destacar como recurso la bibliografía de consulta como libros técnicos específicos (en la biblioteca de la universidad o fuera de ella), artículos en internet o distintas bases de datos, como la del IEEE a la que la universidad tiene acceso.

En el campo de herramientas podemos encontrar todo aquello que es tangible o que tiene una aplicación directa. Herramientas son por ejemplo los ordenadores, tanto los de la universidad o el particular del alumno. También serán los diferentes paquetes de simulación (agros2D para el circuito magnético, Matlab) que permitirán hacer representaciones fieles de la realidad y que nos orientarán acerca de la situación del generador en cada condición de trabajo.

1.1.3. Estructura

Este proyecto estará formado por tres partes:

- **Memoria:** Esta parte del proyecto se dedica a analizar las diferentes posibilidades del proyecto planteando todas las alternativas para así justificar la solución final adoptada. La Memoria se dividirá en tres capítulos. En el primero se hablará de la Energía Eólica a nivel general para poder entender el contexto en el que se implanta el diseño realizado. A medida que se avance se irá concretando en el aerogenerador en particular. El segundo capítulo está destinado al diseño más exhaustivo de la máquina estudiando en profundidad todas sus partes, tanto del rotor como del estator. Se estudiarán los imanes, los yugos, las ranuras y el devanado. Una vez se tenga un primer diseño según los datos de partida se determinará el comportamiento de la máquina en el contexto del aerogenerador y se determinará si se considera aceptable dicho comportamiento. En caso negativo se realizarán una serie de optimizaciones para mejorar este. El último capítulo estará destinado a comentar las conclusiones que se extraen del diseño.
- **Anexos a la Memoria:** Este documento se encarga de detallar aspectos importantes que no se incluyen en la memoria porque pueden hacerla demasiado extensa y provocar falta de claridad. En ellos se incluirán cálculos que afecten directamente a la memoria pero que son largos o no aporta nada de utilidad su implementación en la memoria (capítulo 1). El segundo capítulo se encargará de incluir los catálogos de los fabricantes, ya que de ellos se extraen las medidas concretas para muchos aspectos del diseño. El último capítulo se centrará en hacer un estudio económico comparando el precio del generador con otros del sector para comprobar que es competitivo.
- **Estado de Mediciones y Presupuesto:** Esta última parte se centrará en incorporar las mediciones de los distintos materiales en la unidad de corresponda (metros, kilos...) para poder realizar un presupuesto y determinar los costes totales, directos e indirectos, del diseño del generador.

1.2. La energía eólica marina

1.2.1. Introducción

En la sociedad actual existe una mayor preocupación por el cambio climático y es mayor la concienciación de encontrar fuentes de energía limpias. En este contexto surgen las energías renovables, y en especial la generación eólica, la cual es considerada una de las más prometedoras al ser inagotable y no contaminante. En países como Dinamarca es la fuente de energía renovable más empleada con diferencia, y cada día avanzan más las tecnologías que permiten optimizar su explotación maximizando su rendimiento.

El viento está producido por la diferencia de temperatura entre las capas de aire que están más cerca de la superficie terrestre y las más alejadas, así como de las diferencias de temperatura de un punto a otro a la misma altura, consecuencia de la desigual radiación solar sobre la Tierra. Se estima que sólo un 2% de la energía solar que llega a nuestro planeta se convierte en energía eólica, lo cual supone a una energía de entre 2,5 y 5 por

10⁵ kWh, una cantidad enorme, pero presenta dificultades en su explotación al presentarse de forma muy diluida. A raíz de estos hechos y al tratarse de una fuente de energía infinita, se plantea la transformación de su energía en electricidad para poder aprovecharla de manera eficiente, labor llevada a cabo por los aerogeneradores instalados en los parques.

Inicialmente los parques eólicos se situaban exclusivamente en tierra, pero con los años se observaron ciertas ventajas en trasladar dichos parques al mar. Las ventajas que encontramos en este entorno son: una mayor velocidad del viento, lo que se traduce en una mayor obtención de potencia al depender del cubo de la velocidad, una mayor constancia del viento y un menor impacto visual. La mayor velocidad del viento en los mares y océanos viene dada por la inexistencia de obstáculos que frenen al viento, pudiendo aprovecharse mejor su velocidad relativa respecto al suelo, en nuestro caso la superficie marina, que al considerarse una superficie lisa permite dicho incremento de velocidad respecto a los instalados en tierra. Desafortunadamente no todo son ventajas ya que existen ciertos inconvenientes que hay que tener en cuenta. Entre ellos encontramos la corrosión a la que está sometida la estructura debido al salitre del agua marina, el oleaje añade cargas que tienen que resistir los cimientos de la torre y la mayor velocidad de estas zonas que tienen que ser resistidas por el aerogenerador.

Como se ha comentado previamente, su construcción en zonas marinas ofrece importantes ventajas como una mayor obtención de potencia del viento. Mientras que en tierra los generadores tratan potencias de unos 3MW como máximo, de media, la media en los generadores marinos oscila en torno a los 5MW, pudiendo llegar hasta los 10MW. Esto permite que se construyan aerogeneradores de mayor tamaño, la potencia depende del área barrida por las palas, sin que afecte en exceso al impacto visual por estar en el mar a cierta distancia de la costa. Sin embargo, es un proyecto que aún está por pulir en varios aspectos para maximizar su rentabilidad y su potencia.

Los aerogeneradores en áreas marinas, offshore según su nomenclatura en inglés, están siendo muy estudiados en varios países actualmente debido a la enorme variedad de ventajas que existen. Los parques eólicos en tierra, que tan bien han cumplido con su objetivo, ya ocupan la mayoría de las zonas con recursos eólicos buenos para su explotación. Las principales áreas que quedan libres son zonas protegidas, por lo que no es posible construir parques en ellas. De este motivo y las mejores condiciones que presenta el mar surgen los aerogeneradores a los que este proyecto se dirige.

Especialmente en los últimos años se ha visto el desarrollo de esta nueva tecnología. A finales del año 2016 la potencia instalada en Europa en forma de parques eólicos marinos era algo superior a los 12.500MW tras instalar más de 1.200MW nuevos entre los diferentes países. La previsión para 2017 era instalar más del doble, con lo que la potencia ascendería a finales de este mismo año a los 15.000MW, hecho que se logró con éxito. Sin embargo, este ambicioso proyecto no está estancado en este punto, ya que la WindEurope, asociación europea de la energía eólica, afirma que la potencia instalada en las costas europeas en forma de parques eólicos llegaría hasta los 25.000MW, más del doble de la instalada en 2016.

País	BE	DE	DK	ES	FI	IE	NL	NO	SE	UK	TOTAL
Parques eólicos	6	18	13	1	2	1	6	1	5	28	81
Turbinas conectadas	182	947	517	1	11	7	365	1	86	1,472	3,589
Potencia instalada	712 MW	4,108 MW	1,271 MW	5 MW	32 MW	25 MW	1,118 MW	2 MW	202 MW	5,156 MW	12,631 MW

Figura 5: Potencia instalada por países en Europa a finales del año 2016

Como se puede observar en esta figura, el país con más potencia instalada es Reino Unido, sin embargo, es Dinamarca la que se abastece más de esta fuente de energía al suponer casi el 50% de su generación, pretendiendo llegar a esta cifra en 2020. En España se presenta el problema de que las costas son consideradas como elementos turísticos, lo que dificulta la construcción de parques eólicos marinos en ellas. A pesar de ello, los esfuerzos llevados a cabo por diferentes empresas han hecho que exista la realidad de parques eólicos para 2020.

La instalación de parques eólicos offshore no se limita exclusivamente a Europa, Estados Unidos tiene previsto instalar una potencia de 800MW en un único parque en Nueva York a finales de 2019 y ampliarlos hasta los 2.4GW para el año 2030.

1.2.2. La potencia entregada por el viento

Para poder determinar la potencia obtenida del viento primero hay que recurrir a la expresión de la energía cinética de una masa de aire m con una velocidad v :

$$E_c = \frac{1}{2} \cdot m \cdot v^2$$

A continuación, aplicando teoría de fluidos y termodinámica, el caudal másico es proporcional a la densidad del aire en esas condiciones determinadas ρ , al área barrida A (perpendicular a dicho caudal másico) y a la velocidad v :

$$\dot{m} = \rho \cdot A \cdot v$$

Relacionando ambas expresiones, y sabiendo que la potencia es la derivada de la energía a lo largo del tiempo, la potencia que podemos obtener del viento es:

$$P = \frac{1}{2} \cdot \dot{m} \cdot v^2 = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot A \cdot v^3$$

De esta expresión se deduce que la potencia obtenida del viento depende del cubo de la velocidad y del área, la cual será el área barrida por las palas, que al describir una circunferencia es fácil comprobar que depende del cuadrado del radio.

Sin embargo, que se pueda transformar toda esta potencia fruto de la energía cinética del aire en electricidad supondría que los aerogeneradores tienen un rendimiento del 100%, hecho que es imposible. En realidad, la energía aprovechable depende del coeficiente C_p .

$$P = \frac{1}{2} \cdot \dot{m} \cdot v^2 = \frac{1}{2} \cdot C_p \cdot \rho \cdot A \cdot v^3$$

El factor C_p tiene en cuenta que hasta una cierta relación entre la velocidad del viento y la de giro de las palas, parte del viento atraviesa el área de captación sin producir energía y que a partir de su relación óptima aparece un par resistente por parte del viento sobre las palas que frena y baja el rendimiento del proceso. Estos dos efectos contrapuestos hacen que C_p tenga un valor máximo posible, denominado límite de Betz, para el que $C_p=16/27$. En la práctica el valor de C_p es menor, y para máquinas de un buen diseño oscila entre 0,4 y 0,5. Fijando el valor de C_p , la ecuación anterior nos da la dependencia de la potencia con la velocidad del viento, el tamaño de la aeroturbina y la densidad del aire. En la Figura 2 se representa el diámetro de las máquinas y la potencia que desarrollan para velocidades del viento de 12 m/s y $C_p=0,45$.

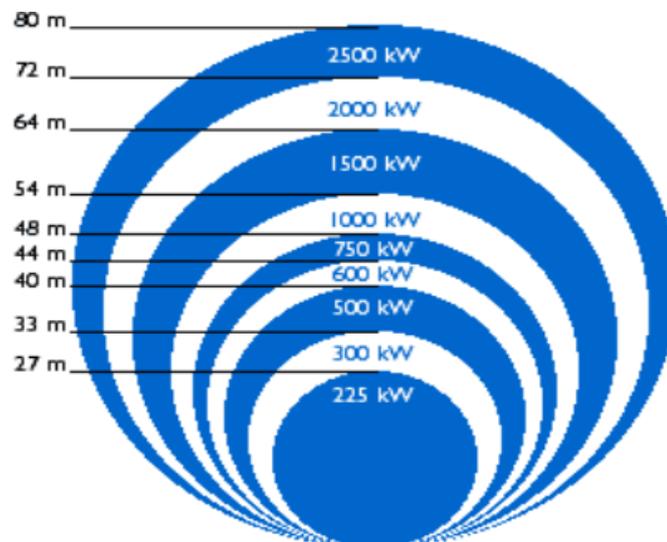


Figura 6: Relación diámetro con la potencia generada

1.2.3. El aerogenerador

En esta sección se va a entrar en detalle en el propio aerogenerador, que como se ha explicado anteriormente es el encargado de captar la energía cinética del viento y convertirla en energía eléctrica utilizable. El hecho de que esté situado en el mar sólo difiere de los de tierra, constructivamente hablando, aparte de en el tamaño, en la cimentación, que posteriormente se dará un breve esbozo ya que no es el objetivo de este proyecto, si se quiere más información sobre este tema, el lector puede consultar el proyecto de Santiago Álvarez Rubal, “Diseño de las Cimentaciones para una Turbina Eólica offshore”. La turbina de este proyecto será de eje horizontal, con el eje de giro paralelo al suelo, a día de hoy son los más empleados.

Los aerogeneradores actuales se dividen en varias categorías: según su eje, sistema de orientación, velocidad y tipo de control.

La distinción por su eje se determina por su posición relativa al suelo, encontrando así generadores de eje vertical y horizontal. Los de eje vertical presentan la ventaja de tener un diseño más sencillo, no requieren sistema de orientación y requieren un mantenimiento más sencillo abaratando costes. Sin embargo, estos aerogeneradores no pueden arrancar por sí mismos y requieren consumir una pequeña cantidad de potencia en el momento de la conexión a la red para comenzar a generar. Por su parte, los de eje horizontal, si bien es cierto que son más caros y requieren obligatoriamente sistema de orientación, permiten extraer potencias mucho mayores al tener un C_p mayor y barrer áreas más grandes.

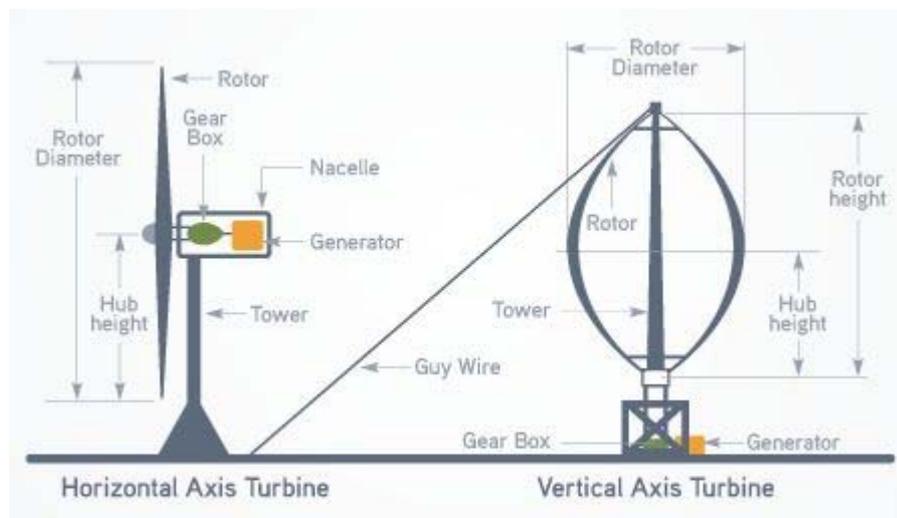


Figura 7: Eje horizontal y vertical

El sistema de orientación puede ser activo o pasivo. Se denomina sistema activo todo aquel que requiere consumir potencia para cumplir su función, todo sistema que requiera un control y accionamiento de motores será activo. Los aerogeneradores modernos más eficientes emplean este tipo de sistema de orientación. En cambio, los sistemas pasivos son aquellos que no requieren consumir potencia, llevan a cabo su función por sí mismos. También hay que tener en cuenta el tipo de posicionamiento respecto al viento, encontrando así aerogeneradores a barlovento y a sotavento según se sitúan de cara o de espaldas al viento respectivamente. Los primeros generalmente requieren un sistema de orientación activo mientras que los segundos emplean un sistema pasivo. Para mayor documentación acerca de esto se puede consultar el proyecto de Javier Herrero “Sistema de Orientación de una Turbina Eólica Offshore”.

Atendiendo a su velocidad encontramos aerogeneradores rápidos y lentos o multipala. Los aerogeneradores multipala presentan un número elevado de palas, entre doce y veinticuatro, presentan diámetros pequeños debido al peso considerable por las palas y arrancan a velocidades entorno los tres metros por segundo, su principal aplicación es la de sistemas de bombeo de agua. Por su parte los rápidos pueden generar mucha más potencia al poder disponer de áreas de captación mayores debido al menor número de palas, entre una y cuatro. Siendo el más empleado el de tres al presentar menos vibraciones, esfuerzos y ruidos. En la Figura 3 se presentan los distintos factores C_p para distintas configuraciones, eje vertical y horizontal, rápidos y lentos...

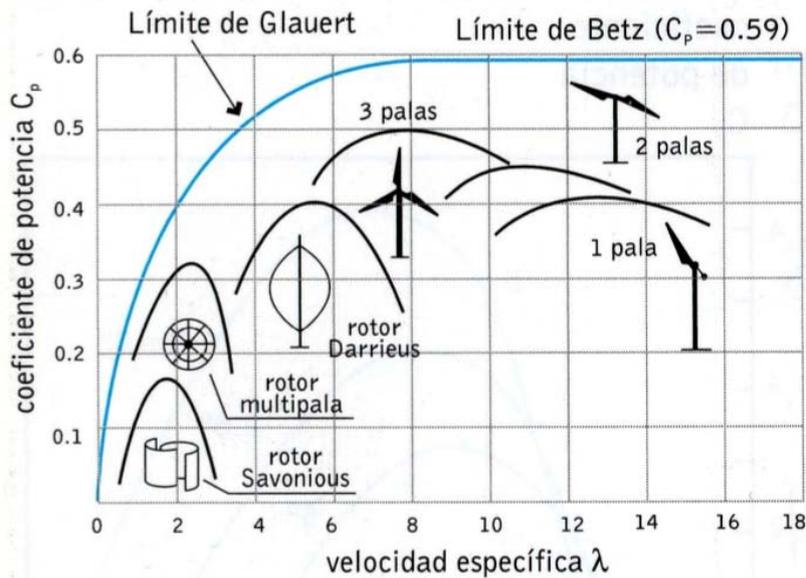


Figura 8: Coeficiente de potencia según los diferentes tipos de aerogeneradores

Donde la velocidad específica es la relación entre la velocidad de punta de pala, calculada como la velocidad de rotación por el radio del área de captación, y la velocidad del viento. Este factor está muy relacionado con el C_p como se puede apreciar en la Figura 4, donde se presenta la gráfica para una geometría constante.

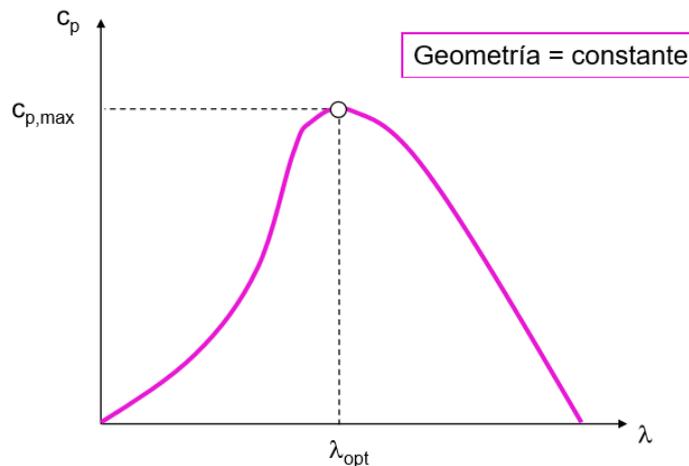


Figura 9: Relación entre C_p y la velocidad específica

Finalmente, el tipo de control puede ser velocidad fija o variable, este aspecto se explicará más adelante cuando se explique la función del controlador o variador de frecuencia. También el sistema de control puede ser de paso o de entrada en pérdida. El primero permite que las palas roten en torno a su eje para poder controlar la potencia generada a partir de la velocidad nominal. El segundo en cambio presenta una estructura fija donde la potencia se controla al perder aerodinamismo a partir de una velocidad determinada ya que el viento entra en régimen turbulento y la potencia extraída disminuye. La comparación de la curva de extracción de potencia se representa en la Figura 6.

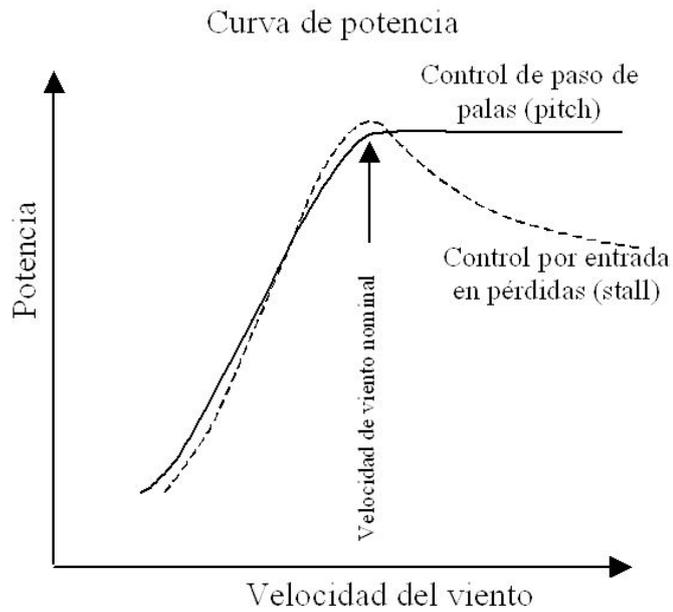


Figura 10: Control de paso y entrada en pérdida

Con todo ello, nuestro generador en concreto será de eje horizontal, sistema de orientación activo a barlovento, rápido de tres palas, control de ángulo y velocidad variable por las ventajas que presentan todas estas especificaciones en su conjunto. En el siguiente apartado se entrará más en detalle en los elementos que componen el aerogenerador.

1.2.3.1. Los elementos del aerogenerador

En la Figura 7 se puede ver una imagen donde se pueden apreciar las diferentes partes:

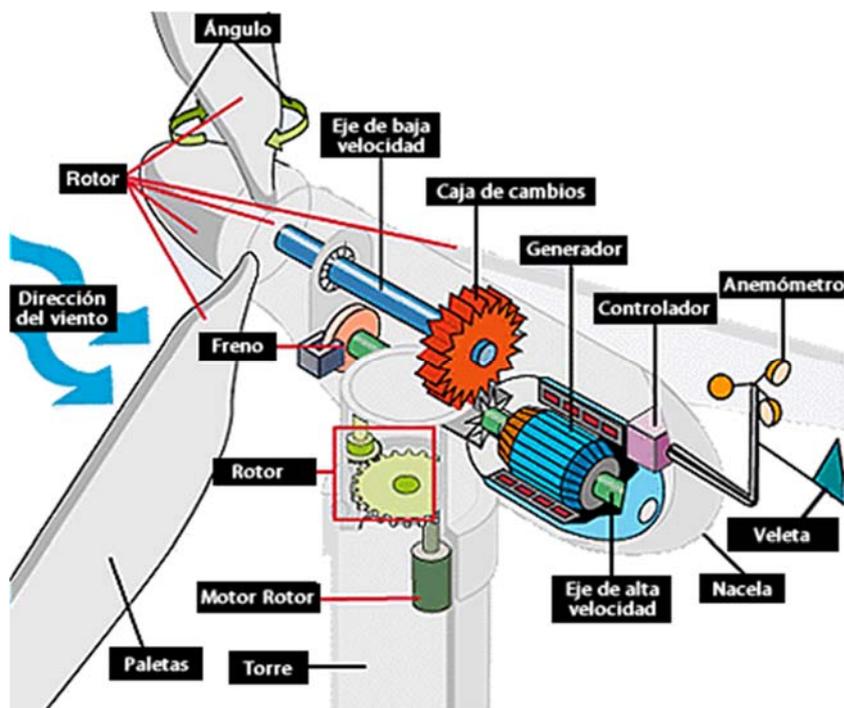


Figura 11: Elementos que constituyen un aerogenerador

- **Rotor aerodinámico:**

Está compuesto por las palas y el buje o hub en inglés, es la parte del aerogenerador que sufre la incidencia del viento. Las palas transmiten la potencia del viento al buje, sobre ellas se hará el control de ángulo para así optimizar el rendimiento en función de la incidencia del viento pudiendo colocarse en bandera, donde las palas se colocan perpendiculares al viento (aerodinámicamente hablando) para que el viento no mueva dicho rotor. El freno del dibujo también permite parar el giro de las palas en caso de que la posición de bandera no sea suficiente. Por otra parte, el buje es el acoplamiento de las palas del rotor aerodinámico con el eje de alta velocidad.

- **Eje motriz o eje de baja velocidad y eje de alta velocidad:**

El eje de baja velocidad transmite la potencia del buje a la multiplicadora y el de alta velocidad es el propio eje del generador eléctrico.

- **Reductora o caja de cambios:**

Compuesto por dos engranajes de distintos radios, su función es cambiar la velocidad a un lado y a otro, siendo menor en el lado del rotor aerodinámico y mayor en el lado del generador. Sin embargo, como la potencia a un lado y a otro debe ser la misma, aplicando el rendimiento de la multiplicadora, si la velocidad varía, el par debe variar también, por lo que será mayor en el lado de menor velocidad y viceversa.

El principal problema que este elemento presenta es que es la parte del aerogenerador que estadísticamente más se rompe debido al esfuerzo al que están sometidos los dientes de los engranajes, además de requerir un mantenimiento periódico. El hecho de colocar un aerogenerador en el mar hace que los costes del mantenimiento de la reductora se incrementen considerablemente. La solución a prescindir de reductora es hacer que el generador gire más lentamente, hecho que se consigue aumentando el número de pares de polos, lo cual incrementa tanto el coste del generador como su tamaño al ir menos revolucionado para la misma potencia.

Este proyecto pretende guiarse por las medidas más innovadoras de la industria, y la tendencia actual es prescindir de reductora aumentando los pares de polos para así evitar las pérdidas en la misma, ya que su rendimiento no es del 100%, las maniobras de mantenimiento con los respectivos costes así como el precio propio de la reductora en detrimento de construir un generador más costoso debido a la mayor cantidad de material magnético por tener que aumentar los pares de polos y el tamaño, que será superior al tener que insertar mayor número de imanes y resistir más par.

- **Generador:**

Es la máquina eléctrica que transforma la potencia empleada en girar el rotor en energía eléctrica debido a las corrientes inducidas en el estator. Existen un gran número de máquinas eléctricas con sus ventajas y desventajas, y dado que el proyecto se centra en este elemento, se explicarán las diferentes posibilidades en un apartado propio más adelante.

- **Controlador:**

La electrónica de potencia ha permitido realizar un gran número de avances para optimizar el rendimiento y empleo de las máquinas eléctricas. Un hecho claro se puede observar en los aerogeneradores.

Cuando surgieron los aerogeneradores se empleaba el método de control de velocidad fija, donde la máquina eléctrica se conectaba directamente a la red de 50Hz o 60Hz, según su localización. Con este tipo de control la máquina giraba a una velocidad proporcional a dicha frecuencia según los pares de polos independientemente de la velocidad del viento. Es importante resaltar que las palas no giran en función del flujo de aire sino de la frecuencia de la red ya que ésta determina la frecuencia tanto de las tensiones como de las corrientes. Este método, aunque simple, hacía que el rendimiento disminuyera considerablemente para velocidades de viento alejadas a la velocidad media, como se puede apreciar en la Figura 8.

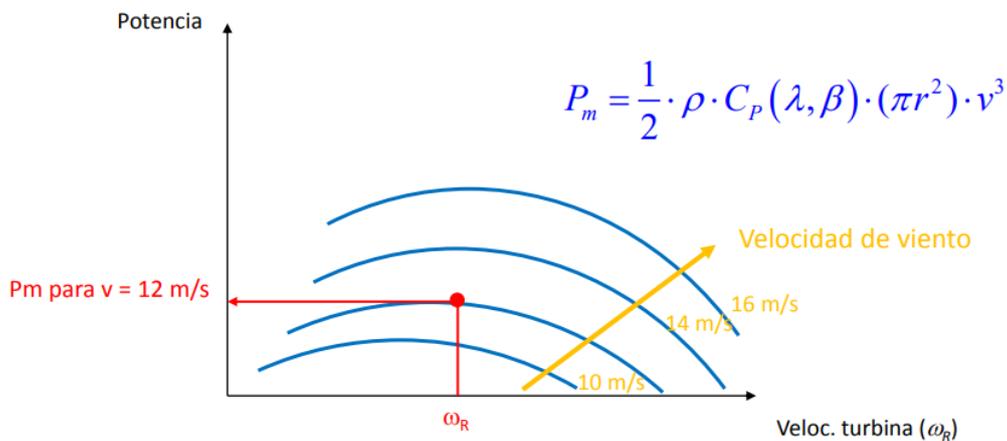


Figura 12: Potencia frente a velocidad de rotación y del viento

En la figura se aprecia claramente que para una velocidad por ejemplo de 10m/s el máximo valor de potencia extraíble difiere bastante del obtenido a una velocidad de giro ω_R , lo mismo ocurre para velocidades superiores a 14m/s.

En los últimos años y con la mejora exponencial que han sufrido este tipo de dispositivos surgió el método de control de velocidad variable. A diferencia de su predecesor, la velocidad variable ajusta la velocidad de rotación de la máquina en función de la velocidad del viento para así poder alcanzar el máximo extraído en cada instante. Todo ello es posible gracias al control vectorial y la teoría de ejes dq.

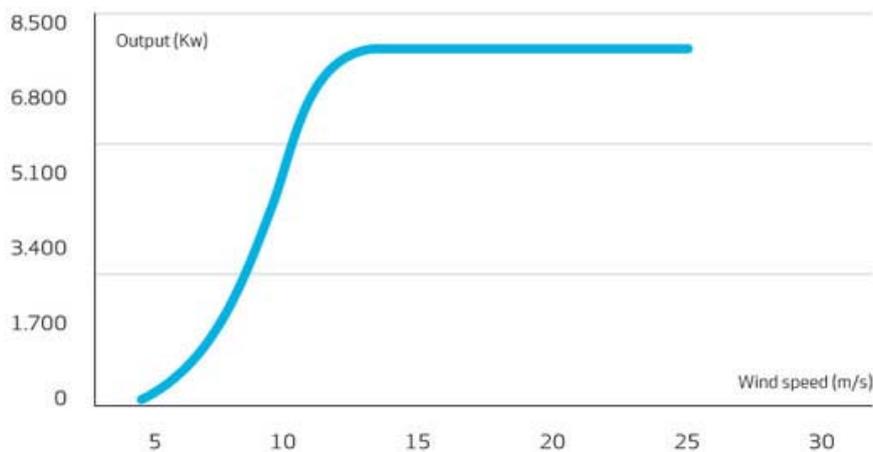


Figura 13: Potencia obtenida del viento en régimen permanente para distintas velocidades

La Figura 9 es de gran importancia ya que representa varios aspectos de gran importancia. En primer lugar, se puede apreciar que no se extrae potencia hasta casi los 5m/s (para este aerogenerador concreto), esto se debe a que para velocidades inferiores el viento no es capaz de vencer el par resistente del generador, lo que implica que si se da la instrucción de girar sería a costa de consumir potencia, hecho que va completamente en contra del principal objetivo. Esta velocidad de conexión recibe el nombre en inglés de Cut-in speed. Otro detalle importante es que la curva asciende con una forma semejante a una parábola. Esto indica que para distintas velocidades se busca el máximo, Figura 4, hasta alcanzar un valor constante que se corresponde con la potencia nominal del generador, en nuestro caso se estabilizaría en un valor de 5.5MW, que es el valor máximo de potencia extraíble en régimen permanente. Por último, se puede comprobar que la curva no se prolonga hasta velocidades infinitas, sino que se para alrededor de los 25m/s de velocidad de viento. Esta discontinuidad de la curva se puede deber a dos motivos: el primero que el viento no llegue a velocidades permanentes superiores a dicho valor en la zona de instalación de la turbina o que para velocidades superiores a los 25m/s puedan darse condiciones de peligro para el generador pudiendo llegar a romperlo, por lo que se procede a su desconexión. Este último caso es el más habitual y el valor de dicha velocidad se conoce con el de Cut-out speed.

- **Góndola o Nacela:**

Carcasa metálica donde se alojan el generador, los ejes, la reductora en caso de haberla, el controlador y todos los elementos que no puedan estar a la intemperie. Supone el elemento de unión del buje con la torre.

- **Elementos de control de la velocidad:**

Son los encargados de determinar el módulo y la dirección de la velocidad del viento para ajustar el control llevado a cabo por los elementos electrónicos y eléctricos. Pueden estar formados por anemómetro y veleta o cualquier otro dispositivo de precisión.

- **Motor de la góndola:**

Este motor se encarga de orientar la góndola y por tanto el buje y el rotor aerodinámico en la dirección del viento para que incida lo más perpendicular posible a la circunferencia descrita por las palas. Dicho motor no actúa cada vez que el viento cambia de dirección, sino que sólo actúa cuando supera un ángulo determinado. Todo ello viene determinado por un controlador propio.

- **Torre:**

Es el elemento de unión de la góndola con el suelo. Al estar situado nuestro aerogenerador en el mar, la torre diferirá del diseño de los aerogeneradores de tierra. Para más información se recomienda consultar el proyecto de Javier Uceta Pajares “Estudio de Cargas sobre el soporte de un Aerogenerador Marino”.

- **Cimentación:**

Es el elemento de unión de la torre con el suelo, su función es la de resistir las diferentes cargas que actúan sobre el generador y evitar que se caiga. Las hay de diversos tipos, en este caso se emplearán planchas de acero enterradas con un cierto ángulo en el fondo arenoso del mar.

1.3. Tipos de generadores

Una vez introducido el contexto en el que surge diseñar el generador, desde este apartado hasta el final, el proyecto se centrará en el diseño de la máquina eléctrica en particular. Existen infinidad de alternadores con distintos funcionamientos y distintas ventajas y desventajas que hay que analizar [DUBO04].

En las máquinas eléctricas de corriente alterna hay una amplia forma de clasificación en función de diferentes parámetros, aquí trataremos las más frecuentes hoy día. En primer lugar, encontramos una amplia diferenciación en la interacción entre el estator y el rotor, encontrando máquinas de inducción y síncronas. Otra diferenciación aparece en la orientación del flujo, donde encontramos máquinas de flujo axial y de flujo radial. Tras analizar los diferentes tipos con sus ventajas e inconvenientes se ha escogido la máquina síncrona de flujo radial e imanes permanentes, a continuación, se presenta el análisis llevado a cabo para su elección.

1.3.1. Máquinas según la interacción entre el estator y el rotor.

En este grupo encontramos dos tipos de máquinas fundamentales: máquinas de inducción o asíncronas y máquinas síncronas.

1.3.1.1. Máquina de inducción o asíncrona

Este tipo de máquinas reciben este nombre porque el rotor no gira a la misma velocidad que el campo magnético que genera. Este hecho es imprescindible para que se produzca el fenómeno de la inducción, ya que, de ser de otra manera, no habría variación

de flujo y por tanto no habría ninguna tensión inducida. La diferencia de velocidades entre el campo y el rotor, llamado deslizamiento, depende de la carga que haya conectada, o lo que es lo mismo, de la potencia demandada. A pesar de ello, no hay que caer en el error de decir que el campo inducido en el rotor no gira a la frecuencia de la red. El campo magnético inducido en el rotor gira a la velocidad del estator, pero a distinta velocidad que la del rotor.

Existen diversos tipos: jaula de ardilla, rotor bobinado... Pero no se va a entrar en detalle en ellos ya que no es el objetivo del proyecto, pero todos tienen unas ventajas e inconvenientes comunes. Como ventajas encontramos que son máquinas baratas, ya que el grueso del precio está en el cobre de los bobinados del estator y el rotor además de ser por lo general menos voluminosas que las máquinas síncronas. Por estas ventajas son a día de hoy los tipos de generadores más empleados. La configuración típica de estas máquinas es una máquina de inducción doblemente alimentada y con reductora.

Sin embargo, presenta varios inconvenientes que hay que tener muy en cuenta: el rendimiento y el consumo de reactiva. Estas máquinas al requerir que se induzcan tensiones de estator a rotor siempre van a requerir un mínimo de potencia para crear dicha inducción en las reactancias, con lo que no son capaces de generar potencia reactiva. A su vez, al tener mayor cantidad de cobre, se producirán más pérdidas en sus devanados, lo que reducirá notablemente su rendimiento. Al estar diseñando un generador el rendimiento es un factor muy importante, ya que supone que estamos perdiendo parte de la potencia obtenida del viento, por lo que se buscarán máquinas con rendimientos lo más elevados posibles. Por todos estos factores descartamos la máquina de inducción, ya que la síncrona presenta mejores rendimientos además de su posibilidad de generar potencia reactiva. Además, a nivel de parque eólico, las máquinas de inducción pueden introducir inestabilidades en la red poniendo en riesgo la constancia en la generación.

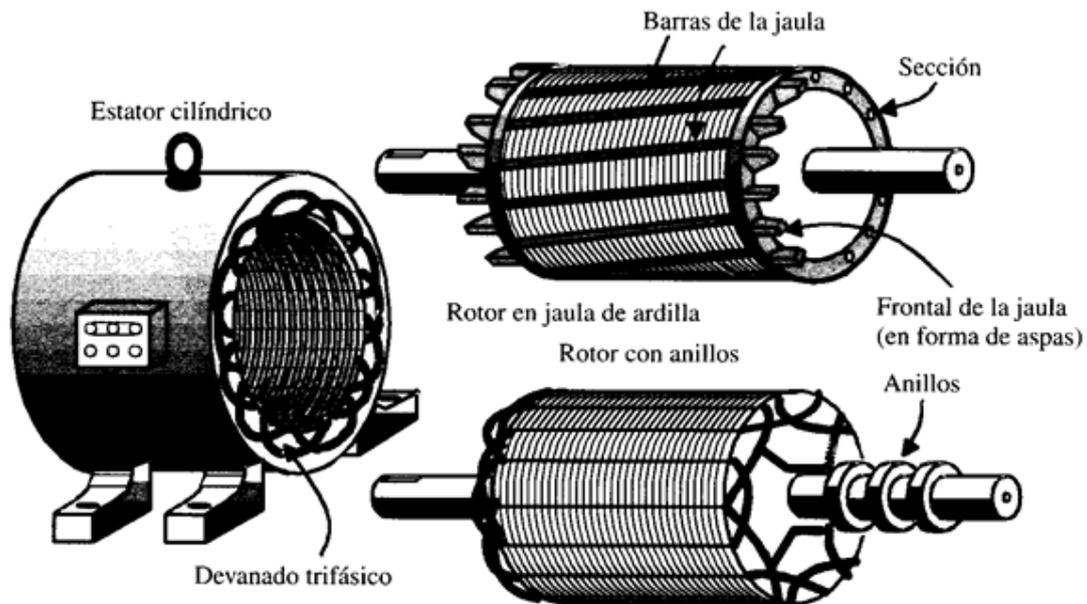


Figura 14: Vista general máquina de inducción

1.3.1.2. Máquina síncrona

Estas máquinas reciben este nombre porque el rotor gira solidario al campo magnético que genera y solidario al campo generado por el estator. No hay deslizamiento al no haber diferencia de velocidades. El campo magnético creado por el rotor puede estar generado por una fuente de continua de excitación independiente o por imanes permanentes. En cualquier caso, la parte del flujo que va del rotor al estator, o viceversa en caso de funcionar como motor, recibe el nombre de flujo de excitación, y su derivada en función del tiempo es la tensión de excitación. Es importante tener cierto control sobre el módulo y el ángulo de esta tensión ya que afecta a ciertos parámetros de la máquina como la estabilidad, lo que puede llevar a pérdida de sincronismo fenómeno muy poco deseable.

Las máquinas de excitación independiente requieren una máquina de corriente continua para generar el flujo del rotor, así como el cobre necesario para la circulación de la corriente. Su principal inconveniente es que, en caso de requerir muchos pares de polos, como es nuestro caso, el diámetro del rotor aumenta considerablemente al tener que posicionar los arrollamientos de los distintos polos, lo que dispara el precio de material activo al necesitar una mayor cantidad de acero. Por este motivo encontramos una gran ventaja en los imanes permanentes, ya que simplemente hay que colocarlos en la posición que corresponda para los pares de polos requeridos y no es necesario incrementar en exceso el valor del radio del rotor. Tampoco hay que olvidar que los imanes son el componente más caro de estas máquinas.

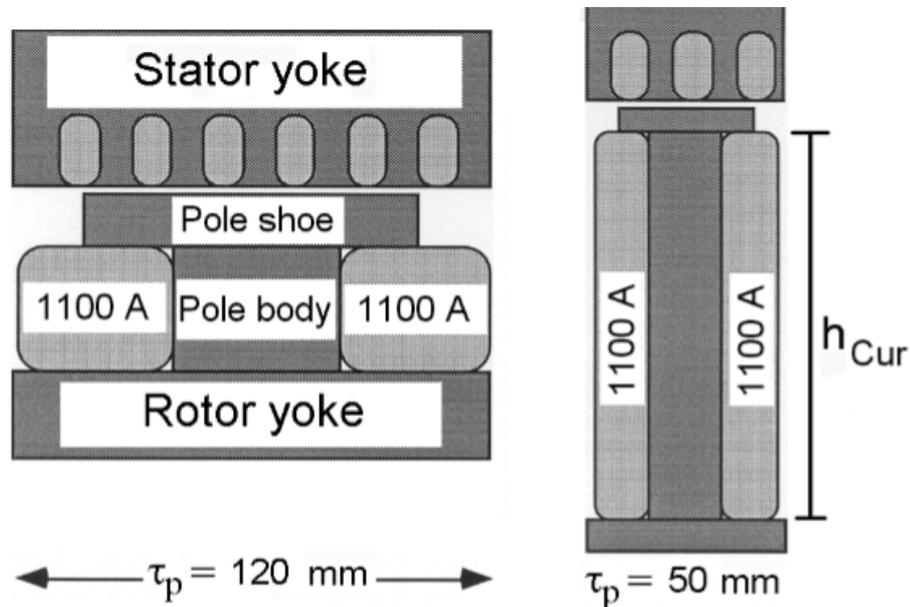


Figura 15: Máquina síncrona de excitación independiente

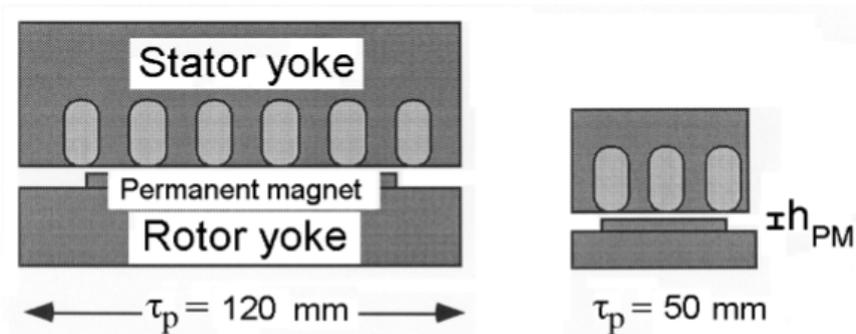


Figura 16: Máquina síncrona de imanes permanentes

Finalmente, se puede hacer otra diferenciación en los imanes permanentes. Pueden ser imanes permanentes superficiales, donde la reluctancia de entrehierro es igual independientemente de la dirección tomada, por ello el par de la máquina viene dado por el flujo de los imanes y la corriente del estator. Equivalen a una máquina de polos lisos. Por otro lado, están las de imanes interiores, en las que los imanes se insertan en el rotor provocando que la reluctancia varíe en función de si hay un imán o no. Estas máquinas pueden aprovechar esta diferencia para dar un par de reluctancia que generar el mismo par a costa de un menor flujo de los imanes. Sin embargo, presentan complicaciones de diseño y constructivas importantes, por lo que para el proyecto se ha decidido diseñar una máquina de imanes superficiales y los imanes interiores se tendrán en consideración para posibles optimizaciones de diseño.

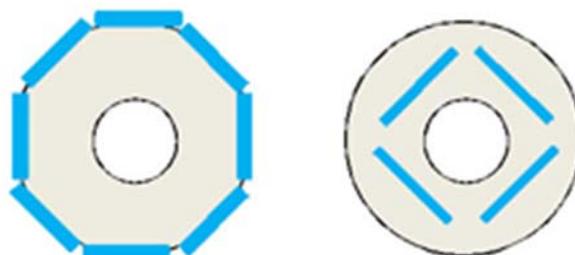


Figura 17: Máquinas de imanes superficiales e interiores

1.3.2. Máquinas según la orientación del flujo

En este apartado se hará un breve resumen de las máquinas de flujo radial y de flujo axial.

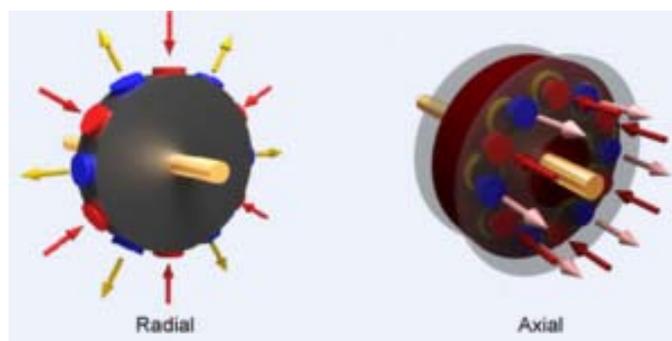


Figura 18: Flujo radial y flujo axial

1.3.2.1. Máquinas de flujo axial

Los motores de flujo axial son aquellos que tienen el flujo orientado en el sentido del eje del rotor. El funcionamiento no difiere de lo previamente explicado, sólo influye en aspectos constructivos y consecuencias de este diseño.

Presentan elevados rendimientos ya que las pérdidas en el cobre son escasas, presentan elevadas densidades de potencia y son muy estrechas en el sentido axial. Sin embargo, conforme aumentan los pares de polos su densidad de potencia disminuye en mayor medida que las de flujo radial, pudiendo tener un diámetro excesivo. También requieren una gran cantidad de material magnético para generar la tensión en el estator, además de requerir un entrehierro muy pequeño, aumentando así las tolerancias y el precio de la máquina. Finalmente, su estructura las hace menos robustas que sus hermanas de flujo radial.

1.3.2.2. Máquinas de flujo radial

Los motores de flujo radial son aquellos que tienen el flujo orientado en el sentido perpendicular del eje del rotor, paralelo a los distintos radios de este.

Estas máquinas han sido las escogidas para este proyecto por las condiciones del generador. Al tener un elevado número de pares de polos se busca que sea lo más pequeño posible, esto incluye tamaño y cantidad de imán requerido, ya que en flujo radial hace falta menos material magnético para generar el mismo flujo de entrehierro. Y, por otro lado, el hecho de ser un generador de gran potencia situado en el mar hace crítica su robustez, tendiendo a elegir aquel tipo de generador que tenga menos probabilidades de fallar o romper.

Capítulo 2: Diseño del Generador

2.1. Especificaciones iniciales

Para poder diseñar correctamente el generador se parte de una serie de datos y especificaciones que se recogen en la siguiente tabla. Se debe tener en cuenta que la tensión nominal del generador son 690V como impone la normativa GL, pero su tensión máxima está limitada a 800V, valor impuesto por el variador. Las dimensiones de la máquina se han consultado en diferentes fuentes y artículos y se han tomado valores típicos, su cálculo y comprobación no forman parte del objetivo del proyecto. Los pares de polos (p) se han establecido en 180 para poder reducir la velocidad de giro, además se bajará la frecuencia de alimentación de 50Hz a 36Hz para reducir los pares de polos lo máximo posible.

Magnitud	Valor nominal
Potencia (P)	*5.5MW
Velocidad (n)	12 rpm
frecuencia (f)	36 Hz
Tensión (U)	690 V
Diámetro entrehierro (Dg)	7 m
Longitud (l)	1.3m

Tabla 7: Especificaciones iniciales

*La potencia real del generador son 5MW, pero se impone que pueda funcionar a un 10% más de capacidad en régimen permanente. Este valor se tendrá en cuenta como el valor nominal para los cálculos.

A continuación, se calculan una serie de parámetros importantes para el diseño de la máquina:

- **Intensidad nominal:** corriente inducida en los devanados del estator a tensión nominal generando la potencia nominal, se supondrá un $\cos\phi$ de 0.9.

$$I_N = \frac{P_N}{\sqrt{3} * U_N * \cos\phi} = \frac{5.5MW}{\sqrt{3} * 690V * 0.9} = 5113.41A$$

- **Par nominal:** par en el rotor a la velocidad nominal para generar la potencia nominal.

$$M_N = \frac{P_N}{\frac{2\pi}{60} * n_N} = \frac{5.5MW}{\frac{2\pi}{60} * 12 rpm} = 4376.76 kNm$$

- **Densidad de fuerza:** se obtendrán valores de densidad elevados para máquinas que entreguen un par elevado en relación con su tamaño y peso. Se calcula como la fuerza tangencial entre la superficie de entrehierro.

$$\frac{F_t}{S_g} = \frac{2M_N}{\pi D_g^2 L} = \frac{2 * 43767600}{\pi * 7^2 * 1.3} = 43.74 \text{ kN/m}^2$$

El resultado obtenido se considera adecuado ya que para este tipo de máquinas oscila entre 20kN/m² y 50kN/m², siendo preferible lo más cercano a 50 para maximizar el par en relación con el costo de la máquina.

- **Paso polar:** es la distancia existente entre un polo y otro, en este caso es la distancia entre imanes. Al haber 360 polos cada grado supondrá un paso polar, la longitud de dicha cuerda será el paso polar. El diámetro será el diámetro del rotor, diámetro de entrehierro menos el entrehierro y menos la altura de los imanes, valores que se explicará su obtención más adelante.

$$\tau_p = \frac{\pi D_r}{2p} = \frac{\pi * 6.952}{2 * 180} = 60.667 \text{ mm}$$

2.2. Parámetros de diseño

En este apartado se van a presentar los resultados finales del diseño del generador que en apartados posteriores se desarrollará la explicación de cómo se ha llegado a ellos. En la Figura 15 se presenta un dibujo donde pueden verse los parámetros más representativos, la Figura hace referencia a un polo.

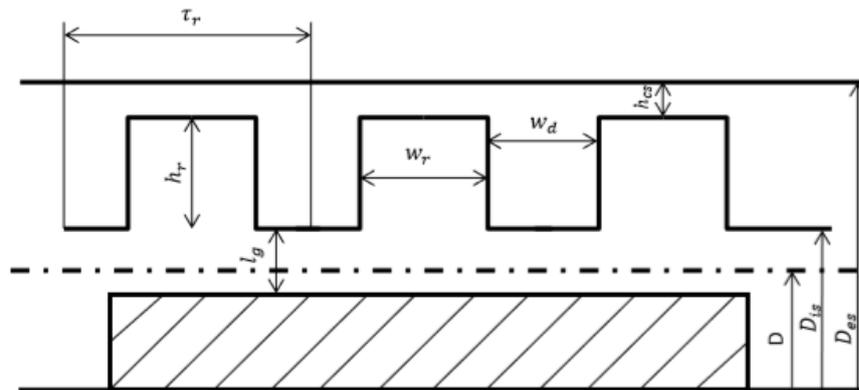


Figura 19: Parámetros de diseño

En la Tabla 2 se incluye cada símbolo con su significado y sus dimensiones, así como la sección en la que se desarrollan sus cálculos. La línea de trazo punto es lo que se conoce como entrehierro, cada vez que se aparezca esta palabra indica que el valor en cuestión está calculado en esta línea.

Parámetro	Símbolo	Valor	Sección
Diámetro	D_g	7 m	
Longitud	L	1.3 m	2.1
Pares de polos	p	180	
Paso polar	τ_p	60.667 mm	
Longitud de entrehierro	l_g	6 mm	2.2.1
Anchura imanes	τ_m	42.5 mm	
Campo magnético de entrehierro	B_g	0.8 T	2.3.1.2
Altura imanes	l_m	18 mm	2.2.1
Altura yugo rotor	l_{ry}	15 mm	
Altura yugo estator	l_{rs}	13 mm	
Ranuras por polo y por fase	q	1	
Paso de ranura	τ_s	20.4 mm	
Anchura de ranura	w_r	9.26 mm	
Anchura diente	w_r	11.26 mm	
Ramas en paralelo	a	30	
Espiras totales por fase	N	180	
Tensión de vacío a 12rpm	E_0	774.94 V	
Intensidad nominal	I_N	5113.41 A	2.1
Densidad de corriente	J_N	3-8 A/mm ²	
Altura ranura	l_s	83 mm	

Tabla 8: Parámetros básicos de diseño

2.2.1. Proposiciones típicas

En esta sección se van a imponer una serie de parámetros de la tabla anterior en función de consideraciones típicas para el diseño de generadores.

En primer lugar, el valor de la longitud de entrehierro se diseña para que sea lo menos posible, ya que una longitud excesiva disminuye el flujo de entrehierro y la tensión inducida en las espiras del estator, haciendo así un diseño poco adecuado. Sin embargo, hay una restricción relacionada con la fabricación, ya que por razones mecánicas se suele fijar en un valor del 0.1% del diámetro de entrehierro, 7mm. En nuestro caso hemos decidido apurar y buscar una distancia un poco menor, 6mm que equivale a un 0.086%.

En segundo lugar, el valor de la anchura de los imanes. Para determinar este valor hay que atender al siguiente parámetro:

$$\alpha_{p-p} = \frac{\alpha_{arc}}{\alpha_{pitch}}$$

Este valor indica la relación entre la anchura del polo, en este caso el imán, y el paso polar. Un valor igual a la unidad indica que el imán abarca todo el polo, mientras que, por ejemplo, un valor de 0.5 indicaría que el imán sólo ocupa la mitad del paso polar. De esta forma, dando distintos valores a α_{p-p} se obtienen distintas configuraciones de ondas cuadradas de campo de entrehierro, con sus diferentes transformadas de Fourier y distintos valores de armónicos.

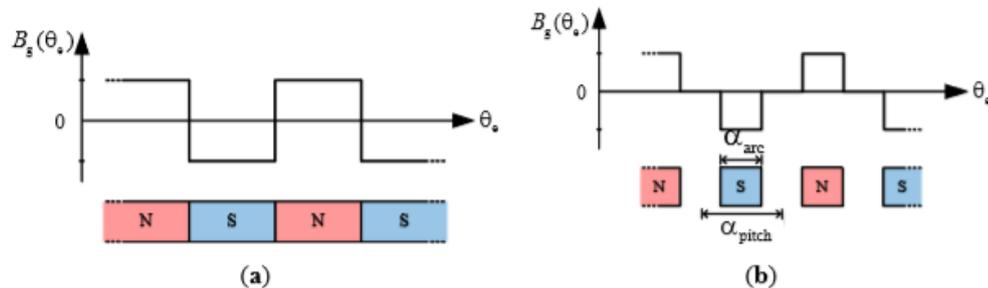


Figura 20: A la izquierda un valor unidad y a la derecha igual a la mitad

En la siguiente Tabla 3 [HSIAO14] se presentan distintos valores de α_{p-p} indicando también su contenido de armónicos.

α_{p-p}	B_{k_s-1}	Harmonic content ($B_{k_s} / B_{k_s-1, \alpha_{p-p}=1}$)				
		1st (pu)	3rd (pu)	5th (pu)	7th (pu)	11th (pu)
0.667	1.7322	0.8661	0.0000	0.1732	0.1237	0.0788
0.800	1.9022	0.9511	0.1960	0.0000	0.0840	0.0865
0.857	1.9498	0.9749	0.2605	0.0866	0.0000	0.0712
0.909	1.9796	0.9898	0.3032	0.1511	0.0771	0.0000
1.000	2.0000	1.0000	0.3333	0.2000	0.1429	0.0909

Tabla 9: Contenido de armónicos según la relación α_{p-p}

Como se puede observar, la relación de 0.8 es la que da un menor contenido de tercer y quinto armónico simultáneamente, sin embargo, esta relación supone una mayor cantidad

de material magnético aumentando el precio. Se ha optado por establecer una relación de 0.7, ya que tendrá menos contenido de quinto armónico que 0.66. El problema es que el tercer armónico tendrá más peso, pero esto se puede solucionar conectando el estator en estrella, ya que en la tensión de fase la suma de las tres ramas de la estrella hace que se anule por completo dicho armónico. Con todo ello:

$$\alpha_{p-p} = \frac{\alpha_{arc}}{\alpha_{pitch}} \rightarrow 0.7 = \frac{\alpha_{arc}}{60.667 \text{ mm}} \rightarrow \alpha_{arc} = 42.5 \text{ mm}$$

Por último, se establecerá una relación de altura de imán de 18mm, que es el triple de la longitud de entrehierro. Este valor se ha escogido resolviendo el esquema de reluctancias de forma simplificada, en secciones posteriores se explicará más en profundidad este circuito. Si despreciamos el flujo de dispersión de un imán a otro, parte del flujo que sale de un imán y no pasa por el estator ni por los dientes, los yugos, y hacemos la aproximación de que el área del imán es el área del flujo de entrehierro (esta aproximación es adecuada ya que el campo abarca aproximadamente la superficie del imán hasta que llega a los dientes, donde ya se divide en los mismos), obtenemos una relación entre el campo de entrehierro y el de los imanes de:

$$\frac{B_g}{B_m} = \frac{1}{1 + \mu_r \frac{l_g}{l_m}}$$

Donde μ_r es la permeabilidad magnética del imán, se supondrá 1.09, B_g es el campo de entrehierro y B_m el campo magnético generado por el imán, se supone de 1.1T, l_g la longitud de entrehierro y l_m la altura del imán. Valores típicos para el diseño de generadores hacen que la relación l_m/l_g oscile entre 4 y 6. Sin embargo, esto es a costa de o bien reducir el entrehierro, que como hemos indicado antes no se debe reducir más, o aumentando la altura del imán, lo que incrementa el coste y provoca mayores tensiones mecánicas en la superficie del imán. La expresión anterior se aprecia mejor en la siguiente gráfica.

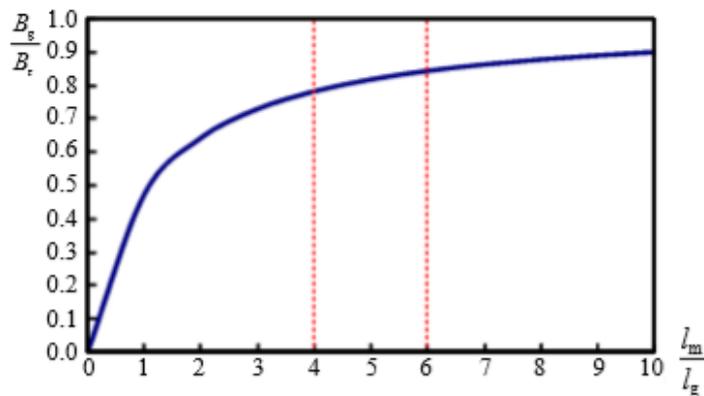


Figura 21: Relación entre el campo de entrehierro y del imán en función de sus alturas

Con todo ello se ha establecido una relación de 3 entre ambas alturas, siendo así el campo magnético de entrehierro de 0.81T, hay que tener en cuenta que este resultado es una aproximación e indica el valor de la onda cuadrada que representa el campo magnético en el entrehierro.

2.2.2. Problemas a bajas velocidades

El hecho de prescindir de reductora presenta las ventajas de que se aumenta el rendimiento del conjunto, se abaratan costes de mantenimiento y se evitan calentamientos debido a la fricción de los engranajes. A su vez, si se reduce la frecuencia de alimentación al generador se reducen costes al tener que colocar un menor número de pares de polos. En caso de alimentar a 50Hz (3000rpm) hace necesario un número de pares de polos igual a 250 para que el rotor de la máquina gire a 12rpm. Si reducimos la frecuencia de alimentación a 36Hz (2160rpm), disminuimos los pares de polos a 180, con lo que se reducen los costes de material magnético. Además de esta ventaja, también serán menores las pérdidas en el hierro, ya que estas vienen dadas por las pérdidas de Foucault e histéresis, ambas proporcionales a la frecuencia de las corrientes y tensiones inducidas, este aspecto se comparará más adelante cuando se calculen las pérdidas en el hierro.

Sin embargo, a pesar de las claras ventajas de reducir la velocidad del rotor, también se presentan importantes inconvenientes que hay que tener en cuenta y solucionar. El principal de ellos es el cogging torque. Este par se da en todas las máquinas, independientemente de su velocidad de giro, ya que aparece como consecuencia del entrehierro variable que hay en la sucesión de ranuras y dientes. Sin embargo, se acentúa más en máquinas poco revolucionadas. Dicho par puede ser un gran problema ya que se opone al par generado por la máquina, reduciendo su potencia, y es especialmente problemático en aerogeneradores porque reducen su velocidad de conexión, perdiendo así un rango de velocidades de viento en los que no se puede generar energía. La expresión de este par es la siguiente:

$$T_{cog} = -\frac{1}{2} \Phi_g^2 \frac{d\mathcal{R}_g}{d\theta_g}$$

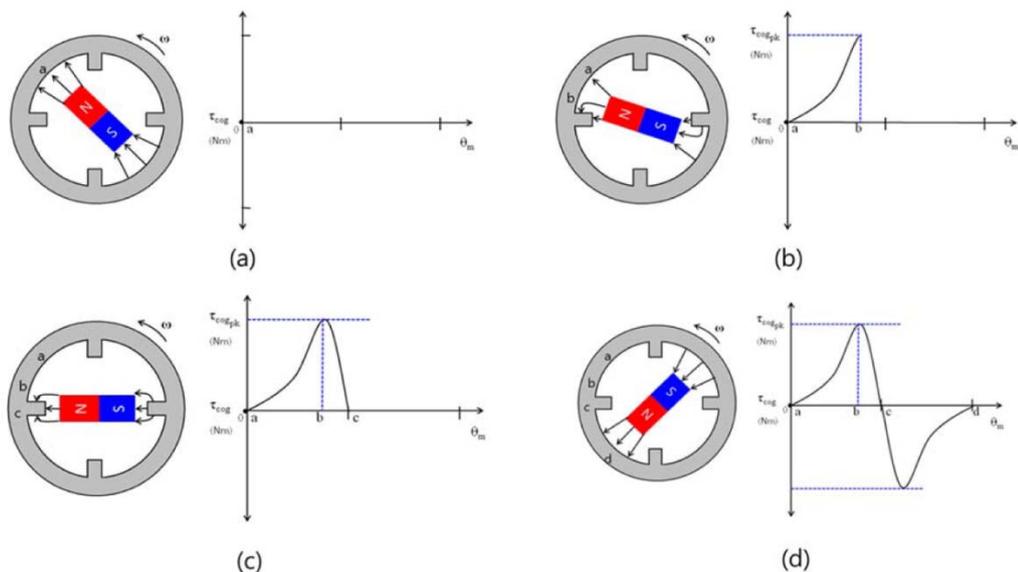


Figura 22: Cogging torque en función de la posición del rotor [YOO17]

En la Figura 18 se representa cómo evoluciona este par según la posición del rotor entre dos polos. Se puede comprobar que es máximo donde está el diente, gráfica b, ya que el entrehierro es mínimo.

Para solucionar este problema se presentan varias soluciones posibles:

- Al depender del cuadrado del flujo se puede reducir aumentando la altura de entrehierro. Este método es poco eficiente ya que se disminuye la tensión inducida, impidiendo un diseño adecuado.
- Suavizando la derivada del entrehierro, esto se puede conseguir colocando imanes cuya sección no sea rectangular y que tenga su superficie superior circular. El problema de este método es que requiere imanes con una fabricación específica, aumentando los costes de manufacturación.
- Colocando los imanes con un pequeño ángulo respecto al eje. Este método, aunque requiera un poco más de superficie de imán, es el más eficaz y será el empleado para esta máquina. El final del polo está desfasado respecto al principio, de tal manera que el cogging a un lado y a otro va en sentidos opuestos, cancelándose a lo largo de la superficie del imán y desapareciendo por completo. No aparecen momentos torsores ya que el par en un polo y el opuesto, el simétrico respecto al eje de giro, van en sentido contrario anulándose también.

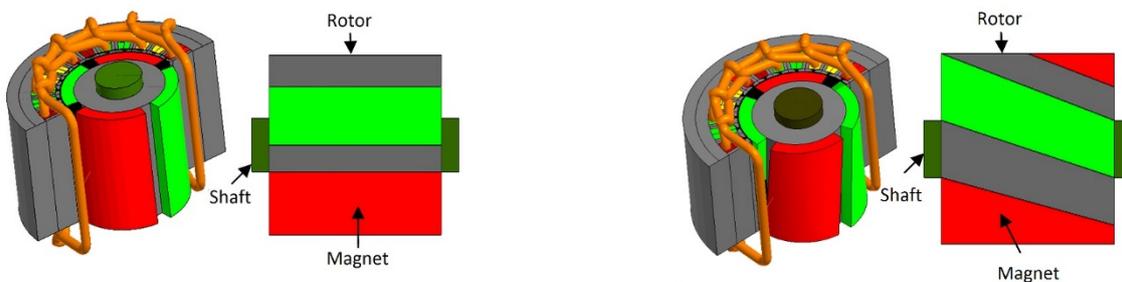


Figura 23: Oblicuidad imanes (skew)

2.3. Circuito Magnético

Esta sección estará destinada a la determinación más exacta del sistema de excitación que, como se ha indicado previamente, será a través de imanes permanentes situados en la superficie del rotor.

Esto se llevará a cabo de dos formas distintas: la primera mediante el esquema de reluctancias del circuito magnético y la segunda aplicando el método de elementos finitos mediante el programa de simulación AGROS-2D. Para ambos métodos se imponen unas condiciones comunes como son las ranuras por polo, las dimensiones de las mismas, las alturas de entrehierro y de los imanes, así como un campo remanente de 1.1T y una permeabilidad magnética relativa de 1.09, valores que son típicos en los imanes de Neodimio-Hierro-Boro.

2.3.1. Esquema de reluctancias

Esta forma de calcular los flujos y campos magnéticos en las diferentes partes de la máquina es de especial interés ya que no es complejo y se obtienen valores lo suficientemente precisos para hacer aproximaciones realistas y adecuadas. Consiste en establecer un circuito magnético análogo a los eléctricos. En él, las corrientes son los

flujos por cada elemento de la máquina y las resistencias, llamadas en este caso reluctancias, representan la oposición al paso de dichos flujos. Evidentemente tanto los flujos como las reluctancias dependerán tanto de las dimensiones de cada elemento como del material en sí. A continuación, se indicará el cálculo del flujo, corriente, por el circuito y la expresión genérica de la reluctancia para cualquier material:

$$\Phi = B * L * \tau$$

$$\mathfrak{R} = \frac{h}{\mu * L * \tau}$$

Donde:

B: campo magnético en la parte estudiada.

L: longitud.

τ : anchura.

h: altura.

μ : permeabilidad del material ($\mu_0 * \mu_r$).

El circuito que se busca modelar aparece representado en la Figura 20. Se corresponde con dos pasos polares para poder indicar que el flujo que sale de un polo Norte entra en un polo Sur.

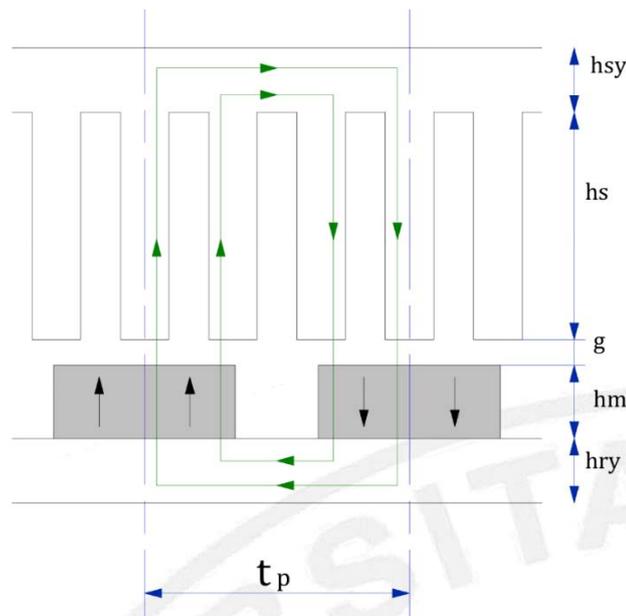


Figura 24: Modelado del circuito magnético

De este modelo se puede interpretar que tendremos dos fuentes de flujo, una para cada polo. Dichas fuentes están en serie con la reluctancia de entrehierro y a su vez en serie con el paralelo de los dientes. Los yugo y estator están en serie con todo ello. También existe una reluctancia de dispersión que modela el flujo magnético que va de un imán a otro por el entrehierro sin pasar por los dientes, esta, aunque exista, se depreciará por tener un valor muy grande y al ir en paralelo con el circuito de estator apenas tiene influencia. El esquema completo se representa en la Figura 19.

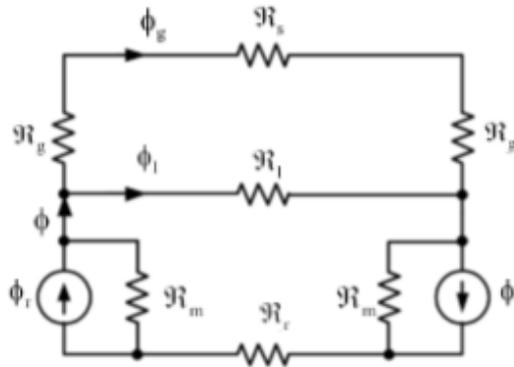


Figura 25: Circuito de reluctancias para dos polos

Nota: \mathfrak{R}_g representa tanto la reluctancia de entrehierro como la de los dientes en paralelo.

Hay que destacar algunos aspectos de este esquema:

- Los imanes se modelan como una fuente de corriente en paralelo con su reluctancia ya que hay parte del flujo que no llega a ir al entrehierro.
- El material del estator es acero, y se supondrá una permeabilidad de 7462, valor del acero M250-50A, un tipo de acero al silicio muy empleado en las láminas que constituyen los rotores y estatores de las máquinas.
- Se considerará que no hay dispersión y que el campo magnético siempre va paralelo a la dirección en la que se recorre el circuito magnético.
- Se supondrá que el área de entrehierro y la de los imanes es la misma ya que el flujo se mantiene en esta área prácticamente hasta llegar a los dientes.
- Se considerará que todo el flujo va por los dientes y nada por las ranuras.

Así podemos indicar el valor de las distintas reluctancias:

	Expresión	Resultado (A/Wb)
Reluctancia de los imanes	$\mathfrak{R}_m = \frac{l_m}{\mu_m * L * \tau_m}$	237850.39
Reluctancia de entrehierro	$\mathfrak{R}_g = \frac{l_g}{\mu_0 * L * \tau_m}$	84418.97
Reluctancia de dientes (1)	$\mathfrak{R}_d = \frac{l_d}{\mu_{acero} * L * \tau_p/6}$	735.29
Reluctancia del yugo del estator (2)	$\mathfrak{R}_{ys} = \frac{\tau_p}{\mu_{acero} * L * l_{ys}}$	382.78

Reluctancia del yugo del rotor (2)	$\mathfrak{R}_{yr} = \frac{\tau_p}{\mu_{acero} * L * l_{yr}}$	331.74
---------------------------------------	---	--------

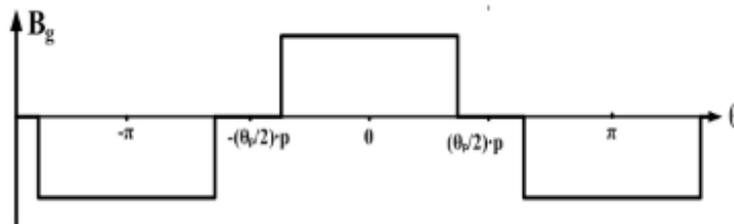
Tabla 10: Reluctancias

- (1) Esta reluctancia en el circuito aparece dividida por tres al haber tres dientes en paralelo por cada polo.
- (2) Estas reluctancias aparecen divididas por 4. Entre dos debido a que al llegar al yugo el flujo se dispersa en los polos adyacentes que no aparecen en el dibujo. Y se vuelve a dividir entre dos porque no todo el flujo atraviesa todo el yugo, de esta forma se modela esa dispersión.

Con todos los valores establecidos y resolviendo el circuito antes presentado se obtienen los siguientes valores para el flujo en el entrehierro y el campo en dicho punto.

Magnitud	Valor
Flujo magnético Φ_g (Wb)	0.04453
Campo magnético B_g (T)	0.806

Como se puede comprobar, el valor del campo B_g es ligeramente inferior a la aproximación realizada en 2.2.1, esto se debe a que en el circuito se han tenido en cuenta los yugos del rotor y del estator. El valor de B_g obtenido es el valor de la onda cuadrada que abarca el 70% del paso polar, para futuros cálculos habrá que descomponerla en sus armónicos fundamentales mediante la transformada de Fourier.



2.3.2. Resultados por simulación

En esta sección se va a realizar el mismo análisis que en 2.3.1 pero empleando un método distinto. La simulación se realizará con el programa AGROS-2D, donde se pueden establecer distintas geometrías y distintos materiales con sus propiedades particulares. Una vez se diseña la geometría básica con las respectivas condiciones de contorno, el programa resuelve el problema mediante iteraciones en los diferentes elementos finitos sobre la siguiente ecuación:

$$\text{rot} \left(\frac{1}{\mu} (\text{rot} A - B_r) \right) - \gamma v * \text{rot} A = J_{ext}$$

De la anterior ecuación tanto γ como J_{ext} son cero al no haber velocidad relativa del sistema respecto al observador fijo ni fuentes de corriente externas. Del resto de la ecuación $\text{rot} A$ indica el campo magnético en cada porción en la que se divide el problema

y B_r el campo remanente en las mismas. Al dividir entre μ obtenemos H , que representa la corriente libre, μ será constante si el medio es lineal. Finalmente, el rotacional de H da las fuentes de corriente externas o libres, que al no haber implica que en cada elemento finito deberá ser cero, quedando la expresión a resolver:

$$\text{rot} \left(\frac{1}{\mu} (\text{rot}A - B_r) \right) = 0$$

A parte de esta expresión, el programa relaciona los campos magnéticos en cada región con este campo H de la siguiente forma.

$$B = \mu_0(H + M)$$

Donde B es el campo magnético, H el campo de corrientes ligadas, y M el de corrientes libres. Los imanes permanentes tendrán un M determinado por su campo remanente en vacío, 1.1T en nuestro caso, mientras que el aire y el acero no.

Una vez conocidas las expresiones que trata el sistema hay que construir un modelo lo más próximo posible a la realidad. Para ello, en primer lugar, hay que ajustar las escalas ya que el programa ofrece una cuadrícula para colocar mejor los vértices de las figuras. Se ha ajustado el paso de cuadrícula a 0.0053125 para que ocho formen un imán de 0.0425m de ancho. Se ha impuesto la relación imán paso en 0.7, una proporción entre el imán y el entrehierro de 3 y las ranuras una altura de 83mm y un ancho de 9.26mm, los yugos de rotor y estator serán de 15 y 13mm respectivamente. Con todo ello ya se puede proceder a la simulación cerrando las ranuras para aproximarlas más a la realidad. Todos los parámetros se pueden comprobar en la Figura 22:

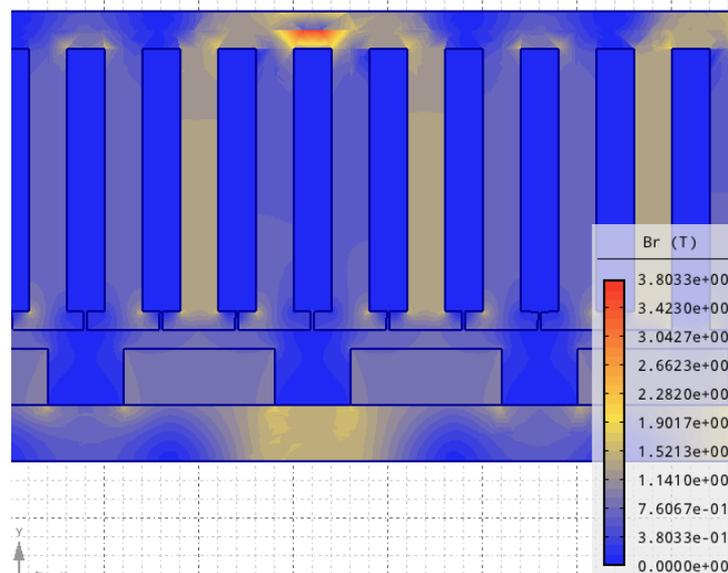


Figura 26: Simulación del sistema de imanes con el programa AGROS-2D

En esta gráfica obtenida del programa se pueden observar hechos muy interesantes como que el campo magnético es más intenso en el diente central ya que por ella circulará la mayor parte del flujo de entrehierro. Las esquinas siempre dan problemas en el sentido

de que los flujos se concentran más en ellas al ser una superficie muy pequeña, esto es similar al efecto bordes en condensadores y el campo eléctrico. A penas circula flujo por las ranuras ya que su reluctancia es muy elevada, encontrándose un camino que se opone menos al paso del flujo por los dientes.

Una vez se resuelve el modelo hay que ver la curva que describe el campo en el entrehierro ya que es lo que se está calculando. Para ello el programa permite coger una serie de puntos. Se han cogido 500 puntos a lo largo de dos pasos polares para poder ver la curva con un periodo espacial completo. A continuación, se han importado a un documento Excel aplicando una escala de $1/(2\pi fR)$, a los valores de la posición para transformarlos en valores de tiempo que ve una espira en su superficie. Dicha escala indica la velocidad lineal a la que la espira ve moverse los imanes, viene dada por la velocidad de giro, 12rpm, y el radio. Finalmente se han exportado dichos datos Matlab ya que con una función permite calcular los armónicos fundamentales. Todo ello se puede observar con más claridad en las Figuras 23 y 24.

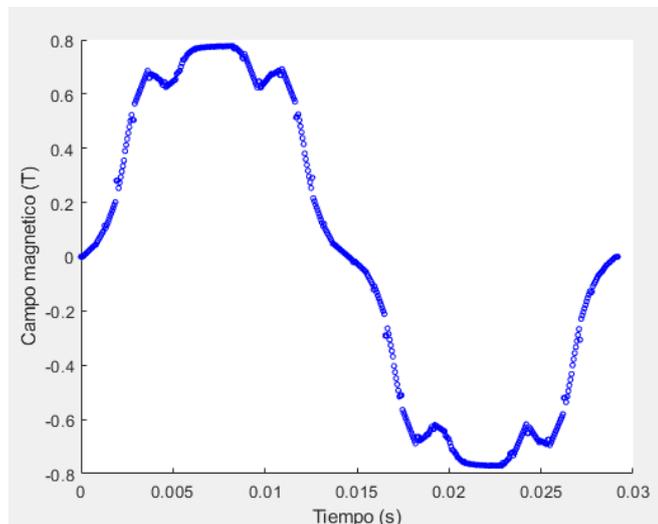


Figura 27: Campo magnético de entrehierro en el tiempo

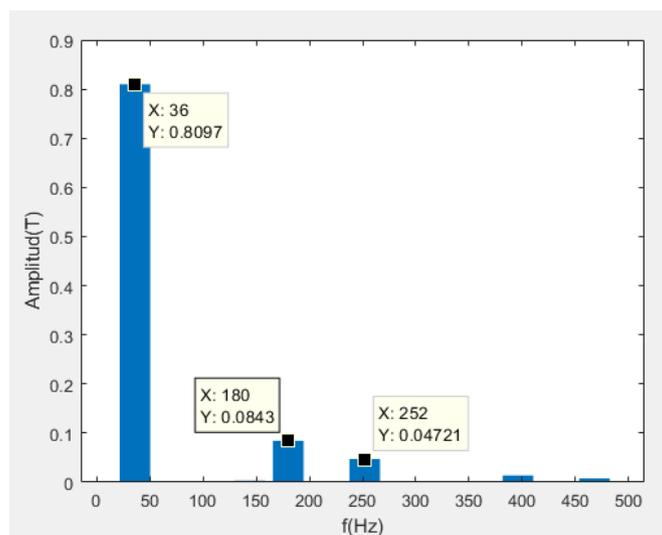


Figura 28: Transformada de Fourier del campo magnético de entrehierro

La Figura 23 representa la curva que describe el campo magnético a lo largo del tiempo vista por un punto, no la vista por la espira. Por su parte, la Figura 24 representa la descomposición en armónicos fundamentales. Se han marcado el primer, quinto y séptimo armónico, que tienen valores de 0.8097T, 0.0843T y 0.04721T respectivamente. Se puede apreciar que no hay tercer armónico, esto se debe a que está muy próxima a la configuración donde la proporción imán paso es 0.667, en la cual no hay tercer armónico. Sin embargo, aunque no se indique, algo hay por pequeño que sea, por lo que se tendrá en cuenta en futuras decisiones como la conexión del estator. Si comparamos el valor de cresta de primer armónico de este método con el analítico:

$$\widehat{B}_1 = \frac{4}{\pi} B_g \sin\left(\frac{\pi}{2} \alpha_{p-p}\right) = \frac{4}{\pi} 0.806 \sin\left(\frac{\pi}{2} 0.7\right) = 0.914T$$

Comprobamos que es mayor en el método analítico al despreciar la dispersión y que el campo siempre es perpendicular a la superficie que atraviesa. A partir de este punto y para futuros cálculos se tomará el valor obtenido por simulación al asemejarse más a la realidad del sistema modelado.

2.3.3. Saturación

Una vez se han determinado el campo magnético de entrehierro de forma precisa hay que comprobar una serie de requisitos que pueden comprometer la seguridad y buen funcionamiento de la máquina. De todos ellos el más destacado es la saturación del hierro tanto del rotor como del estator. Si el campo magnético es lo suficientemente elevado, el material magnético se dice que satura, es decir, deja de tener una relación elevada entre B y H para tenerla muy reducida. Esto provoca que un pequeño incremento del campo B en el hierro suponga un crecimiento considerable de H. Este fenómeno provoca altas corrientes por el hierro, lo que genera más pérdidas, más calentamiento y una reducción de la vida útil de la máquina pudiendo incluso romperla. Esto se puede apreciar en la Figura 25, donde se presenta la curva B-H del acero M250-50A, aleación de hierro y silicio. La relación comienza siendo lineal hasta que comienza a saturar, pudiendo apreciarse un codo alrededor de los 1.45T, a partir de 1.5T se considera que el material satura al iniciarse una nueva recta en la que a 1.6T tenemos 25A/cm, más del doble que a 1.5T.

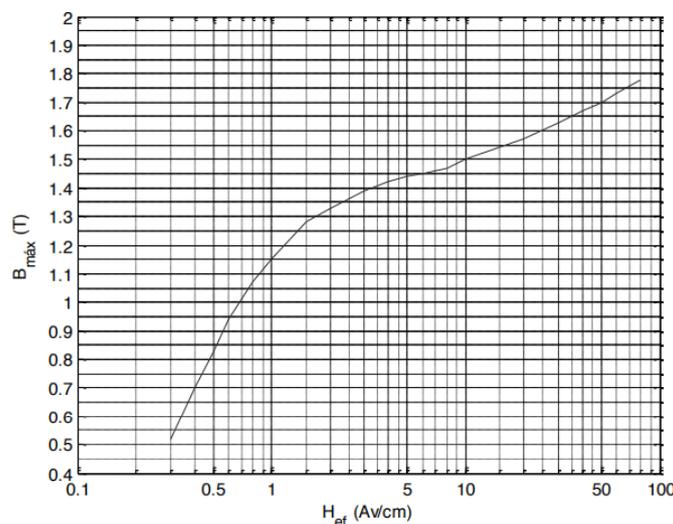


Figura 29: Curva B-H del acero M250-50A

El siguiente paso es comprobar la saturación en las tres partes susceptibles de saturación: los dientes, el yugo del estator y el yugo del rotor. Para verificar la saturación se aplica la conservación del flujo, donde la diferencia de la superficie da los diferentes campos magnéticos. En este apartado se realizará un estudio analítico ya que las condiciones de contorno del programa dan valores en el hierro que no son correctos.

- **Dientes del estator:** en este caso todo el flujo que atraviesa una ranura será el que entra en el diente. Para ello hay que conocer el paso de ranura y anchura del diente. El primero es conocido pero el segundo debe ser impuesto. Para que el valor de B sea inferior a 1.5T, la anchura debe ser como mínimo el 53.7% del paso de ranura. En nuestra máquina se ha impuesto un 65% para garantizar la no saturación. Además, cuanto mayor porcentaje ocupe, menos armónicos tiene el campo magnético de entrehierro.

$$\widehat{B}_t * \alpha_t * L = \widehat{B}_g * \alpha_s * L \rightarrow \widehat{B}_t = \frac{\widehat{B}_g * \alpha_s}{\alpha_t} = \frac{0.8097}{0.65} = 1.24T < 1.5T$$

- **Yugo del estator:** aplicando la misma fórmula del apartado anterior y sabiendo que el flujo se divide en la mitad como se ha explicado en 2.3.1, el resultado es el que sigue.

$$\widehat{B}_{sy} * h_{sy} * L = \frac{1}{2} \widehat{B}_g * \alpha_m * L \rightarrow \widehat{B}_t = \frac{\widehat{B}_g * \alpha_m}{2 * h_{sy}} = 1.32T < 1.5T$$

- **Yugo del rotor:** el procedimiento es exactamente igual al anterior, sólo cambia la altura del yugo.

$$\widehat{B}_{sy} * h_{ry} * L = \frac{1}{2} \widehat{B}_g * \alpha_m * L \rightarrow \widehat{B}_t = \frac{\widehat{B}_g * \alpha_m}{2 * h_{ry}} = 1.15T < 1.5T$$

Como se puede observar, en ningún caso se alcanza la saturación del material, por lo que hasta el momento el diseño es adecuado y se puede continuar en esta línea. En caso de que se hubiera alcanzado la saturación se podría haber obviado si se superaba por poco o tomar medidas como reducir el volumen de los imanes en caso de que la saturación fuera notoria.

2.4. Diseño del rotor

El rotor de toda máquina eléctrica se compone de dos partes principalmente, el yugo y el sistema de excitación. El primero es común a todas las máquinas mientras que el segundo depende del tipo de generador escogido, en nuestro caso se tratará de imanes permanentes superficiales.

2.4.1. Yugo del rotor

El yugo del rotor estará compuesto por múltiples láminas de material ferromagnético de grano orientado. En nuestro caso de acero al silicio tipo M250-50A. Dicho material será el mismo que se empleará en el yugo del estator, y de sus propiedades se hablará más adelante.

El yugo forma un cilindro hueco sobre el que se situarán los imanes que componen el sistema de excitación. Se buscará que su espesor sea el menor posible para reducir costes, pero a la vez suficiente para aportar rigidez mecánica y soportar los esfuerzos y grandes pares existentes en la máquina y reducir la saturación en dicho material. Con todo ello, se ha aceptado la altura establecida en los datos de partida y será de 15mm.

Como se ha indicado previamente está formado por finas láminas que se extienden a lo largo de toda la longitud axial de la máquina. Siendo dicha medida 1,3 metros y cada lámina tiene un espesor de 0,5mm, obtenemos un total de 2600 láminas.

2.4.2. Imanes

Los imanes se dispondrán a lo largo de toda la superficie exterior del yugo del rotor, como ya se expuso en la Figura 11. Como es lógico, el número de imanes coincidirá con el número total de polos, en este caso 360 imanes que conforman 180 pares de polos. En la sección 2.1 se estableció el paso polar en 60,667mm y en el apartado 2.2.1 el ancho y la altura de los imanes siendo 42,5mm y 18mm respectivamente. Con todos estos datos ya queda definido geoméricamente el sistema de excitación, en los siguientes apartados se profundizará en las propiedades magnéticas del mismo.

Al igual que en el yugo del rotor, los imanes deberán abarcar toda la longitud axial de la máquina. Sin embargo, como no se pueden fabricar imanes de 1.3m de longitud, se optará por hacer bloques de menor tamaño. Para ello se ha buscado una longitud normalizada de 100mm, siendo así necesarios 13 imanes por polo. Esto presenta otras ventajas como la disminución de las pérdidas en el hierro por corrientes parásitas, ya que son proporcionales a la superficie de cada bloque. Así el número total de imanes serán 4680 con dimensiones de 42.5x18x100mm.

2.4.2.1. Elección del tipo de imán

Los imanes son materiales especiales que generan un campo magnético sin necesidad de una fuente externa de excitación. Esto se debe a que los dipolos magnéticos se orientan en una determinada dirección en presencia de un magnético externo, pero cuando este cesa mantienen un campo ligeramente menor, esto es lo que se denomina campo magnético remanente este proceso el de magnetización. Todo ello se puede

apreciar más claramente en la Figura 26, donde se presenta el ciclo de histéresis de un material ferromagnético.

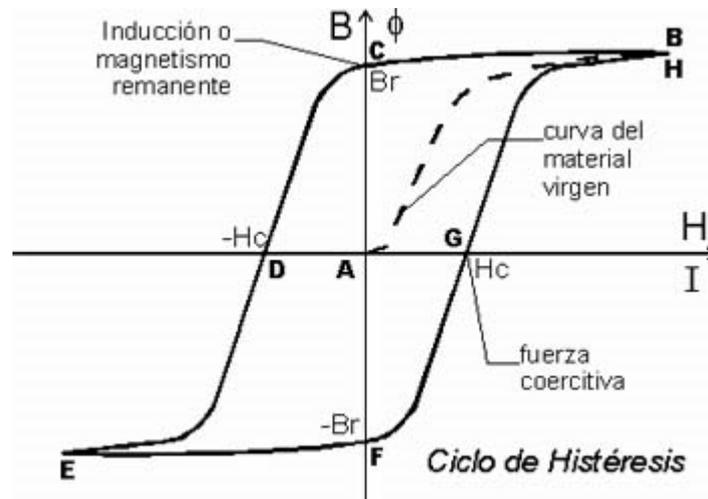


Figura 30: Ciclo de histéresis de un imán

En esta Figura hay varios elementos importantes. En primer lugar, el campo B_r , cuanto mayor sea este parámetro, mayor será la tensión inducida en las espiras del estator. En segundo lugar, encontramos la fuerza coercitiva H_c , este parámetro indica el valor de las corrientes externas necesario para desmagnetizar el imán, ya que, si cesa dicha corriente cuando alcanza dicho valor, el campo B_r volvería a cero, quedando el imán desmagnetizado y sería necesario volverlo a magnetizar. Cuanto mayor sea H_c será más difícil desmagnetizarlo, por lo que se buscarán valores altos de dicho coeficiente [POLI10].

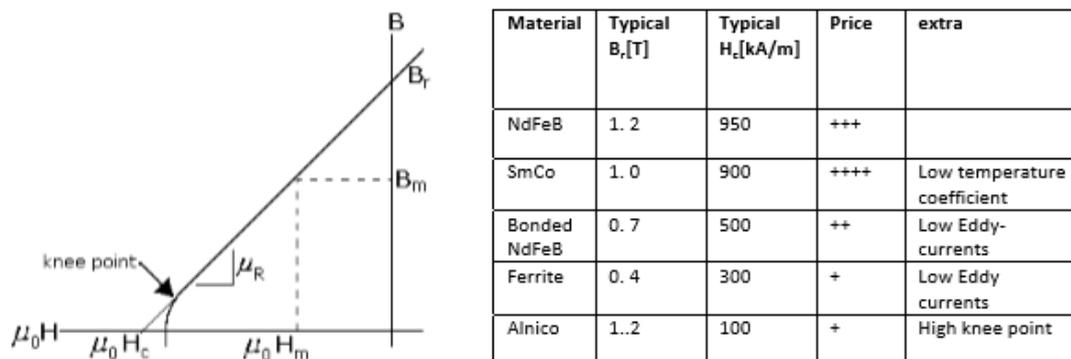


Figura 31: Comparación entre tipos de imanes

En esta Figura se pueden apreciar aspectos interesantes que no se apreciaban en la anterior. El más destacado es el knee-point o punto de inflexión. Esta propiedad indica que, para valores pequeños de H , el comportamiento del imán es prácticamente lineal, pero cuando llega a dicho punto de inflexión, el valor de B cae muy rápido. Este aspecto se tendrá en cuenta más adelante en el estudio de desmagnetización ante cortocircuitos.

En la parte derecha de la Figura 27 se presenta una tabla comparativa entre los tipos de imanes más empleados. De todos ellos, los que presentan un campo magnético remanente más elevado son los de Neodimio-Hierro-Boro y los de Alnico. Los de Alnico tienen la

gran ventaja de que son aproximadamente tres veces más baratos, pero presentan un valor de fuerza coercitiva mucho menor, lo que supone mucha más facilidad para la desmagnetización, algo crítico a la hora de escoger el material.

Por último, hay otros dos factores que son de especial interés a la hora de realizar el estudio de los imanes: la temperatura máxima y el producto energético máximo.

Uno de los principales problemas que presentan los imanes es la posibilidad de desmagnetización, como se ha explicado previamente. De todos los posibles factores que favorecen este acontecimiento, uno de ellos es la temperatura. La temperatura determina el nivel de agitación de las partículas que componen un determinado material, a mayor temperatura, por tanto, mayor vibración que existe en dichas partículas, y como se ha explicado más arriba, el campo magnético depende de la orientación de los spines magnéticos de los átomos. Todo ello indica que a mayor temperatura más riesgo hay en el punto de operación de un imán, pudiendo alcanzar una temperatura tal que se desmagnetice completamente, este punto es la llamada Temperatura de Curie. Sin embargo, si el imán está expuesto durante mucho tiempo a una temperatura suficiente, podría volver a su valor de campo cero. Cada material tiene una temperatura máxima de operación, en el caso de los imanes de Nd-Fe-B, dicha temperatura está en torno a los 100°C pudiendo alcanzar valores de 120°C en situaciones excepcionales. En nuestro caso supondremos que el imán trabaja a su temperatura máxima operativa de 100°C.

Otros elementos que pueden propiciar a su desmagnetización son las vibraciones (externas a la temperatura) y los golpes. Aunque tampoco hay que perder de vista el envejecimiento de los mismos ya que con el paso del tiempo se degradan sus propiedades y el valor del campo magnético remanente disminuye. Con lo que hay que tener en cuenta que sus propiedades no serán las mismas en el momento de la instalación que al cabo de los años.

El otro factor que es de gran utilidad es el producto energético máximo. Dicho parámetro determina la energía almacenada por el imán, implicando directamente que cuanto mayor sea este valor, menor volumen es necesario para una misma energía requerida en generar un flujo magnético. Dicho valor depende del campo magnético remanente B_r y de la permeabilidad del material μ_m , que en nuestro diseño toman valores de 1.1T y 1.09 respectivamente. De esta forma, el producto energético máximo de nuestros imanes será:

$$BH_{max} = \frac{B_r^2}{4\mu_m} = 277.53 \text{ kJ/m}^3$$

2.4.2.2. Disposición sesgada de los polos

Como se vio en la sección 2.2.2, a bajas velocidades aparece un par que se opone al dado por la máquina consecuencia del entrehierro variable debido a las ranuras y los dientes. De entre todas las posibles soluciones se optó por colocar los imanes con un cierto ángulo respecto a la horizontal, esto es lo que se denomina sesgado de polos. Sin embargo, con esta configuración no sólo se disminuye el par de cogging, sino que se reducen los armónicos que aparecen en la onda de la tensión. Estos armónicos son fruto de que el campo es más intenso en los dientes que en las ranuras, como ya se comentó en la Figura 23.

Para realizar un buen filtrado, cada polo de imanes tendrá sus extremos desfasados un paso de ranura en el espacio. De esta manera cada imán abarcará simultáneamente un diente y una ranura, haciendo que el cómputo total del campo magnético en el entrehierro sea más uniforme y siga una distribución más senoidal. En la Figura 28 se puede apreciar mejor lo explicado:

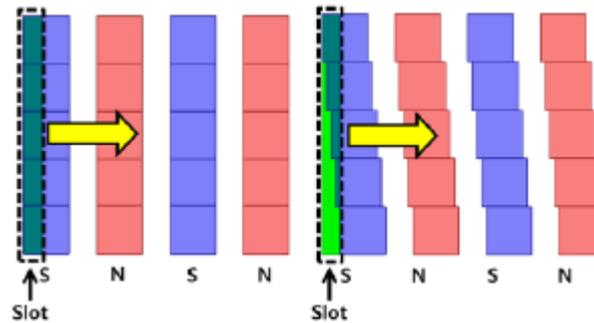


Figura 32: Disposición sesgada de los imanes

Así, el desfase espacial entre el inicio y el final de los polos será de un paso de ranura, es decir, un tercio del paso polar: 20.22mm, y cada imán estará desfasado una porción de este total, en nuestro caso al haber 13 imanes por polo, cada imán estará desfasado 1.55mm del anterior.

2.5. Diseño del estator

El estator se compone de dos partes fundamentales: la armadura y el devanado. Se entiende por armadura a la estructura de material ferromagnético compuesta por el yugo, al igual que el rotor, y las ranuras, en las cuales se encuentra inserto el devanado. En cambio, el devanado, se refiere a las bobinas de cobre por las cuales circula la corriente eléctrica. Esta sección se centrará en el estudio de la armadura mientras que en la sección 2.6 se explicará todo lo referente al devanado del estator.

Debido a que el diámetro exterior del estator supera los 7m, se presenta una gran dificultad a la hora de la fabricación. El estator, al igual que el yugo del rotor, está compuesto por láminas de acero al silicio, en nuestro diseño se trata del acero M250-50A. El principal problema reside en que no hay prensas de semejantes diámetros normalizadas, y habría que construir y diseñar una prensa específica para nuestra máquina en lugar de solamente el molde de corte, esto aumentaría considerablemente el coste de manufacturación. Es por este motivo que se diseñará una máquina de estator separable.

El estator separable permite dividir su totalidad en porciones más pequeñas para luego unir las todas ellas conformando el estator completo, esta unión se hace mediante tornillos dentro de una estructura preparada para ello. Esto no sólo permite reducir los costes en la realización de las chapas, sino que además facilita el transporte hasta la zona de instalación, no hay que perder de vista el objetivo de que es un generador para zonas marinas. Otra ventaja se encuentra en que en caso de tener que extraer el rotor por avería o mantenimiento, no es necesario hacerlo en sentido axial, lo que implica la movilización de todas las partes de la góndola, basta con separar el estator y extraerlo en sentido radial, lo que facilita enormemente esta operación. El estator se dividirá en treinta bloques iguales, que como se verá más adelante coincide con el número de ramas en paralelo de las espiras.

La armadura se compone fundamentalmente de dos partes: el yugo y las ranuras y dientes.

2.5.1. Yugo del estator

Se empleará el mismo material que para el yugo del rotor, el acero M250-50A. El número de láminas también será el mismo, 2600. En cambio, la altura se puede reducir ligeramente para abaratar costes ya que satura menos que el yugo del rotor, por ello se tomará una altura de 13mm.

No hay que caer en el error de pensar que el yugo del estator y las ranuras se fabrican por separado, ambas partes forman parte de una misma lámina.

2.5.2. Ranuras

En esta sección se tratará el número de ranuras por fase y por polo y el tamaño de estas. Ambas condiciones venían determinadas en los datos de partida, pero se va a justificar la elección de dichos parámetros como válidos.

2.5.2.1. Número de ranuras

El número de ranuras por fase y por polo, q , se obtiene dividiendo el número total de ranuras entre el número total de polos y las fases de las que se compone la máquina. En nuestro caso se parte de 1080 ranuras, que, al dividir las entre los 360 polos y las 3 fases, obtenemos $q=1$. Esto es lo que se conoce con el nombre de devanado concentrado. A continuación, se discutirán las ventajas e inconvenientes de diseñar una máquina para q mayor, igual o menor que la unidad.

- **Devanado distribuido ($q>1$):** Este tipo de devanados se caracteriza porque a cada polo le corresponde más de una ranura por fase, o lo que es lo mismo, más de tres ranuras. Estos devanados tienen importantes ventajas como la reducción de las vibraciones mecánicas consecuencia del rizado de par, así como la reducción de armónicos en la tensión inducida. Sin embargo, al tener un elevado número de polos presentaría grandes dificultades constructivas consecuencia de la estrechez de las ranuras y dientes, lo que desembocaría en un problema serio a la hora de insertar el devanado en ellas. Por estas dificultades se descarta este tipo de devanado.
- **Devanado concentrado ($q=1$):** En estos devanados el número de ranuras por polo es igual a tres, una por fase. Reducen menos el contenido armónico de la tensión de estator y el rizado de par, lo que supone mayores vibraciones que el caso anterior. A pesar de ello, las ventajas constructivas le sitúan en una posición preferente al devanado distribuido.
- **Devanado concentrado con q fraccionario ($q<1$):** Estos devanados suponen la máxima facilidad en su fabricación, en comparación con los otros dos, ya que implica un menor número de ranuras para el mismo número de polos. El problema está en las elevadas pérdidas por corrientes parásitas tanto en el rotor como en el propio estator. Este diseño en la actualidad está en proceso de investigación y dado que el objeto del proyecto no se centra en el devanado se descartará esta opción.

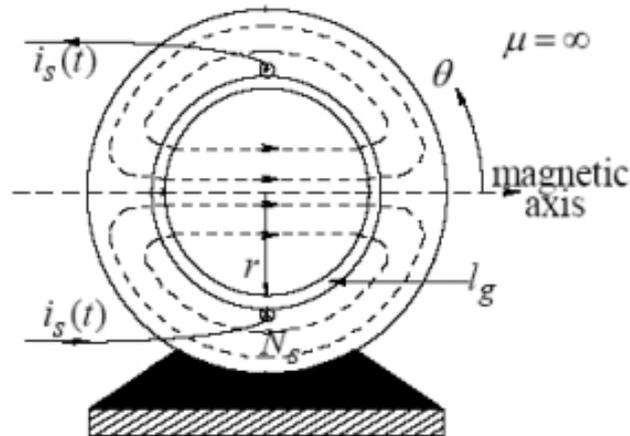


Figura 33: Devanado concentrado

Ya seleccionado el número de ranuras por fase y por polo, sólo queda determinar el número de ranuras por porción. Siendo m el número de fases:

$$Q_p = \frac{2p * q * m}{30} = 36 \text{ ranuras por porción}$$

2.5.2.2. Dimensiones de las ranuras

Con lo visto en el apartado anterior, y las decisiones tomadas, y está justificado por qué el paso de ranura es un tercio del paso polar.

$$\tau_s = \frac{\tau_p}{3} = \frac{60.667 \text{ mm}}{3} = 20.22 \text{ mm}$$

Este valor debe incluir el ancho de la ranura y del diente. En los datos de partida se establecía un ancho de ranura de 9.26mm, menor que el paso de ranura, lo cual es coherente. El ancho de diente será mayor que el de ranura en su parte inferior, siendo del mismo ancho en su parte central y superior. Las dimensiones del acabado del diente se verán en el apartado 2.6.5. La altura de la ranura es de 83mm, dicha altura debe ser suficiente para garantizar que la sección total del cobre permite el paso de la corriente inducida. De momento se aceptará este dato por válido, pero se volverá a comprobar en el apartado 2.6.5.

Para poder determinar las dimensiones finales de la ranura hay que seleccionar el tipo que se desea para nuestro diseño, encontrando así ranuras abiertas (Figura 30 a), semicerradas (Figura 30 b y c) y cerradas (Figura 30 d).

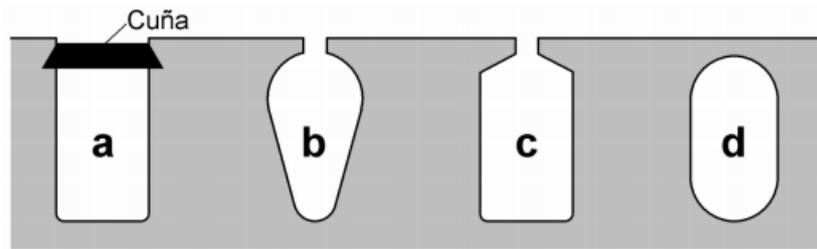


Figura 34: Tipos de ranuras

Las ranuras abiertas son las más sencillas en cuanto a su fabricación, sin embargo, presentan problemas de armónicos elevados en el campo magnético de entrehierro. Las ranuras cerradas son las que permiten disminuir el contenido armónico del entrehierro y obtener valores de primer armónico mayores, a pesar de ello también se descartan al presentar elevadas dificultades a la hora de introducir en ellas las espiras, estas ranuras no son adecuadas para estatores separables. Las ranuras que se emplearán por tanto son las semicerradas rectangulares por presentar un consenso entre las ventajas e inconvenientes de las anteriormente citadas.

2.6. Devanado del estator

En esta sección se diseñarán todos aquellos aspectos referentes a las bobinas del estator. Esta parte de la máquina abarca: el conexionado del estator, configuración del devanado, tensión inducida y ramas en paralelo, sección del conductor y asilamiento requerido y con todo ello determinar la geometría final de las ranuras.

2.6.1. Conexionado del estator

La máquina eléctrica que se está diseñando será de tres fases. El tipo de conexionado de las bobinas del estator será por esta razón en estrella o en triángulo.

El conexionado en triángulo permite que por cada devanado la corriente sea menor que la de fase, concretamente raíz de tres veces más pequeña. Esto permite que se reduzcan los costes del cobre al requerir menor sección de conductor. Sin embargo, la tensión del devanado será mayor, en este caso es igual a la tensión entre fases, con lo que se requerirá un mayor aislamiento.

Por otra parte, la conexión del estator en estrella permite que la tensión del devanado sea raíz de tres veces más pequeña que la de fase, aunque la corriente será la de fase. Por todo ello, los costes no suponen un hecho determinante a la hora de escoger la conexión ya que lo que se ahorra por la corriente, se gasta por el aislamiento y viceversa. El hecho que nos hará decidir el tipo de conexionado será, una vez más, los armónicos. La mayoría de las máquinas síncronas se conectan en estrella, ya que como se comentó al inicio del proyecto, este conexionado permite eliminar por completo el tercer armónico, el que pulsa a una frecuencia tres veces la nominal. Este armónico suele ser el de mayor amplitud y, por tanto, el que más pérdidas produce en la máquina. Por este motivo siempre se busca eliminarlo y si no es posible, reducirlo al máximo. De esta forma, la máquina diseñada se conectará en estrella.

2.6.2. Configuración del devanado

En primer lugar, para poder determinar el diseño del devanado del estator hay que establecer si dicho devanado será de doble capa o de simple capa. Los devanados de doble capa son aquellos en los que cada ranura aloja una parte de dos bobinas distintas mientras que en los de simple capa cada ranura aloja sólo una parte.

Los devanados de simple capa se emplearon mucho en el pasado, pero en la actualidad han sido sustituidos prácticamente por completo por los de doble capa y sólo presentan aplicación en algunos casos especiales. Los devanados de simple capa que se siguen empleando a día de hoy son aquellos que presentan bobinas de la misma forma y tamaño, por lo que se pueden obtener de un molde común. Las principales dificultades que presentan estos devanados son las dificultades en la colocación de las conexiones de los extremos, ya que el devanado se inserta en las ranuras en una sola capa, mientras que las conexiones tienen que ser conectados en dos planos o más. A pesar de ello, estos devanados son los más indicados para la configuración de estator separable, como se va a justificar en los siguientes apartados.

A continuación, se presentarán los principales tipos de devanados que se emplean en la actualidad.

2.6.2.1. Devanado imbricado

Estos devanados se obtienen conectando en serie varias bobinas de una misma fase, todas ellas correspondientes al mismo polo. En estos devanados hay que retroceder para conectar el final de una bobina con el principio de la siguiente.

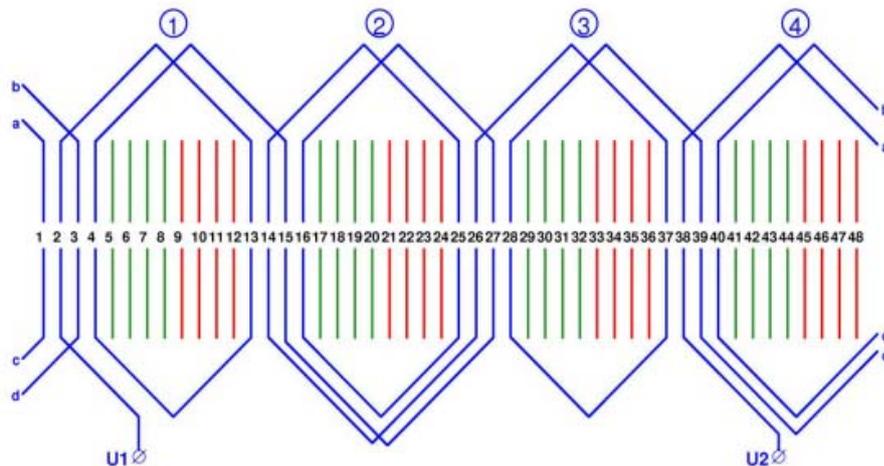


Figura 35: Devanado imbricado

El principal problema de este tipo de devanado para nuestro caso concreto es que no hay ninguna sección en la que se puedan separar las bobinas sin tener que partirlas. Lo que supone una gran pega para el estator separable.

2.6.2.2. Devanado ondulado

En esta configuración de devanado, cada bobina se conecta con otra de la misma fase que está situada bajo el siguiente par de polos. En este caso hay que avanzar para conectar el final de una bobina con el inicio de la siguiente. Este devanado presenta el mismo problema que el anterior respecto a su división, además de que no admite configuración de simple capa.

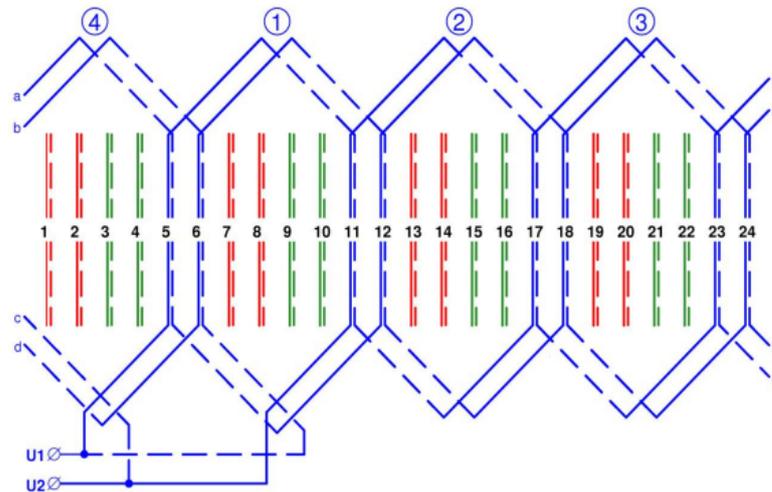


Figura 36: Devanado ondulado

2.6.2.3. Devanado concéntrico

En este caso, las bobinas son de distintos tamaños y se van situando sucesivamente unas dentro de otras. Estos devanados se construyen siempre de una sola capa, y como se puede comprobar en la Figura 31, existe una sección en la cual se pueden dividir las bobinas sin necesidad de partirlas, concretamente entre las ranuras 6-7, 12-13, 18-19.

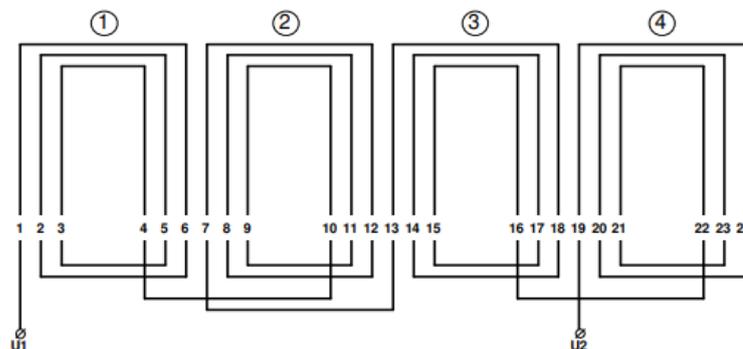


Figura 37: Devanado concéntrico

2.6.2.4. Devanado trifásico en tres planos para estatores separables

Este tipo de devanado es una variante del anterior y está diseñado específicamente para poder separar el estator en porciones más pequeñas [KOST68]. En este devanado, todas las bobinas están dobladas hacia el mismo lado y, en la parte frontal, no se dividen en dos partes. Esto proporciona una distribución muy irregular en los extremos, pero permite tener líneas de separación que permiten que no se corte ninguna bobina, sólo la

conexión entre ellas. En la siguiente figura (obtenida del Kostenko), se puede apreciar esta configuración para $q=2$, un posible plano de corte es el D-E.

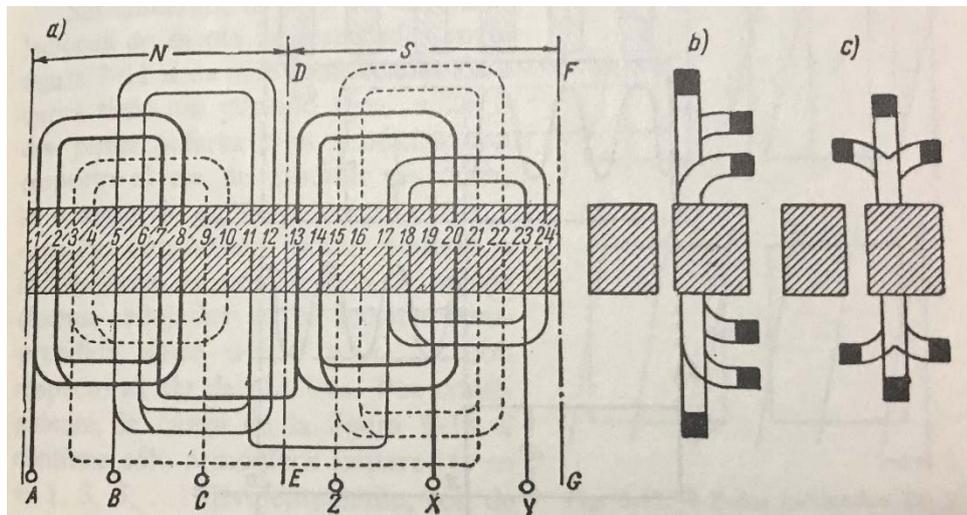


Figura 38: Devanado en tres planos para estatores separables

El principal inconveniente de este tipo de configuración es que, al ser las conexiones de extremos tan irregulares, hay que tener especial cuidado en su construcción y montaje para que el cómputo de las longitudes de extremos de las tres fases sea igual ya que de otra forma pueden aparecer desequilibrios entre fases, las cuales se quieren evitar en la medida de lo posible.

2.6.3. Tensión de vacío inducida y ramas en paralelo

En esta sección se va a determinar la tensión inducida por espira y la total a raíz del número de ramas en paralelo y espiras en serie teniendo en mente que la máxima tensión que puede soportar el variador en régimen permanente es de 800V. La normativa de GL impone que el límite de tensión esté en 690V, pero esto es en el lado de la red, que gracias al variador está desacoplado del generador. Toda esta sección corresponde con el cálculo de la tensión de vacío a velocidad nominal.

El valor eficaz del primer armónico de la fuerza electromotriz inducida por espira a velocidad nominal viene dado por la expresión [DUBO04]:

$$E = \frac{4}{\sqrt{2}} * f * \tau_p * L * \hat{B} * k_T$$

Donde τ_p es el paso de cada polo, L la longitud de la máquina (el producto de ambos representa la superficie de la espira), f la frecuencia, en este caso la nominal de 36Hz, B es el valor de pico de primer armónico en T, calculado en el apartado 2.3.2 y k_T el factor reductor debido a la configuración del estator.

Los factores reductores son ser debidos a un devanado distribuido y a la oblicuidad (skew en inglés). Al ser devanado concentrado, el factor reductor por devanado distribuido es igual a la unidad, siendo el único factor reductor el debido a la oblicuidad de los imanes. Este parámetro tiene en cuenta la corrección que se hace al ser la suma de las tensiones

inducidas una suma vectorial y no una suma escalar como se hace en la expresión antes indicada. Su expresión es la siguiente:

$$k_{sw} = \frac{\sin(\frac{a}{2})}{a/2} = 0.955$$

Donde a es el desfase provocado por la diferencia entre los extremos del conductor, $a=\pi/3$, al ser la relación entre el paso de ranura y el paso polar $1/3$.

Con estas consideraciones obtenemos una tensión inducida por espira de:

$$E_0 = 6,214 V$$

Conocido este valor y sabiendo que en los devanados se emplea el número de espiras por fase es igual al número de pares de polos, se puede proceder al diseño del número de ramas en paralelo y al cálculo de la tensión de vacío inducida.

Para ello hay que tener en cuenta que, al estar conectado en estrella, la tensión máxima de vacío de cada fase es de $800V/\sqrt{3}$, es decir, de 461,88V. En los anexos se adjunta el estudio detallado, pero las premisas son: la tensión nunca puede superar este valor límite, las ramas en paralelo deben ser divisor del número total de espiras, las vueltas por espira serán un número entero y se buscará obtener una tensión de vacío lo más cercana posible al límite del variador.

Con estas condiciones, se obtiene que el resultado más adecuado es el que se adjunta en la Tabla 5:

Magnitud	Valor
Ramas en paralelo (a)	30
Espiras por rama (n _r)	6
Vueltas por espira (n)	12
Tensión por rama (v)	447,41
Tensión entre fases (v)	775
Tensión en pu	1,123

Tabla 11: Tensión de vacío y ramas en paralelo

En el ensayo de vacío la tensión E_0 de una máquina síncrona coincide con la medida en bornes del estator, y esta tensión siempre será la derivada en el tiempo del flujo de excitación. En régimen permanente dicha tensión es el producto de la frecuencia por el flujo, que al tratarse de una máquina de imanes permanentes coincide con el flujo del imán. De esta forma y al estar girando el rotor a velocidad nominal, el valor esperado de dicho flujo en el ensayo será de 1,12 pu.

2.6.4. Sección del conductor y asilamiento requerido

Para poder calcular la sección del conductor, en primer lugar, es necesario calcular la corriente por cada una de las ramas. Para ello, hay que conocer la corriente nominal, esto ya se hizo en la sección 2.1 con la potencia nominal de 5,5MW, la tensión de 690V y un $\cos\phi$ de 0,9.

$$I_N = \frac{P_N}{\sqrt{3} * \cos\varphi * U_N} = 5113,41 A$$

Que al estar en estrella coincide con la tensión por los arrollamientos, sin embargo, esta no es la corriente por cada devanado, ya que tenemos una serie de ramas en paralelo. La corriente real vista por los devanados es:

$$I_d = \frac{I_N}{30} = 170,44 A$$

El siguiente paso para saber la sección del conductor es conocer la densidad de corriente J del material. La mayoría de las máquinas eléctricas de gran rendimiento emplea cobre en sus devanados, aunque se puede encontrar alguna que utilice aluminio. Los valores típicos de la densidad de corriente del cobre oscilan entre 3 y 8 A/mm², siendo un valor razonable 3,6A/mm², dicho valor será en empleado en nuestro diseño.

$$S_{cu} = \frac{I_d}{J_{cu}} = \frac{170,44 A}{3,6 A/mm^2} = 47,34 mm^2$$

Pero dado que cada ranura aloja doce vueltas de espira, la sección total de cobre deberá ser el valor calculado por las vueltas totales, obteniendo así una superficie de cobre de 568,15mm². Como se puede comprobar es menor que la superficie máxima que puede alojar la ranura (9,26*83):

$$S_{Tcu} = N * S_{cu} = 568,15mm^2 < 768,6mm^2$$

Finalmente, se determinará la superficie final con valores normalizados proporcionados por el fabricante, donde se tomará un ancho de 9mm, dejando 0,13mm a cada lado para el aislamiento. En lugar de emplear una sola pletina para cada espira, se suele dividir la sección en varias partes para así reducir el efecto pelicular. En nuestro caso cada vuelta estará formada por tres pletinas como se indica en el catálogo del fabricante en los anexos. El espesor de cobre por pletina será de 1,8mm y el total asciende a 2mm debido al aislamiento eléctrico entre ellas. Así el balance de secciones resulta:

$$S_{Tcu} = 1,8mm * 3 * 12 * 9mm = 583,2mm^2 > 568,15mm^2$$

$$S_T = 2mm * 3 * 12 * 9,1mm = 655,2mm^2 < 786,6mm^2$$

Donde la primera ecuación comprueba que para un valor normalizado de espesor y anchura garantiza que puede pasar la corriente nominal sin poner en riesgo el cobre por calentamiento. Y la segunda garantiza que no se supera la superficie máxima por ranura contando el aislamiento entre pletinas. El aislamiento soporta una temperatura máxima de 180°C, cumple ya que no se supera dicha temperatura en el cobre, y 0.1mm es capaz de aislar hasta 1000V, siendo nuestra máxima diferencia de tensión entre las pletinas y el acero estator menor de 800V, con lo que también se garantiza el aislamiento. El aislamiento entre pletinas lo garantiza el fabricante por la doble capa de esmalte que los recubre.

En la parte inferior de la ranura, debajo de las espiras, se colocará una cuña de cierre que aporte rigidez mecánica y sirva de sujeción a las ranuras.

2.6.5. Geometría final de las ranuras

Con todas las especificaciones de apartados anteriores se pueden determinar las medidas de cada parte de la ranura de forma más concreta que antes. La Figura 35 muestra la disposición final de cada ranura, donde la zona sombreada representa el cobre.

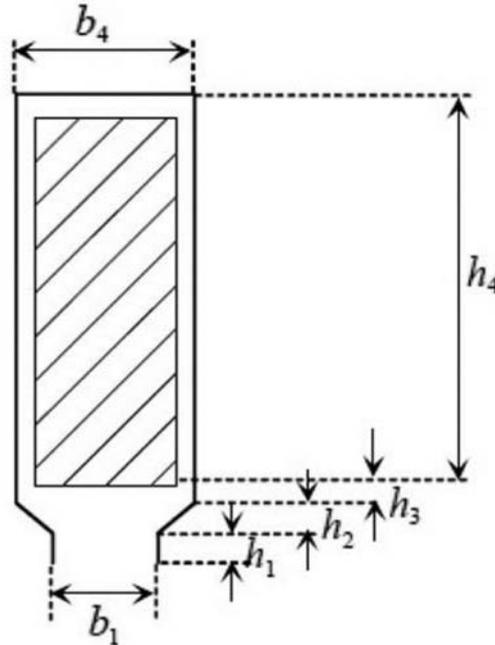


Figura 39: Disposición final de ranura

Donde:

- b_4 : ancho de ranura, 9,26mm
- h_4 : altura total pletinas, $6\text{mm} \cdot 12 = 72\text{mm}$
- $h_1 + h_2 + h_3$: distancia entre altura total y la altura total de pletinas, $83\text{mm} - 72\text{mm} = 11\text{mm}$.
- h_3 : distancia hasta el comienzo del cierre, 5mm.
- h_2 : altura del cierre, se supondrá de 45° , 2mm.
- h_1 : final del diente, 4mm.
- b_1 : apertura final del diente, $9,26\text{mm} - 2 \cdot 2 = 5,26\text{mm}$.

De esta forma se tiene el diseño final de la ranura, más adelante se comprobarán las repercusiones de dichas medidas en el circuito eléctrico.

2.7. Parámetros eléctricos

Una vez calculados y diseñados todos los aspectos constructivos de la máquina, ya estamos en condiciones de determinar los parámetros eléctricos que rigen el comportamiento de la máquina. Los parámetros que calcular serán la resistencia de pérdidas en el cobre y de pérdidas en el hierro, la inductancia síncrona, tanto la de dispersión como la mutua. Ambos elementos contribuyen a aspectos importantes como la caída de tensión en la máquina y el rendimiento de la misma. Además, dichos parámetros deben ser conocidos por el variador electrónico ya que el control realizado dependerá directamente de ellos y de la estrategia escogida.

En la siguiente tabla se adjuntan las bases de la máquina ya que muchos de estos parámetros tienen más utilidad en unitarias para futuros cálculos.

Tensión Base	U_b	690V
Potencia Base	S_b	6,111 MVA
Intensidad base	I_b	5113,41 A
Impedancia base	Z_b	0,0779 Ω
Frecuencia eléctrica base	ω_b	72π rad/s
Inductancia base	L_b	0,344 mH

Tabla 12: Bases de la máquina

Para determinar las bases se pueden consultar los anexos del proyecto.

2.7.1. Resistencia

En este apartado se calcularán las resistencias del cobre, pérdidas por el calentamiento de cobre, efecto Joule, y la del hierro, pérdidas en el material ferromagnético que conforma el estator.

2.7.1.1. Pérdidas en el cobre

Estas pérdidas son producidas por el calentamiento del cobre debido al paso de la corriente. Su cálculo depende del material que se esté empleando, en este caso será cobre, donde la resistividad del material es un factor determinante, la longitud del material y la sección. En este caso al haber varias vueltas y ramas en paralelo será necesario realizar una corrección teniendo en cuenta ambos valores.

$$R_{20^{\circ}C} = \rho * \frac{L_T}{S} * \frac{N_T}{30^2} = 2,126 \text{ m}\Omega$$

Esta expresión determina la resistencia total a una temperatura de 20°C, ρ es la resistividad del material (en el caso del cobre $1,72 \cdot 10^{-8} \Omega m$), L_T la longitud total de cada espira (en este caso será la suma del perímetro de la espira más un paso polar debido a la unión entre espiras), S la sección de la cada conductor (determinada en la sección 2.6.4 con valor de $583,2 \text{ mm}^2$) y N_T el número de vueltas totales de la fase (calculada en los anexos, con valor 2160).

Sin embargo, a este valor de resistencia hay que aplicarle unos factores correctores: corrección por temperatura, por efecto pelicular y por proximidad. El efecto proximidad puede considerarse despreciable ya que se considera que las pletinas están suficientemente aisladas entre sí. El efecto pelicular también se puede despreciar ya que el objetivo de colocar tres pletinas por conductor es reducirlo lo más posible al ser la sección muy pequeña y la frecuencia también (este fenómeno se incrementa con la frecuencia de la corriente). El único factor que influye realmente es el de corrección por temperatura, ya que la temperatura de operación del cobre en esta máquina es superior a la temperatura de 20°C del laboratorio. Un valor habitual de operación es 80°C. Para corregirlo es necesario conocer el incremento de la resistencia eléctrica con la temperatura, valor que es propio de cada material, en el caso del cobre este parámetro es $3,81 \cdot 10^{-3} \text{ K}^{-1}$.

$$R_{80^{\circ}C} = R_{20^{\circ}C} * (1 + \alpha * \Delta T) = 2,613 \text{ m}\Omega \rightarrow 0,0335 \text{ pu}$$

Siendo este el valor de la resistencia del cobre por fase. Para determinar las pérdidas totales, hay que tener en cuenta que éstas dependen del cuadrado de la corriente y de la resistencia. En condiciones nominales de funcionamiento:

$$P_{cu} = 3 * I_N^2 * R_{80^{\circ}C} = 204965,88 \text{ W} \rightarrow 3,35\%$$

No hay que modificar la resistencia ya que como se ha indicado antes, al estar en estrella la resistencia del arrollamiento coincide con la de fase y por ella circulará la corriente nominal. Las pérdidas se multiplican por tres ya que hay que calcular las pérdidas trifásicas, que, al suponerse un sistema equilibrado, en cada fase circulará la misma corriente y suponiendo que se ha construido con el cuidado debido y no hay problemas en los extremos de conexión de las bobinas, en cada fase se producirán las mismas pérdidas por calentamiento del cobre.

2.7.1.2. Pérdidas en el hierro

Una parte de la energía transmitida del rotor al estator se pierde en el núcleo ferromagnético en forma de calor, estas pérdidas se producen por dos fenómenos: la histéresis y las corrientes de Foucault.

Las pérdidas por histéresis se producen por la irreversibilidad de la curva B-H, ciclo de histéresis, del acero al silicio. Esto quiere decir que cuando se pretende recorrer la curva en sentido opuesto, el material no devuelve toda la energía que almacenó en el recorrido inicial, esto es lo que se denomina la “memoria del material”, y dado que estamos en corriente alterna, se recorre el ciclo en ambos sentidos varias veces por segundo. Esta irreversibilidad se traduce en calor y por ende en pérdidas adicionales. Las pérdidas por histéresis son proporcionales a la frecuencia. Estas pérdidas son propias de cada tipo de material, teniendo cada acero un comportamiento distinto al recorrer el ciclo de histéresis.

Las pérdidas por corrientes de Foucault, o eddy currents según la nomenclatura inglesa, son debidas a la circulación de corrientes parásitas inducidas en el material ferromagnético. Dichas corrientes son proporcionales a la superficie en la que se inducen, por lo que una forma de minimizarlas es construir el estator laminado, al igual que se hacía con los imanes del rotor. Estas pérdidas son más o menos constantes en la clase de material al depender fundamentalmente de la superficie por la que circulan.

La expresión típica que representa las pérdidas en el hierro es la siguiente [DUBO04]:

$$P_{Fe} = [m_d + m_{ys}] * k_{add} * \left[k_{hys} * \left(\frac{f}{50 \text{ Hz}} \right) + k_{eddy} * \left(\frac{f}{50 \text{ Hz}} \right)^2 \right] * \left(\frac{B_{Fesat}}{1.5 \text{ T}} \right)^2$$

En esta expresión, m_d y m_{ys} representan las masas totales de los dientes y del yugo del estator respectivamente. K_{hys} representa las pérdidas por histéresis en el material, en el caso del acero M250-50A, este factor es 2,5W/kg, como puede verse en la Figura 36. K_{eddy} representa las pérdidas por corrientes de Foucault, establecidas en 0,5W/kg. Cabe destacar que todas estas pérdidas están referidas a ensayos normalizados a 50Hz y con un campo magnético de amplitud máxima 1.5T. Sin embargo, hay que aplicar las correcciones oportunas ya que la máquina del aerogenerador está funcionando a una

frecuencia de 36Hz y un campo magnético de 1,32T y 1,24T en el yugo y los dientes respectivamente. En el valor B_{Fesat} se supondrá que todo el acero está sometido a un campo de 1,32T por ser el caso más desfavorable. El coeficiente k_{add} tiene en cuenta las pérdidas adicionales en el circuito magnético ocasionadas por el contenido armónico en las corrientes y tensión de vacío que se desprecia en las suposiciones anteriores. Dicho valor suele establecerse en 2.

Designación	e	P_{Fe} (W/kg)
EN 10027-1	mm	50 Hz ,1.5 T
M235-35A	0.35	2.35
M250-35A		2.50
M270-35A		2.70
M300-35A		3.00
M330-35A		3.30
M250-50A	0.50	2.50

Figura 40: Características del acero

El siguiente paso será calcular las masas totales de los dientes y el yugo del estator. Para simplificar cálculos se supondrán dientes rectos.

$$m_d = \rho_{ac} * h_s * b_t * L * Q = 11640,89 \text{ kg}$$

$$m_{ys} = \rho_{ac} * \frac{\pi}{4} * (D_{ext}^2 - D_{int}^2) * L = 2896,77 \text{ kg}$$

Donde ρ_{ac} es la densidad del acero, en este caso 7600 kg/m^3 .

Así las pérdidas en el hierro obtenidas son de:

$$P_{Fe} = 46915,12 \text{ W} \rightarrow 0,758\%$$

Conocido este valor, podemos calcular la resistencia en el hierro, dato que es importante en programas de simulación de aerogeneradores como Bladed. Si suponemos que el extremo del generador está a la tensión nominal de 690V, la resistencia en el hierro resulta de la siguiente expresión:

$$R_{Fe} = \frac{690^2}{46915,12} = 10,27 \Omega \rightarrow 131,8 \text{ pu}$$

2.7.1.3. Pérdidas mecánicas

Las pérdidas mecánicas se producen sobre todo por la fricción entre las partes móviles, el calentamiento en los cojinetes y las vibraciones de par. Al tratarse de una máquina de gran potencia y se busca el mayor rendimiento posible, estos elementos presentarán muy pocas pérdidas de este tipo se establecen en un 0,5% para máquinas de más de 1,5MW. De esta forma:

$$P_{mec} = 0,005 * P_n = 27500 W$$

2.7.2. Inductancia Síncrona

La inductancia síncrona modela la reacción de inducido de la máquina. Dicha inductancia está compuesta por la suma de la inductancia magnetizante o mutua y la inductancia de dispersión. Como podrá comprobarse en los siguientes cálculos, todas las inductancias dependen únicamente de parámetros geométricos, estando directamente influidos por las decisiones tomadas hasta el momento.

2.7.2.1. Inductancia magnetizante o mutua

Esta inductancia modela los efectos de autoinducción e inducción mutua que se producen en cada fase del devanado. Su expresión para primer armónico se puede obtener mediante muchos métodos, en este caso hemos empleado un método analítico calculado en [PONO14]:

$$L_m = \tau_p * L * \frac{\mu_0}{g_{ef}} * \frac{4 * q}{Q} * \left(\frac{m}{\pi} * k * N_{ef} \right)^2 = 0,0687 mH$$

Muchos de los coeficientes presentes en la ecuación son ya conocidos. Otros como N_{ef} y g_{ef} son introducidos por primera vez. El primero indica el número de espiras eficaces por rama, en este caso 72 (seis espiras por doce vueltas cada una). En cambio, el segundo está relacionado con el entrehierro.

$$g_{ef} = K_C * g_{tot} = 23,21 mm$$

Donde K_C es el coeficiente de Carter, el cual, corrige el campo magnético de entrehierro a un valor medio ya que no uniforme, depende de las ranuras, donde es más intenso, y de los dientes, donde lo es menos. Se obtiene de la siguiente forma:

$$K_C = \frac{\tau_s}{\tau_s - \gamma * b_s} = 1,306$$

Este factor siempre es mayor que la unidad, el coeficiente γ viene dado por la relación entre la anchura de la ranura y la longitud de entrehierro total. Esta última es la suma del entrehierro y el imán, ya que estos se comportan como bobinas de núcleo de aire al tener una permeancia cercana a la unidad.

$$g_{tot} = l_g + \frac{l_m}{\mu_m} = 22,51 mm$$

$$\gamma = \frac{2}{\pi} * \left[\arctan\left(\frac{b_s}{2 * g_{tot}}\right) - \frac{g_{tot}}{b_s} * \ln\left(1 + \left(\frac{b_s}{2 * g_{tot}}\right)^2\right) \right] = 0,0267$$

2.7.2.2. Inductancia de dispersión

La inductancia de dispersión modela todo aquel flujo que no sigue el circuito magnético principal y como su nombre indica, se dispersa tanto por el aire como por el hierro. Dicha dispersión se puede dar por el contenido armónico del entrehierro, al final del devanado, en las ranuras por su geometría, o en el extremo de los dientes.

La inductancia por dispersión por contenido armónico de entrehierro se calcula de la siguiente forma:

$$L_h = \theta * L_m = 0,00687 \text{ mH}$$

Donde $\Theta=0,1$ para máquinas con $q=1$. Esta inductancia de dispersión depende de la inductancia mutua, ya que esta incluye las relaciones entre las anchuras de las ranuras y el entrehierro, que son los principales elementos que introducen contenido armónico en el circuito. Estos armónicos no participan en la producción efectiva del par de la máquina y además incrementan la reacción de armadura en los devanados, lo que se traduce en un incremento del flujo disperso.

La dispersión al final del devanado se produce por el flujo que queda encerrado en las conexiones del final del arrollamiento, también incluye la dispersión que puede darse en las últimas láminas del estator. Esta inductancia es muy compleja de calcular al producirse en 3 dimensiones y requiere un gran esfuerzo computacional para resolver el problema mediante elementos finitos. A pesar de ello, esta inductancia es muy pequeña y no requiere excesiva precisión para su cálculo analítico. Su expresión es la que sigue:

$$L_{ew} = \frac{2 * \mu_0}{p} * N_s^2 * (2 * \lambda_{lew} * l_{ew} + \lambda_w * \tau_p) = 0,00858 \text{ mH}$$

Aquí, λ_{lew} y λ_w son permeancias cuyos valores típicos para máquinas de polos lisos son 0,571 y 0,073 respectivamente. L_{ew} es la longitud saliente de los extremos entorno a la cual se dispersa el flujo. Como se puede observar, su valor es del orden de la dispersión por armónicos, las cuales son muy pequeñas.

La inductancia de dispersión en la ranura se da por la geometría de la cabeza del diente y las dimensiones de la ranura. Esta inductancia se calcula asumiendo que el flujo es perpendicular a la ranura en todo momento.

$$L_u = \frac{4 * m}{Q} * \mu_0 * N_s^2 * L * \lambda_u = 0,3646 \text{ mH}$$

$$\lambda_u = k_1 * \frac{h_4}{3 * b_4} + k_2 * \left(\frac{h_3}{b_4} + \frac{h_1}{b_1} + \frac{h_2}{b_4 - b_1} * \ln\left(\frac{b_4}{b_1}\right) \right) = 3,734$$

Para la geometría se ha seguido el mismo criterio que para la Figura 33. El coeficiente λ_u es la permeancia de la cabeza del diente, que depende de las dimensiones de esta.

$$k_1 = \frac{5 + 3 * g}{8}; \quad k_2 = \frac{1 + g}{2}$$

Siendo $g=0,75$, por las condiciones de la máquina de polos lisos y $q=1$.

El problema de las ranuras semicerradas es que cuanto más se cierren, mayor es la dispersión entre dientes. Algo similar ocurre si el entrehierro aumenta (pero esto es poco frecuente ya que siempre se intenta reducir al máximo). De esta forma, aparece la dispersión entre dientes, que se rige por la siguiente expresión:

$$L_{tt} = \frac{4 * m}{Q} \mu_0 * N_s^2 * L * k_2 * \lambda_{tt} = 0,0304 \text{ mH}$$

$$\lambda_{tt} = \frac{1}{2 * \pi} * \left[\ln \left(\frac{l_g^2}{b_1^2} + \frac{1}{4} \right) + 4 * \frac{l_g}{b_1} * \arctan \left(\frac{b_1}{2 * l_g} \right) \right] = 0,369$$

De esta forma, la inductancia síncrona será la suma de todas las anteriormente calculadas:

$$L_s = L_m + L_h + L_{ew} + L_u + L_{tt} = 0,479 \text{ mH} \rightarrow 1,39 \text{ pu}$$

Se considera dicho valor como algo razonable ya que para máquinas síncronas de polos lisos de MVA, el valor de la inductancia síncrona típico se encuentra entre 1 y 1,5 pu.

Para el esquema en ejes dq, al ser una máquina de imanes permanentes superficiales o de rotor liso, las inductancias mutuas presentan una misma longitud de entrehierro en el eje del flujo y en el eje de cuadratura, por esta razón:

$$L_d = L_q = 1,39 \text{ pu}$$

2.8. Desmagnetización de los imanes

La posibilidad de desmagnetización de los imanes es un factor que hay que tener muy en cuenta en este tipo de máquinas y supone uno de los principales inconvenientes a la hora de escoger este tipo de alternadores. Este fenómeno se puede producir por vibraciones, golpes fuertes, el fin de su vida útil (los imanes van perdiendo con el paso del tiempo su campo magnético remanente) o un potente campo magnético en la misma dirección y sentido opuesto al dipolo magnético. Todos estos casos son más sensibles con la temperatura, ya que, cuando esta aumenta, son requeridos menores golpes o menores corrientes para que el imán quede desmagnetizado por completo.

En este proyecto se va a comprobar que los imanes no desmagnetizan ante un cortocircuito. Las vibraciones requieren ensayos empíricos en laboratorios y con el generador completamente montado.

El caso más desfavorable para el cortocircuito es el caso de cortocircuito trifásico franco en bornes del generador, al ser las corrientes por los devanados más elevadas que en el caso de otros cortocircuitos. Además, cuando se produce un cortocircuito prácticamente

toda la corriente está en el eje de la dirección del flujo, eje d en teoría de vectores espaciales, que es la que puede ocasionar la desmagnetización permanente y es con la que más cuidado se ha de tener a la hora de diseñar los controles.

Los cortocircuitos trifásicos son los menos probables, pero son los que mayores de cortocircuito producen, al ser el caso más desfavorable será el que se tenga en cuenta como en todo el proyecto. Estas faltas son situaciones de sistema equilibrado, por lo que no es necesario descomponer el circuito en sus componentes directa, inversa y homopolar, bastará con estudiar la componente directa.

La peculiaridad de los cortocircuitos es que las reactancias del generador se ven distorsionadas como consecuencia de la ley de Lenz. Esto se debe a que dado que se inducen corrientes que tienden a evitar la variación brusca del flujo, y por la presencia de bobinas que impiden que cambie bruscamente la corriente, la situación de un cortocircuito requiere un estudio más exhaustivo.

En caso de falta, la corriente evoluciona de la forma que se indica en la Figura 37:

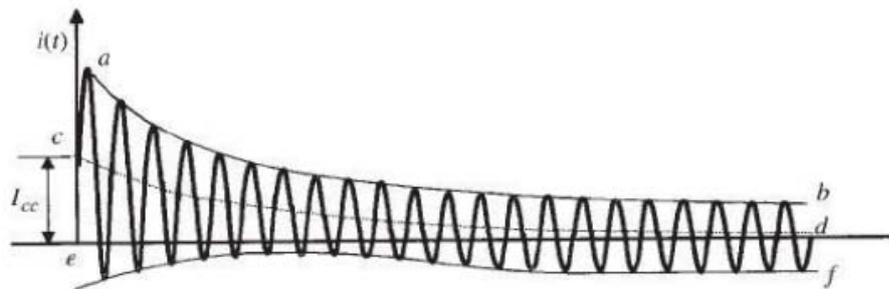


Figura 41: Transitorio en caso de cortocircuito

Como se puede observar, cuando se produce la falta no sólo hay una componente alterna, sino que también se presenta una componente de continua que se va amortiguando hasta que se estabiliza en el régimen permanente, esta estabilización es lo que se denomina periodo subtransitorio y transitorio. En la Figura 35 se aprecia claramente que el momento más crítico del cortocircuito es el momento inicial ya que el valor de pico de la corriente es máximo, por ello será la situación que se estudie. También se puede apreciar que la frecuencia a la que pulsa la corriente no varía en caso de cortocircuito ya que depende de la velocidad de rotación del rotor.

En el periodo subtransitorio para que la corriente sea mayor que en el estacionario a una misma tensión, quiere decir que el comportamiento de las inductancias es distinto, y en esta fase de la falta será menor. La reactancia subtransitoria es función de la inductancia de dispersión, X_σ , la reactancia de excitación, X_e , la reactancia de amortiguación, X_a , y la inductancia de reacción de inducido o mutua, X_m . Al estar pulsando a la frecuencia nominal, la reactancia y la inductancia coinciden en su valor en pu. La relación de la reactancia subtransitoria con las otras reactancias es la que sigue [RODR]:

$$X_s'' = X_\sigma + \frac{1}{\frac{1}{X_e} + \frac{1}{X_a} + \frac{1}{X_m}}$$

Al tratarse de una máquina síncrona de imanes permanentes, las reactancias X_e y X_a se comportan como circuitos abiertos al no existir, por ello, la reactancia subtransitoria coincide con la transitoria:

$$x_s'' = x_\sigma + \frac{1}{\frac{1}{x_m}} = 1,39 pu$$

Así, ya estamos en condiciones de analizar la corriente de falta dividiendo la tensión inducida en el estator entre la reactancia subtransitoria y por raíz de dos para aplicar el valor de pico. Además, se incrementará en 1,6 para cubrir los efectos transitorios de la componente de continua:

$$i_f'' = \frac{\sqrt{2} * \omega * \lambda_{imán}}{x_s''} * 1,6 = 1,82 pu \rightarrow 9347,82 A$$

Que, al estar el estator conectado en estrella, es la corriente que circula por cada devanado. Sin embargo, otra de las ventajas de conectar muchas ramas en paralelo es la reducción de las corrientes de falta por las bobinas del estator, siendo entonces la corriente por cada rama:

$$i_{fr}'' = \frac{9247,82 A}{30} = 311,59 A$$

En el diseño, cada imán está enfrentado con una bobina. La representación del circuito magnético resultante se indica en la Figura 38:

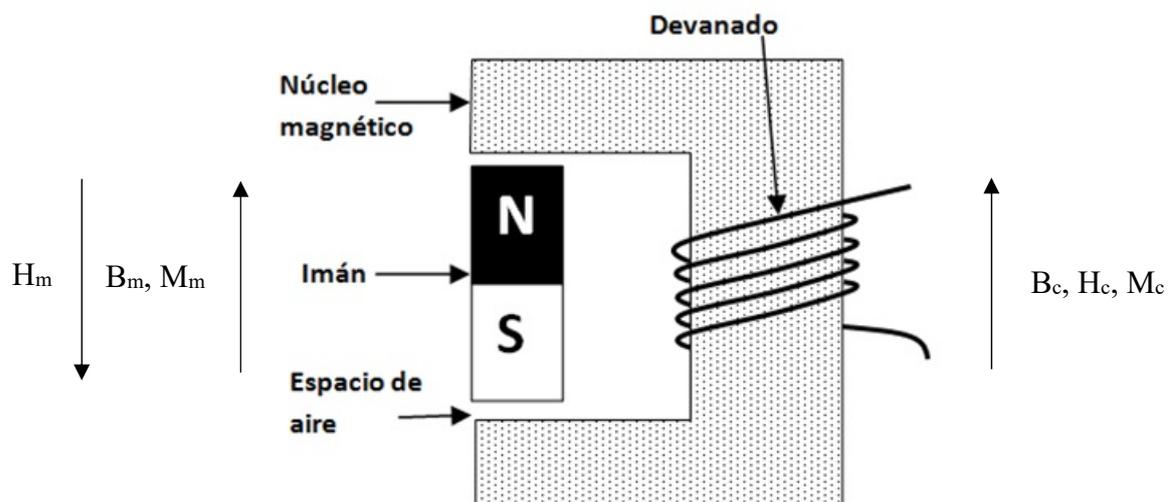


Figura 42: Circuito magnético de cada polo

Sobre este circuito se aplicarán las ecuaciones del campo H y B para determinar las corrientes ligadas en el material ferromagnético y el imán. Para simplificar cálculos y estar en el caso más desfavorable se tomarán los siguientes supuesto:

- Se despreciará el entrehierro evitando así posibles dispersiones.
- Se despreciarán las dispersiones y se supondrá que tanto el campo B como H son perpendiculares a la superficie y uniformes en toda ella.

- La distancia del hierro será la suma de la mitad del yugo del rotor, la altura de las ranuras, la mitad del yugo del estator y un paso polar.
- Se despreciarán las ranuras, suponiendo que las bobinas del devanado abarcan solamente material ferromagnético.
- Se considerarán las áreas del imán y del material iguales.

A continuación, se aplican las ecuaciones necesarias para calcular el campo H y B en cada zona del circuito [PURC88]:

$$\oint \vec{H} * \vec{dl} = N * I''_{fr} \quad (1)$$

$$\oiint \vec{B} * \vec{da} = 0 \quad (2)$$

$$B_c = \mu_0 * \mu_r * H_c \quad (3)$$

$$B_m = \mu_0 * (H_m - M_m) \quad (4)$$

La expresión (1) está igualada a la corriente de falta por rama multiplicado por las espiras enfrentadas a cada imán, en este caso las espiras alojadas por ranura. La expresión desarrollada queda de la siguiente forma:

$$H_c * l_c + H_m = N * I''_{fr} \quad (5)$$

Desarrollando (2) con las especificaciones del cálculo expuestas previamente:

$$-B_c * A_c - B_0 * A_0 = 0 \quad (6)$$

La expresión (3) es una particularización de la (4) para el acero al considerarse un medio lineal, su permeabilidad será la del acero por la del vacío.

Para la expresión (4) es necesario calcular el dipolo M_m , esto es posible con el campo remanente del imán, 1,1T, que se produce para un campo $H=0$:

$$M_m = \frac{B_r}{\mu_0} = 875352,187 T \quad (7)$$

Así, combinando (5), (6), (3) y (7) obtenemos los siguientes resultados:

$$\begin{aligned} H_c &= -145,33 A/m \\ H_m &= 209115,48 A/m \\ B_c &= 1,36 T \\ B_m &= 0,837 T \end{aligned}$$

El valor de B_m se considera lo suficientemente alto para considerar que no desmagnetiza. Esto se puede asumir observando el catálogo del fabricante de los anexos, donde a una temperatura de operación de 100°C, el codo de la curva se da a unos 0,6T. Por lo tanto, si en el caso más desfavorable el imán no se desmagnetiza, se considera que el imán está seguro de este fenómeno para cualquier condición. Sin embargo, conforme los imanes envejecen, su campo remanente disminuye, pudiendo acercar las anteriores operaciones a una situación peligrosa.

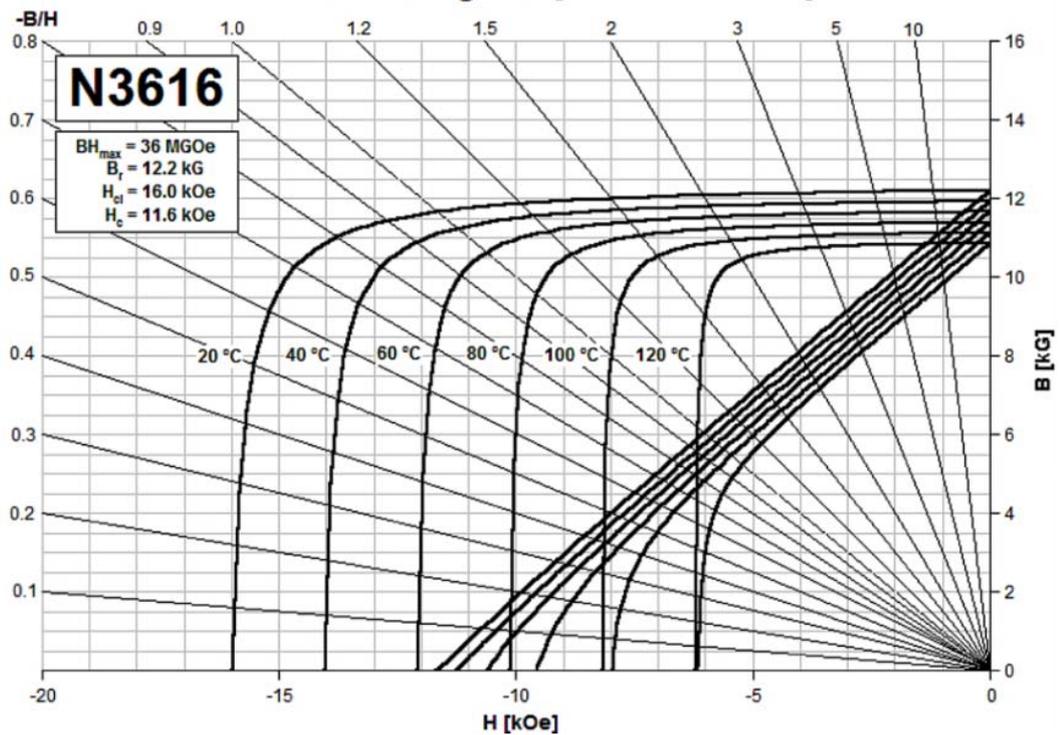


Figura 43: Curva de desmagnetización N3616

2.9. Comportamiento del generador

Esta sección estará destinada al análisis del comportamiento del generador en distintas circunstancias. Es importante conocer estos datos ya que permiten comprobar que el diseño se ha realizado correctamente. Para poder analizar estas condiciones es necesario considerar el esquema eléctrico del generador síncrono de polos lisos:

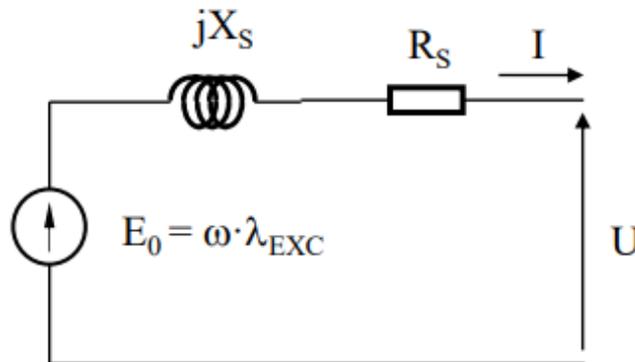


Figura 44: Esquema de la máquina síncrona de polos lisos

En este esquema el flujo de excitación es el flujo del imán, cuyo valor es constante en 1,12 pu, R_s es la resistencia del cobre cuyo valor fue calculado en la sección 2.7.1.1 en 0,0335 pu, X_s es el producto de la frecuencia eléctrica ω por la inductancia síncrona, 1,39 pu. Finalmente, U se corresponde con la tensión de la red e I la corriente que el generador entrega a la red. El producto de ambas es la potencia aparente y el desfase entre los dos fasores determinarán la potencia activa y la reactiva.

2.9.1. Condiciones nominales

Se dice que una máquina trabaja en condiciones nominales cuando está alimentada a tensión nominal a frecuencia nominal (lo que implica que el rotor de la máquina gire a la velocidad mecánica nominal), entregando la corriente nominal y por tanto la potencia nominal.

Para poder estudiar estas condiciones tenemos que suponer que la red es una fuente de tensión fija con un valor de 1 pu. Dado que la resistencia es mucho menor que la inductancia (unas cuarenta veces menor) se despreciará para los cálculos siguientes. Si imponemos que la potencia activa entregada sea 0,9 pu, los resultados obtenidos son los siguientes (los cálculos se detallan en los anexos).

Se puede comprobar que no hay ángulo posible para satisfacer estas condiciones.

Llegados a este punto, el siguiente paso es ver qué potencia se puede extraer en condiciones nominales. De nuevo se detallan los datos en los anexos y se adjuntan en la siguiente tabla:

MAGNITUD	pu	REALES
TENSIÓN	1	690 V
INTENSIDAD	1	5113 A
POTENCIA ACTIVA	0,799	4,8 MW
POTENCIA REACTIVA	-0,601	-3,67 Mvar
δ	-	81,57 °
φ	-	37,15 °

Tabla 13: Situación de condiciones nominales

De los valores de la Tabla 7 se pueden obtener importantes conclusiones.

En primer lugar, la máquina no puede trabajar a corriente y tensión nominal y dar la potencia que se había establecido en los datos de partida. En estas condiciones, el ángulo entre la tensión e_0 y u está muy cercano a los 90° críticos. Si se llega a este ángulo entre los fasores se podría producir la pérdida de sincronismo, en la cual, la máquina deja de girar a la frecuencia marcada por la red. La máquina no puede generar potencia reactiva por sí misma, lo que implicaría colocar una gran batería de condensadores para compensar este consumo o buscar otra alternativa.

Llegados a este punto, se presentan varias alternativas para estar en mejores condiciones. La primera solución que se puede adoptar es subir la tensión de alimentación a la máquina, esto es posible gracias al variador. En la Tabla 8 se adjuntan los nuevos valores para una tensión de 1,1 pu y un 1,15 pu. Es muy importante tener en cuenta la máxima tensión del variador de 800V, ya que no puede ser superada en ningún punto de operación de la máquina, de forma permanente, ya que se puede perforar el aislamiento de este.

MAGNITUD	1,1 pu	1,15 pu
POTENCIA ACTIVA	0,851 pu	0,87 pu
POTENCIA REACTIVA	-0,613 pu	-0,626 pu
δ	73,18 °	69,52 °

Tabla 14: Mejoras de las condiciones de la máquina

Se mejora sustancialmente la potencia entregada a la red cumpliendo con la potencia requerida. Recordemos que la potencia que se quería extraer era de 5MW, pero se ha diseñado para 5,5MW para ser más conservadores. La máquina sigue consumiendo reactiva, pero eso no se puede solucionar ya que es energía que se necesita para magnetizar las inductancias. Se puede ver que también se mejora el ángulo de carga, estando mucho más alejado del valor crítico que antes.

Otra opción posible es aumentar la velocidad de rotación. De esta forma aumenta el valor de la tensión e_0 y se puede obtener la potencia requerida en condiciones nominales. También se pueden combinar ambos efectos: aumentar la tensión y la velocidad del rotor. En la siguiente tabla se presenta la combinación de las tensiones de la Tabla 8 y el incremento de la velocidad de giro un 15% (13,8rpm):

MAGNITUD	u= 1,1 pu y ω = 1,15pu	u= 1,15 pu y ω = 1,15pu
POTENCIA ACTIVA	0,871 pu	0,897 pu
POTENCIA REACTIVA	-0,583 pu	-0,587 pu
δ	78,74 °	75 °

Tabla 15: Efecto combinado de tensión y frecuencia

En la Tabla 9 se puede ver el efecto conjunto de ambas opciones. Se puede observar que la potencia extraída es mayor que aumentando sólo la tensión, pero se sigue sin llegar a la requerida. El ángulo de carga vuelve a empeorar respecto a la solución anterior. Se podría optimizar la combinación de ambos métodos, pero no es el objeto del proyecto, solamente se incluyen las Tablas con los resultados para poder ver posibles soluciones que realizará el controlador. A pesar de ello, en aerogeneradores, con el fin de aumentar la vida útil, se intenta mantener la velocidad de rotación del generador lo más bajo posible.

La combinación de ambos fenómenos está muy ligada con el control en ejes dq y la teoría de vectores espaciales que se explicará en la sección 2.10 junto con su aplicación directa en aerogeneradores y la gran mejora que presentan en este ámbito.

2.9.2. Rendimiento del generador

Este apartado está destinado a calcular el rendimiento del generador en condiciones nominales. También se adjuntará la curva de rendimiento para varios estados de carga, curva de gran importancia para conocer las pérdidas de una máquina y sus características.

Para determinar el rendimiento del generador en condiciones nominales, basta con conocer la potencia que se extrae en estas condiciones, así como las pérdidas de la máquina. En la sección 2.7.1 se detallaban estas pérdidas que pueden ser mecánicas, en el cobre o en el hierro. Las pérdidas mecánicas se consideran constantes en la máquina y siempre tendrán el mismo valor para una potencia dada. Las pérdidas en el cobre dependen directamente de la corriente que circula por dicho material, que en funcionamiento nominal será de 5113A. Por último, las pérdidas en el hierro dependen

tanto de la frecuencia como de la tensión a la que se encuentra la máquina, en estas circunstancias la tensión será de 690V y pulsará a 36Hz de frecuencia eléctrica. La potencia extraída será de 4,88MW. De esta forma podemos englobar las pérdidas de la siguiente forma:

$$\begin{aligned}
 p_{mec} &= 0,0039 \text{ pu} \\
 p_{cu} &= 0,03725 \text{ pu} \\
 p_{Fe} &= 0,00758 \text{ pu} \\
 p_N &= 0,785 \text{ pu}
 \end{aligned}$$

El rendimiento en estas circunstancias se calcula según la siguiente expresión:

$$\eta = \frac{p_N}{p_N + p_{cu} + p_{Fe} + p_{mec}} * 100 = 94,15\%$$

Las máquinas de gran potencia suelen tener rendimientos teóricos que oscilan entre el 93% y el 96%, por lo que el valor obtenido se considera razonable. Dicho valor puede verse alterado en la realidad debido a factores empíricos que no se han tenido en cuenta.

Para determinar la curva de rendimiento del generador es necesario el circuito con todas las resistencias, es decir, en este caso no se puede despreciar la resistencia del hierro como en el apartado 2.9.1.

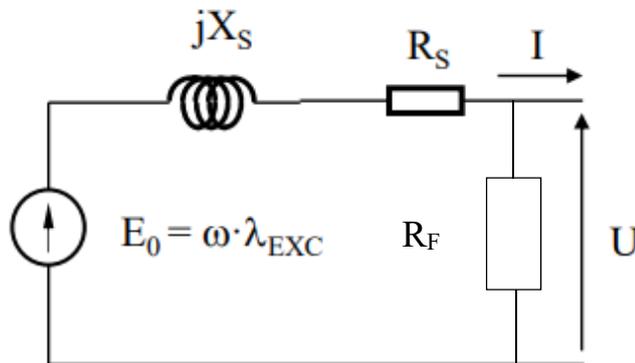


Figura 45: Esquema completo máquina síncrona de polos lisos

A continuación, se impone una carga resistiva, para mantener un $\cos\phi$ igual a la unidad y simplificar cálculos, en la red de tensión constante a 1 pu para mantener fijas las pérdidas en el hierro. Dicha carga se irá modificando para que la corriente aumente y con ellas las pérdidas en el cobre y poder tener así varios valores del rendimiento. Esta curva requiere valores variables de e_0 , valores que sólo pueden variar con la velocidad de rotación. Se supondrá que la máquina puede abarcar ese rango de velocidades, aunque para cargas elevadas supere los 1,5 pu ya que el objeto de esta curva no es comprobar el funcionamiento de la máquina sino las pérdidas que presenta. Si se realiza un ensayo similar en la realidad, se realizará hasta un rango de velocidades seguras para la máquina para evitar desgaste y roturas innecesarias. La curva de rendimiento se puede observar en la Figura 42.

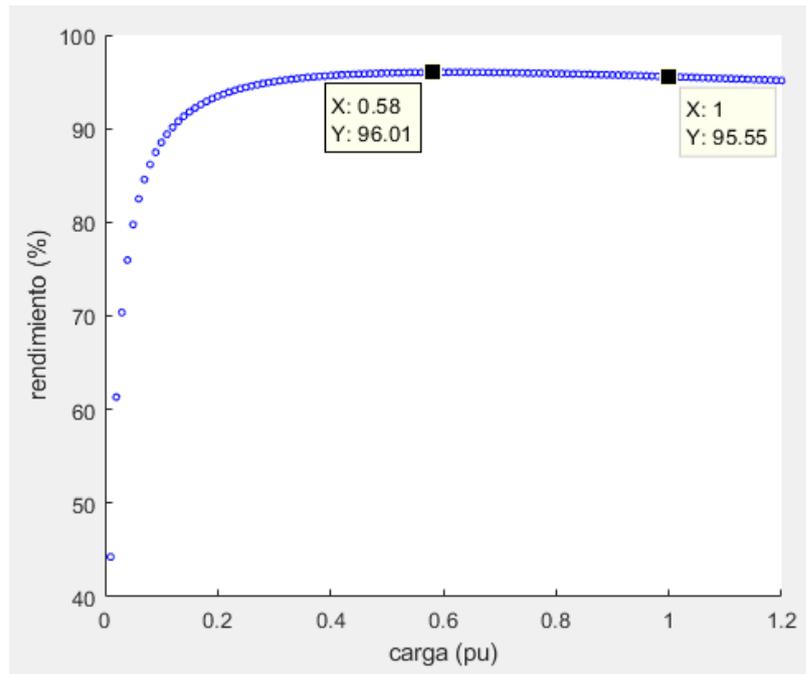


Figura 46: Curva de rendimiento del diseño

En esta figura se puede comprobar como para cargas pequeñas el rendimiento es muy bajo, eso se debe a que la potencia extraída es pequeña y a penas supera las pérdidas en el hierro y las mecánicas. Para cargas de aproximadamente 0,4 pu el rendimiento ya es elevado, superando el 90%, hasta que alcanza un máximo en aproximadamente 0,6 pu, este punto se denomina carga óptima, ya que el rendimiento de la máquina es el mayor posible. A partir de este punto las pérdidas en el cobre aumentan considerablemente, siendo comparables con la potencia entregada a la carga. Se puede observar que a la carga nominal el rendimiento es mayor que el teórico calculado, esto se debe a que en esta gráfica no se está trabajando a $\cos\phi$ nominal y se puede extraer más potencia que en la situación de condiciones nominales.

Con estos dos sencillos cálculos, el rendimiento nominal teórico y la curva de rendimiento teórica, ya queda caracterizado por completo el generador y se puede comenzar con su análisis en su implantación en el aerogenerador.

2.10. La máquina síncrona en el aerogenerador

El objeto del proyecto es implantar el alternador diseñado en un aerogenerador marino. Debido a esta finalidad se han tomado una serie de decisiones de gran relevancia como el hecho de no emplear reductora e intentar minimizar el tamaño y el peso. Al tratarse de un aerogenerador moderno, se implementarán en él las medidas que más se emplean en este ámbito en los últimos generadores diseñados y que permiten optimizar el proceso de extracción de energía.

El aerogenerador estará dispuesto de un variador que le permite realizar el control de velocidad variable. Este control permite alcanzar el máximo de potencia extraíble del viento para cada velocidad, mejorando así hasta en un 7% el rendimiento del conjunto comparándolo con un aerogenerador de velocidad fija. La explicación de esta mejora se realizará en el apartado 2.10.1, aunque no se entrará en mucho detalle en el diseño del

controlador ya que no es parte del objeto del proyecto y tampoco había en el equipo nadie dedicado a este aspecto. Podría ser interesante diseñar esta parte en algún proyecto futuro.

También incorporará un sistema de orientación, este sistema será diseñado por Javier Herrero en su proyecto, donde aquí se dará un breve esbozo. El sistema de orientación permite posicionar el área de captación perpendicular al viento para aumentar la potencia extraída. En lo que sigue de proyecto, se analizarán situaciones donde el viento permanece constante en su dirección y no es preciso rotar la góndola para orientarlo.

Por último, también está dotado de un sistema de ángulo variable. Este sistema permite que las palas roten sobre su eje para cambiar la incidencia del viento sobre su geometría y así variar la sustentación y modificar el C_p del aerogenerador, permitiendo así un control de potencia preciso manteniendo la velocidad de rotación y el par de la máquina constantes. A una dirección de viento fija, se alternan los controladores del pitch o paso y el de velocidad que regula las corrientes por la máquina en función de la zona de trabajo donde se encuentren.

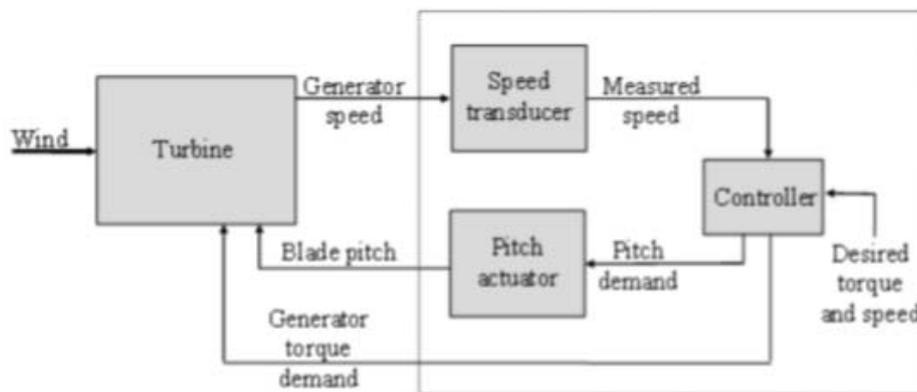


Figura 47: Control de par y de paso

En esta Figura se puede ver claramente el funcionamiento del control del aerogenerador. A una velocidad de viento le corresponderá un par, esto se explicará más adelante, el controlador compara esa velocidad de rotación ajustada a la de viento y el par recibido con esos mismos parámetros programados para condiciones nominales. Cuando ambos están en el punto de funcionamiento nominal, el variador cambia la estrategia de control dejando fija la corriente de control de par y accionando el control de paso para modificar la geometría de la pala vista por el viento. Se volverá a este aspecto más adelante.

2.10.1. La máquina de imanes permanentes en ejes dq

El campo magnético de entrehierro se considera que sigue una distribución sinusoidal, como hemos podido comprobar, en la realidad esto no es cierto, por lo que se tomará su valor de pico de primer armónico, como hemos hecho hasta ahora. Una forma de representar dicho campo es mediante líneas que representen su dirección y su módulo, otra, mediante una elipse que apunte en la misma dirección, sin embargo, la forma más potente de representarlo es con un vector espacial cuyo módulo es el máximo del campo B y cuyo sentido apunte hacia dicho máximo. En el caso de nuestro diseño el vector espacial B tendrá un módulo de $0,8097T$ y apuntará en la dirección de los polos norte, como el rotor va girando, este vector girará solidario a él, siendo importante la variación

del ángulo en función del tiempo, que viene dado por la velocidad de rotación de este. Aunque las bobinas del estator estén fijas, al estar desfasadas entre sí 120° en el espacio, la suma de los tres campos magnéticos, uno por fase, resulta en un vector espacial de módulo constante que rota en la misma dirección del rotor y a su misma velocidad por tratarse de una máquina síncrona.

Aplicando la ley de Faraday, donde se define la tensión como la derivada del flujo, se tiene que:

$$\vec{v}(t) = \frac{d}{dt} \vec{\lambda}(t)$$

Pero como hemos dicho que el flujo se considera un vector espacial, al derivar la expresión anterior, deberá hacerse vectorialmente y no de manera escalar, por lo que el vector tensión tendrá dos componentes, una en el eje del flujo correspondiente a la variación del módulo, y otra en la perpendicular correspondiente al cambio de dirección (esta derivada es análoga a la de la velocidad y la aceleración en una curva):

$$\vec{v}(t) = \dot{\lambda}(t) + j * \omega * \vec{\lambda}(t)$$

Donde el primer término sólo aparecerá en regímenes transitorios cuando el flujo varíe, y el segundo estará siempre y será la única componente existente en el régimen permanente. Antes de continuar con la explicación se considerará que el sistema, al estar alimentado a tres hilos, se supondrá equilibrado y por tanto la componente homopolar será igual a cero. Si las tres tensiones son sinusoidales, equilibradas y desfasadas 120°, el vector espacial describirá una circunferencia.

Los vectores espaciales se pueden transcribir en dos sistemas de coordenadas, el sistema DQ fijo al espacio y el dq móvil. Para pasar las tres tensiones al sistema móvil, primero es necesario referirlo al sistema fijo. Esto es, para cada instante de tiempo, las tres tensiones v_a , v_b , y v_c (los ejes de cada componente están orientados según el eje de la bobina que genera la fase) tendrán un valor distinto, y también lo tendrá, las componentes v_D y v_Q . Este cambio de coordenadas se hace con la transformación de Clark:

$$\begin{Bmatrix} v_D \\ v_Q \\ v_0 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 2/3 & -1/3 & -1/3 \\ 0 & 1/\sqrt{3} & -1/\sqrt{3} \\ 1/3 & 1/3 & 1/3 \end{Bmatrix} * \begin{Bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{Bmatrix}$$

Esta transformada se puede aplicar a cualquier función: intensidad, flujo, campo magnético... Si se quiere realizar la operación inversa basta con emplear la inversa de la matriz de Clark para realizar la conversión contraria. Como se ha indicado previamente, si el sistema es equilibrado a tres hilos, la componente homopolar de cualquier parámetro del circuito será cero.

El siguiente paso será cambiar las coordenadas de un sistema DQ fijo al dq móvil, esto se hace con una matriz de paso que necesita el ángulo entre ambos sistemas en cada instante de tiempo.

$$\begin{Bmatrix} v_d \\ v_q \\ v_0 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \cos\alpha & \sin\alpha & 0 \\ -\sin\alpha & \cos\alpha & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{Bmatrix} * \begin{Bmatrix} v_D \\ v_Q \\ v_0 \end{Bmatrix}$$

De nuevo la componente homopolar será cero. La operación directa realizando el producto de las dos matrices para pasar de las tres tensiones de fase al sistema dq móvil recibe el nombre de transformada de Park. Como el sistema dq gira con el sistema de flujos, en régimen permanente las proyecciones sobre estos ejes serán constantes, pero cambiará su proyección sobre los ejes DQ fijos al depender del ángulo que forman ambos sistemas de coordenadas en cada instante de tiempo. Dicho ángulo es función de la velocidad de rotación del sistema dq y del tiempo.

Una vez explicada la teoría básica, se presentan a continuación la representación en ejes dq de una máquina síncrona, donde el eje d está orientado en la dirección del flujo, sistema de excitación del rotor, y el eje q será perpendicular a este.

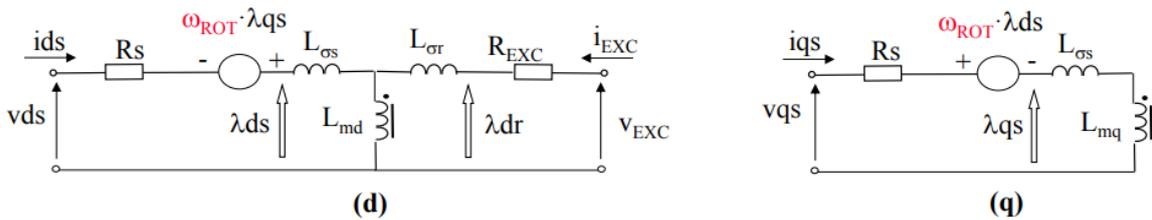


Figura 48: Representación en ejes dq de la máquina síncrona

Es importante tener en cuenta que la velocidad de las fuentes de tensión ω_{ROT} , es la velocidad angular del sistema móvil ya que es la velocidad a la cual se desplazará el estator si el observador se mueve solidario a los ejes dq. Los distintos flujos son los flujos en cada eje vistos tanto por el rotor, sufijo r, como por el estator, sufijo s. Si se trata de una máquina de polos lisos, las inductancias de dispersión serán iguales y por tanto la inductancia total en cada eje será la misma. Nótese la presencia de la corriente de excitación.

Sin embargo, este no es nuestro tipo de máquina, nuestra máquina es una máquina de imanes permanentes donde la excitación es constante. La máquina de imanes permanentes es un caso particular de la Figura 44 donde la i_{EXC} es un valor ficticio constante que viene del flujo de los imanes. Con estas consideraciones, se presenta en la Figura 45 el esquema en ejes dq de una máquina de imanes permanentes.

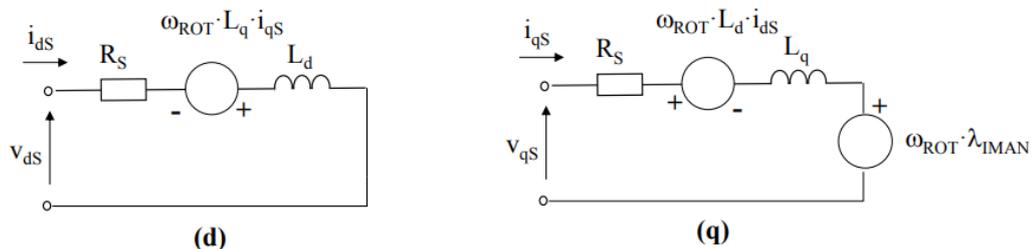


Figura 49: Representación en ejes dq de una máquina síncrona de imanes permanentes

En este esquema tenemos todos los parámetros ya que son el fruto del diseño que se ha realizado a lo largo de todo el proyecto. Tenemos así:

$$\begin{aligned}
 L_d &= L_q = 1,39 \text{ pu} \\
 r_s &= 0,0335 \text{ pu} \\
 \lambda_{iman} &= 1,12 \text{ pu}
 \end{aligned}$$

La enorme ventaja de este sistema es que permite resolver ambos circuitos como si fuesen en continua ya que se representa así la proyección del vector espacial que dará lugar al fasor en ambos ejes. En régimen permanente las bobinas no inducen tensión, pero sí sirven para representar el flujo, en cambio en los transitorios sí presentan una tensión que hay que tener en cuenta. Las ecuaciones de las tensiones son:

$$v_d = i_d * r_s - \omega_{ROT} * L_q * i_q + L_d * \frac{d}{dt} i_d$$

$$v_q = i_q * r_s + \omega_{ROT} * L_d * i_d + \omega_{ROT} * \lambda_{iman} + L_q * \frac{d}{dt} i_q$$

Y donde los flujos serán:

$$\lambda_d = L_d * i_d + \lambda_{iman}$$

$$\lambda_q = L_q * i_q$$

Sin perder de vista que:

$$\lambda = \frac{v}{\omega}$$

Cabe destacar que el término de v_q , $\omega_{ROT} * \lambda_{iman}$, se corresponde con la tensión generada por el rotor vista por el estator, es decir, la tensión e_0 del esquema original. Esto implica que dicha tensión estará siempre en el eje q, por lo que el ángulo de carga se obtiene directamente del ángulo de la tensión en bornes de la máquina, el vector formado por v_d y v_q , con dicho eje.

Esta representación no sólo nos permite determinar tensiones y flujos, también nos permite determinar la potencia. Si nos fijamos en las fuentes de tensión, y sabiendo que la potencia es tensión por corriente, obtenemos la siguiente expresión:

$$p = \omega * (i_q * \lambda_{iman} + (L_q - L_d) * i_d * i_q)$$

Sabiendo que la potencia se define como el par por la velocidad angular y que en máquinas de polos lisos las inductancias son iguales, se obtiene la siguiente expresión para el par de la máquina:

$$m = i_q * \lambda_{iman}$$

Expresión de gran utilidad ya que permitirá realizar los controles de par requeridos para la aplicación del generador diseñado. Todos estos cálculos se pueden realizar en magnitudes reales o unitarias, pero se suelen realizar en unitarias ya que simplifican enormemente los cálculos.

2.10.2. Control en ejes dq de la máquina síncrona

Lo más interesante de los ejes dq es su aplicación para el control de los diferentes parámetros. Esto se realiza con un sistema de control vectorial que según unas especificaciones de referencia que el sistema debe alcanzar y la estrategia de control adicional, se pueden suplir las condiciones deseadas y obtener otras ventajas como por

ejemplo maximizar el rendimiento, mantener la corriente de alimentación por debajo del límite, etc.

El esquema de control que suele seguir toda máquina síncrona para control de par para un aerogenerador es el que sigue:

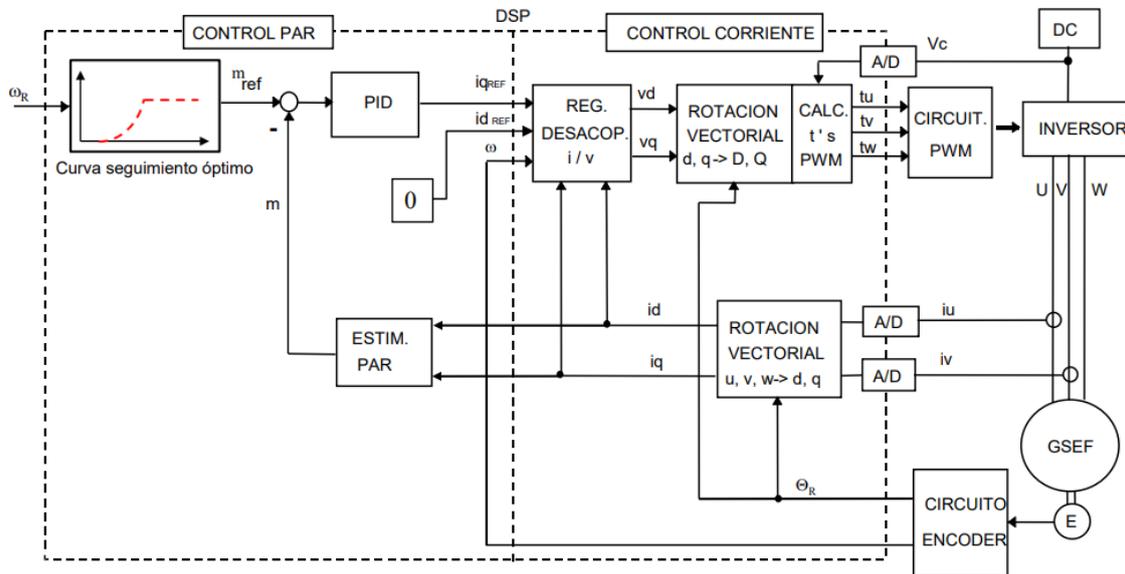


Figura 50: Control de par para un aerogenerador

La primera parte del control, curva de seguimiento óptimo se verá en el apartado 2.10.3 con más detalle, pero por ahora se dirá que a cada velocidad de rotor requerida le corresponde un par asociado. El par de referencia que viene dado por el viento y la situación en que estemos, se compara con el par que está dando en cada instante la máquina, con la corriente en eje q y el flujo del imán. Este error se introduce en un PID, cuyos valores pueden ser calculados con Bladed, y tras esta operación obtenemos la i_q que necesitamos conseguir para alcanzar dicho par. El control de i_d dependerá de las estrategias adicionales que queramos conseguir, en este ejemplo se ha establecido i_d igual a cero para no comprometer a los imanes, pero en nuestro caso no será así.

Las referencias establecidas y las magnitudes reales van al regulador de desacoplo, este bloque permite desacoplar las ecuaciones en los ejes d y q para así poder establecer las tensiones de alimentación en dichos ejes. Estas tensiones pasan por la transformada de Park que determina las tensiones en las tres fases y con ellas a un PWM que alimentará al generador a través del inversor. El inversor estará conectado a la red como se indicará en el apartado siguiente.

Con las tensiones establecidas de alimentación al generador se regulan las corrientes en ambos ejes para obtener la potencia activa deseada. Se inicia así un proceso cíclico hasta que el par dado por la máquina coincide con el par de referencia fijado por el viento, momento en el que se dejan de modificar los parámetros hasta que vuelva a cambiar el viento.

En el caso de que se quiera obtener la potencia de 0,9 a velocidad nominal, y estableciendo de condición adicional que la corriente siempre será 1 pu (cabe destacar que la corriente máxima que admite la máquina al tener una sección mayor de cobre que la requerida la corriente de 1 pu) los resultados obtenidos son:

MAGNITUD	VALOR EN UNITARIAS	VALOR EN REALES
i_d	-0,8014	-
i_q	-0,5981	-
i	1	5113,41 A
v_d	1,114	-
v_q	0,292	-
v	1,15	794,55 V
m	-0,9	-4376,79 kNm
p	-0,9	-5,5 MW
q	0,718	4,389 Mvar
δ	-	75,33°

Tabla 16: Valores con control vectorial

Como se ha tomado criterio motor, el signo negativo indica generación y el positivo consumo. Se puede comprobar que podemos obtener la potencia requerida a la velocidad nominal y corriente nominal, aumentando la tensión y el consumo de reactiva. También se aprecia una mejoría en el ángulo de carga alejándonos de la zona de riesgo. La tensión de alimentación sigue siendo menor que la máxima dada por el variador por lo que estas condiciones de trabajo son posibles y adecuadas.

Con el diseño realizado, no se puede trabajar a i_d igual a cero ya que la tensión aumentaría hasta 1,5 pu, mucho mayor que la nominal del variador. Esto puede ser un punto en contra en la vida útil de los imanes ya que estarán siempre trabajando a una intensidad que genera un campo magnético en contra de estos.

2.10.3. Control del aerogenerador

En este apartado se hará un breve esbozo al sistema de control del aerogenerador tanto en el lado de la máquina como en el lado de la red. No se entrará en mucha profundidad ya que no es el objeto del proyecto y hay tesis y proyectos enteros dedicados a este tema y no se pueden tocar todos los aspectos en un único apartado.

En primer lugar, se incluirán algunos datos útiles del generador:

DATO	VALOR
λ	8,8
C_p	0,47
Radio del rotor aerodinámico	63 m
Altura del buje	92 m

Tabla 17: Datos aerogenerador

La velocidad específica λ se calcula como el cociente de la velocidad de punta de pala (velocidad de rotación por el radio) entre la velocidad del viento a altura de buje y C_p es función de λ y la geometría de la pala. Los valores indicados son valores típicos para aerogeneradores modernos.

El primer paso es determinar el rango de velocidades de funcionamiento del sistema. En nuestro caso particular se conectará el generador a una velocidad de unas 6rpm, su velocidad nominal de trabajo estará fijada a 12rpm y podrá funcionar hasta unas

velocidades de entre 18 y 21rpm, velocidades a partir de las cuales se desconectará y se iniciará su parada mecánica.

Una vez se conocen estos datos, se recurre a la gráfica característica que relaciona el par con las revoluciones por minuto en los aerogeneradores:

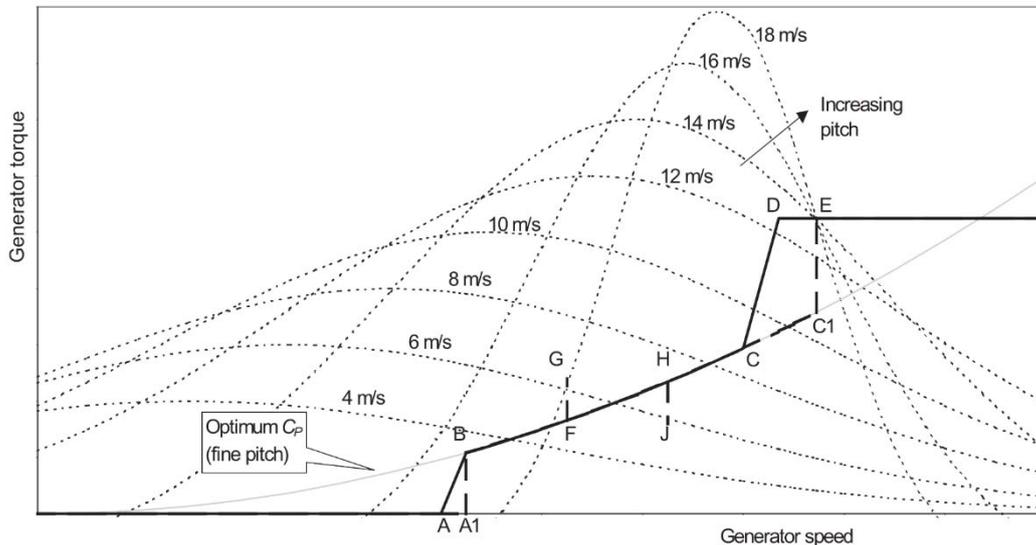


Figura 51: Relación par velocidad del generador [BURT01]

En esta Figura se puede observar el comportamiento del generador en distintas situaciones. Cuando se alcanza una velocidad de viento suficiente se arranca el generador. Su velocidad de rotación irá aumentando hasta alcanzar el valor de velocidad específica óptimo, punto B. Esto se alcanza para las 6rpm a un valor de velocidad de viento de aproximadamente 4,49m/s. A partir de entonces se seguirá la curva de C_p óptimo (0,47) haciendo variar la velocidad de rotación según la velocidad del viento. Cuando nos aproximamos a la velocidad de 12rpm (a algo menos de 8,5m/s de velocidad de viento) nominales salimos de la curva óptima para alcanzar el par nominal en D para luego aumentar la velocidad a par constante hasta E. Este es el punto de potencia nominal de 5,5MW y se quedará en ese punto ya que se modificará el paso de pala para realizar el control de potencia. La línea horizontal que sigue a este punto indica que en determinados transitorios se puede mantener el par (por razones mecánicas) y aumentar la velocidad de rotación para extraer más potencia. Esta estrategia tiene ventajas como mayores ingresos por generar más potencia. Pero se suele evitar ya que aumentar la velocidad de rotación afecta a los cojinetes disminuyendo la vida útil del aerogenerador, hecho poco deseable. Por este motivo hay que diseñar y pensar con cuidado en qué situaciones se quiere generar más potencia de la nominal.

Las líneas verticales (A1-B y C1-E) se emplean cuando el PID es lo suficientemente rápido como para responder siguiendo rectas prácticamente verticales. Pero la mayoría de los aerogeneradores no emplean esta estrategia por requerir PID muy específicos y por tanto más caros.

Todas estas cargas que llegan a la máquina deben ser determinadas de forma precisa, para documentarse acerca del cálculo de dichas cargas se puede consultar el proyecto de Carlos Escribano “Determinación de las Cargas Aerodinámicas en el Generador de una Turbina Eólica Marina”.

En la Figura 47 vemos la relación existente entre el par y la velocidad de rotación del rotor, esta gráfica es la que se le programará al controlador en el inicio del proceso indicado en 2.10.2. Para poder determinar dicha relación primero habrá que incluir la gráfica que relacione la velocidad de viento a altura de buje y la angular de la máquina, esto se indica en una gráfica muy simple en la Figura 48:

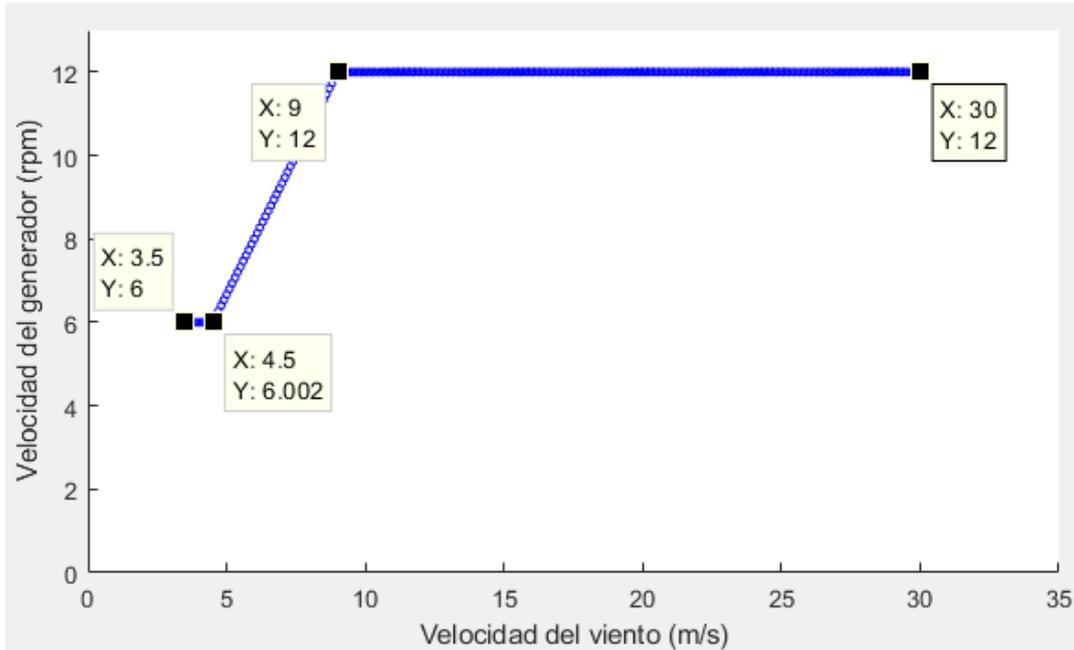


Figura 52: Velocidad de rotación frente a velocidad del viento

En el primer tramo horizontal se impide que la velocidad del rotor supere los 6rpm con un control de velocidad y el de par asociado (Figura 46). Cuando la velocidad del viento aumenta, lo que ocurre es que el par del viento aumenta con ella, siendo el par generador mayor que el resistente, esto hace que el generador se acelere. Al acelerarse el generador, cambian λ y C_p , haciendo que el par recorra la curva de velocidad constante (estas curvas se pueden apreciar en la Figura 47). Pero, por otra parte, el par resistente no está quieto, el control programado hace que dicho par siga su propia curva, el tramo B-C de la Figura 47, aumentando la corriente en eje q. Cuando ambos pares llegan al punto de corte de ambas curvas se igualan, y por tanto no hay más aceleración, llegando así a un equilibrio en el que el par de referencia (el generador) coincide con el del generador (resistente), permaneciendo en este punto hasta que el viento vuelve a cambiar. En el último tramo horizontal se realiza el control de paso empeorando C_p hasta que se llega a una velocidad de riesgo establecida en 30m/s, velocidad en la que el ángulo llega a su máximo y se complementa la parada con un freno mecánico.

La gráfica de la potencia extraída de nuestro generador en concreto se indica en la Figura 49:

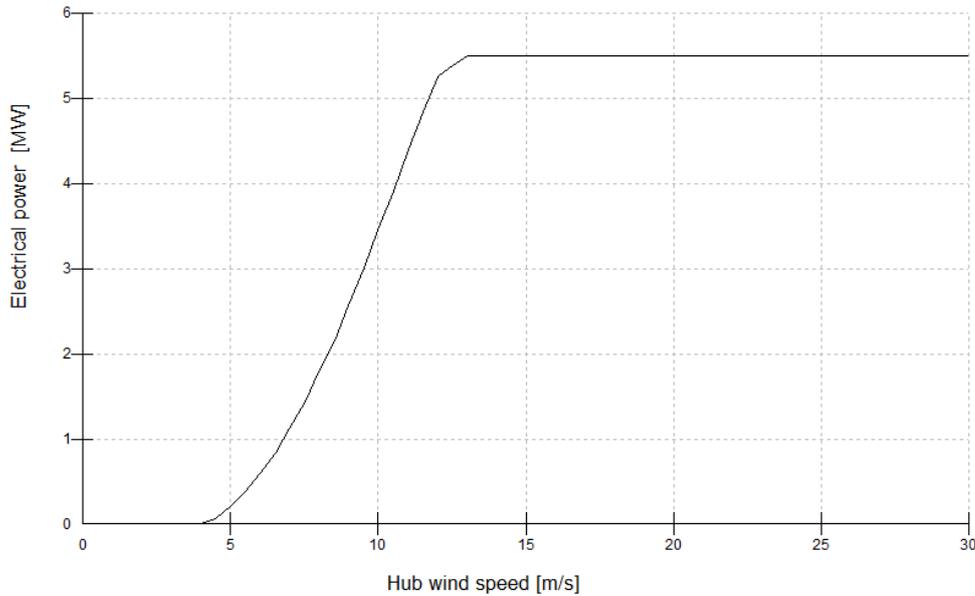


Figura 53: Curva característica aerogenerador

Hasta aquí se explicará del control del aerogenerador, pero hay que tener en cuenta que este no es el único control existente en estos accionamientos, se ha de realizar otro control en el lado de la red.

El control de la red se encarga de regular tanto la tensión del nudo para evitar inestabilidades, como la potencia reactiva enviada (o consumida) a la red. La potencia activa queda limitada por el control de par ya explicado y la máxima extraíble del viento, pero se puede limitar la potencia reactiva alterando las corrientes en ejes dq para adaptarla en función de los requerimientos de la red en cada momento. Esto se muestra en la Figura 50:

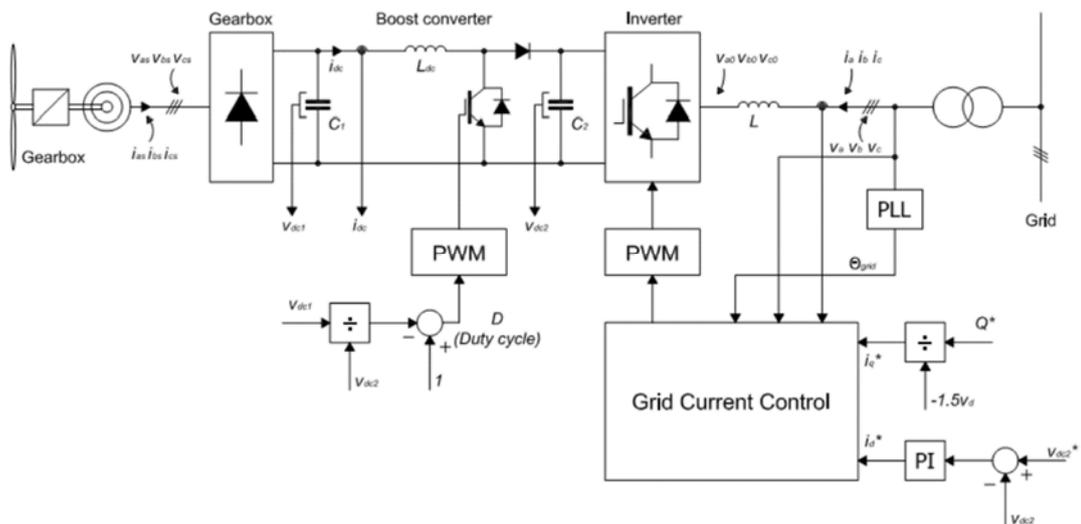


Figura 54: Control completo de un aerogenerador [FRE90]

En este esquema se puede comprobar como el regulador del aerogenerador (Gearbox) se encarga de establecer tanto las corrientes como las tensiones a partir de la tensión del bus de continua v_{dc1} . Esta parte del control es la que ya se ha explicado y es la que actúa directamente sobre el generador. En el circuito de continua, nos encontramos a continuación una serie de transistores sobre los que actúa un PWM según la relación entre

los buses de continua de la red y del generador. Esta etapa permite desacoplar ambas tensiones con el duty cycle, tiempo de conmutación, para poder cumplir simultáneamente los requisitos de extraer la potencia máxima del viento y cumplir con los requisitos de la red.

El segundo bus de continua, V_{dc2} , se encarga de mantener la tensión en la red y el flujo de reactiva. Como se puede observar, la tensión se regula con la referencia de tensión (dictada por la situación de la red), y la referencia de reactiva. Con el tiempo de conmutación se puede establecer dicha tensión en función de la tensión en bornes del generador. En la etapa final del control se ajustan las corrientes en ambos ejes para establecer la potencia activa, reactiva y la tensión que debe aportar ese nudo para garantizar la estabilidad del sistema y minimizar las intermitencias propias de este tipo de energía renovable.

2.11.Optimizaciones de diseño

En esta sección se va a tratar de solucionar algunos de los problemas presentados anteriormente como el hecho de que el generador no sea capaz de generar la potencia requerida en régimen permanente a la velocidad nominal de 12rpm. Primero se planteará una solución que requiere un estudio exhaustivo, pero se puede contemplar, y luego se presentarán mejoras de diseño del generador planteado a lo largo de todo el proyecto.

2.11.1. Generador de imanes permanentes interiores

El funcionamiento de este tipo de máquina es exactamente análogo al de los imanes superficiales. Sin embargo, presenta algunas características en los que ambos diseños difieren y que deben ser tenidas en cuenta para garantizar su adecuada implementación.

El primer aspecto que hay que analizar es el campo de entrehierro y la tensión inducida por espira. Es lógico pensar que los imanes al estar insertos en el propio yugo del rotor, más fácil será la dispersión por el mismo y menos parte del flujo irá al estator a inducir tensión útil para el funcionamiento de la máquina. Esto se puede apreciar en una nueva simulación con AGROS-2D en la Figura 51.

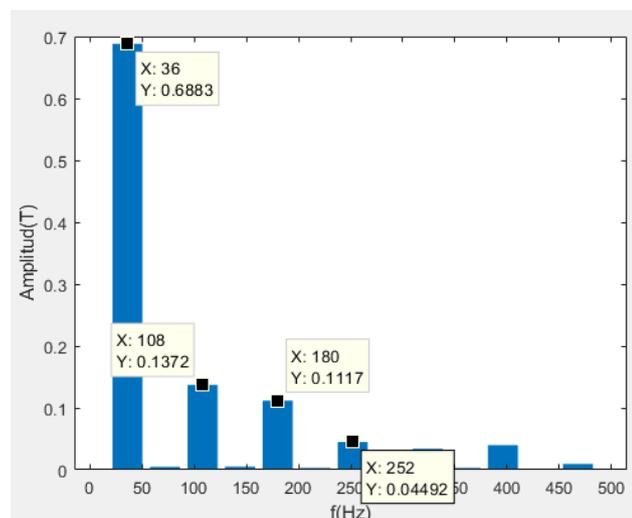


Figura 55: Contenido armónico del campo magnético de entrehierro con imanes interiores

Se puede apreciar claramente que el valor de primer armónico disminuye considerablemente respecto a la distribución superficial. También se incrementan los armónicos superiores una cantidad considerable. El hecho de que el valor de primer armónico sea menor hace necesario el empleo de los llamados concentradores de flujo. Estos elementos permiten que el flujo se disperse lo menos posible y permanezca perpendicular a la superficie del imán. Estos concentradores de flujo encarecen el diseño de la máquina tanto en el material activo como la manufacturación de la misma. Este aspecto implica también un rediseño del devanado del estator, ramas en paralelo y vueltas por espira, para maximizar la tensión inducida respetando los límites dados por el variador.

Sin embargo, esta configuración presenta una importante ventaja: el entrehierro varía según la dirección que se tome, haciendo así que la inductancia en ejes dq no coincida. Como se vio en el apartado 2.10.1, la diferencia entre las inductancias afecta directamente al par, pudiendo aprovechar dicha diferencia en lo que se llama par de reluctancia:

$$m = \lambda_{iman} * i_q + (L_q - L_d) * i_d * i_q$$

Esta expresión muestra que para el mismo flujo del imán se puede obtener más par debido a la diferencia de inductancias citada. Esto supone que empleando los concentradores de flujo y reduciendo el material magnético se obtendrá menor tensión de vacío, pero se aumentará el par dado por la máquina aumentando así su potencia.

El principal problema es que estas máquinas son especialmente útiles en accionamientos que van a altas revoluciones, ya que la velocidad máxima del mismo es mayor que en imanes superficiales y pueden mantener mayor par durante un mayor rango de velocidades. Además, como ya se ha comentado, se busca que los aerogeneradores que vayan lo menos revolucionados posible para aumentar la vida útil del conjunto.

En conclusión, la configuración de los imanes insertados en el rotor es una buena solución para mantener el mismo par reduciendo gastos en imanes a unas velocidades mayores que otras máquinas. Esto se debe a que el debilitamiento de campo decae más lentamente. Sin embargo, presentan dificultades constructivas que pueden encarecer el proceso completo y el precio final del aerogenerador. Además, se suelen emplear en mecanismos más revolucionados como coches eléctricos, donde es muy útil mantener el par a altas revoluciones. Todas estas ventajas e inconvenientes deben ser tenidos en cuenta en su conjunto para escoger el diseño óptimo que encuentre un equilibrio entre avances técnicos y costes totales.

2.11.2. Incremento de la potencia activa

En esta parte de optimización se van a estudiar las distintas alternativas para aumentar la potencia activa que puede proporcionar la máquina. Es un aspecto de gran importancia ya que es uno de los factores de mayor importancia a la hora de elegir entre varios diseños de generadores.

La expresión de la potencia extraída por una máquina síncrona de polos lisos es:

$$p = \frac{e_0 * u}{x_s} * \sin\delta$$

De aquí se puede deducir que los elementos que intervienen directamente en la potencia activa de la máquina son: la tensión de vacío a una velocidad dada, la tensión en bornes de la máquina, la reactancia síncrona y el ángulo de carga. Este último es función de las otras tres, por lo que cualquier cambio en ellas se verá reflejado en dicho ángulo y viceversa. La tensión e_0 se ha diseñado para poder alcanzar el máximo posible con los imanes del rotor y la disposición de las bobinas, por lo que no se puede modificar el flujo de los imanes (1,12pu). Por este motivo, la optimización del diseño aumentando la potencia activa dada por la máquina se hará reduciendo la inductancia síncrona.

En el apartado 2.7.2.2, cálculo de la inductancia de dispersión, se pueden apreciar los parámetros de los cuáles depende dicha inductancia. Los que más relevancia tienen son los que están relacionados con la geometría de la cabeza del diente y de la ranura. Con las expresiones determinadas en dicho apartado, se comprueba fácilmente que, si las ranuras son abiertas, la inductancia de dispersión es menor. Sin embargo, este tipo de ranuras presentan problemas como una reducción del valor de pico de primer armónico del campo de entrehierro, así como el incremento del valor de pico de armónicos superiores. Todo esto se puede comprobar en las Figuras 51 y 52:

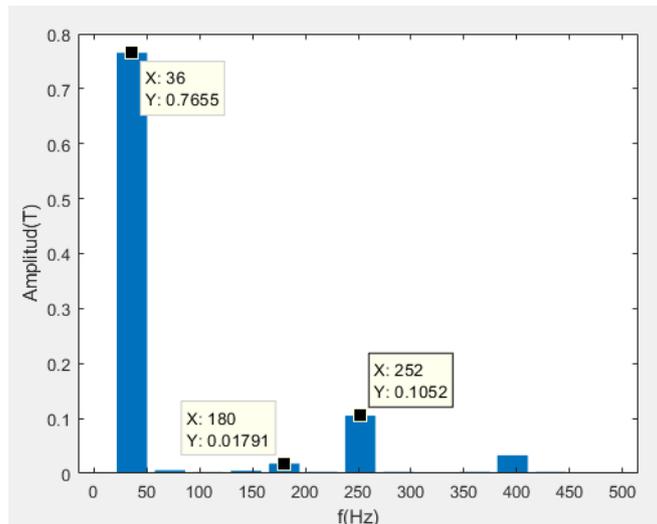


Figura 56: Campo de entrehierro con ranuras abiertas

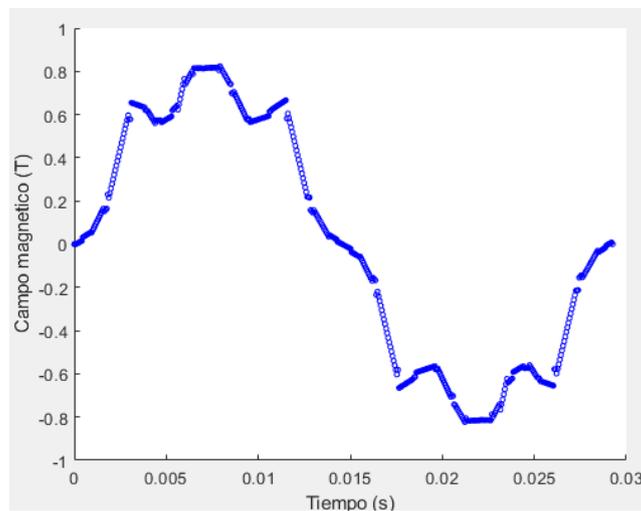


Figura 57: Distribución del campo en el entrehierro

En la segunda Figura se puede observar que el campo es más intenso en las ranuras, y sobre todo más intenso en la ranura central, donde el fenómeno de dispersión apenas tiene relevancia.

La optimización del tipo de ranuras requiere un estudio muy amplio y se emplean programas que aplican el análisis de elementos finitos para su resolución. Dichas simulaciones son objeto de tesis enteras, por lo que no se pueden estudiar con suficiente profundidad en este proyecto. De esta forma, la solución que se adoptará será la de seguir empleando la geometría propuestas realizando modificaciones sobre ellas para poder reducir lo más posible dicha inductancia.

Las inductancias que más fácilmente pueden ser modificadas son: la inductancia de dispersión de ranura y la inductancia de dispersión de dientes. La segunda está influenciada por la altura del entrehierro y la apertura de las ranuras, parámetros que se van a mantener constantes debido a aspectos comentados a lo largo del documento. Por este motivo se tratará de reducir la inductancia de dispersión de ranura alterando la geometría de esta.

La expresión de la inductancia depende directamente de la permeancia de ranura, que a su vez depende de las alturas dadas en la cabeza del diente:

$$\lambda_u = k_1 * \frac{h_4}{3 * b_4} + k_2 * \left(\frac{h_3}{b_4} + \frac{h_1}{b_1} + \frac{h_2}{b_4 - b_1} * \ln \left(\frac{b_4}{b_1} \right) \right)$$

Si modificamos las diferentes alturas, alteramos el valor de dicha permeancia. Como se ha comentado, la optimización óptima del tipo de ranura requiere simulaciones con programas concretos, por lo que se tomará una solución lógica pero que puede no ser la óptima. Dicha solución será reducir las alturas de h_1 , h_2 , y h_3 a 1mm. La altura h_4 no se puede modificar ya que es la que garantiza que pueda circular la corriente nominal por el devanado del estator. De esta forma la nueva permeancia resultaría:

$$\lambda_u = 2,73$$

Y la nueva inductancia:

$$L_u = \frac{4 * m}{Q} * \mu_0 * N_s^2 * L * \lambda_u = 0,257 \text{ mH} \rightarrow 0,747 \text{ pu}$$

Quedando así la nueva inductancia síncrona:

$$L_s = 1,08 \text{ pu} < 1,39 \text{ pu}$$

Dicho valor permite mejorar las condiciones de funcionamiento del generador y sigue garantizando que los imanes no desmagnetizan en caso de cortocircuito trifásico franco:

$$\begin{aligned} H_c &= -153,36 \text{ A/m} \\ H_m &= 269029,28 \text{ A/m} \\ B_c &= 1,44 \text{ T} \\ B_m &= 0,762 \text{ T} \end{aligned}$$

Con todo ello se considera un valor razonable y adecuado donde la nueva altura de ranura es de 75mm, lo cual también reduce el coste de material activo al disponer de menos kilogramos de acero al silicio.

2.11.3. Funcionamiento con el diseño optimizado

Una vez se ha modificado el valor de la inductancia, se comprobará que efectivamente las condiciones de trabajo son mejores que con el diseño inicial. Los cálculos se detallan en los anexos y se incluirán en la siguiente tabla:

MAGNITUD	pu	REALES
TENSIÓN	1	690 V
INTENSIDAD	0,987	5046,86 A
POTENCIA ACTIVA	0,9	5,5 MW
POTENCIA REACTIVA	-0,405	-2,48 Mvar
δ	-	59,94 °
φ	-	24,23 °

Tabla 18: Condiciones de trabajo requeridas

Comprobamos ahora que la máquina es de más potencia pudiendo generar la potencia requerida a menor corriente de la nominal. En magnitudes unitarias se han tomado de bases las de las condiciones iniciales. El hecho de que la corriente sea menos que 1pu indica que en condiciones nominales la máquina genera más potencia que la requerida, como se puede apreciar en la Tabla 13. La optimización aparte de incrementar la potencia activa permite trabajar a unos ángulos de carga mucho más estables y alejados del crítico a 90°. Este hecho también indica que en algunos transitorios en los que se quiera dar mayor potencia se puede conseguir con el diseño optimizado ya que permite trabajar en regiones estables y satisfacer las condiciones que se le pidan a la máquina. Sin embargo, seguimos encontrando el mismo problema de que la máquina es incapaz de generar potencia reactiva.

MAGNITUD	pu	REALES
TENSIÓN	1	690 V
INTENSIDAD	1	5246,36 A
POTENCIA ACTIVA	0,899	5,64 MW
POTENCIA REACTIVA	-0,436	-2,73 Mvar
δ	-	62,6 °
φ	-	28,86 °

Tabla 19: Condiciones nominales del diseño optimizado

La Tabla 13 se ha obtenido tomando como bases las nuevas de la máquina donde la corriente nominal es la máxima dada en régimen permanente, esta corriente es mayor que las bases iniciales ya que la sección de cobre es mayor que la necesaria. La potencia activa nominal es mayor que la requerida en régimen permanente de 5,5MW, por lo que se puede emplear perfectamente en estas condiciones y aprovechar mejor los transitorios de viento que se presenten pudiendo extraer mayor potencia. Las bases tomadas para realizar esta tabla son distintas a las tomadas para el resto del proyecto. En esta tabla se han tomado bases de la máquina y en el resto de las tablas bases de la red con las condiciones de partida. A pesar de que se cumplen los requerimientos, se puede observar como el hecho de que en las máquinas de imanes permanentes no se pueda modificar el valor del flujo

de excitación, hay restricciones en algunos parámetros como el ángulo de carga, que, aunque está suficientemente alejado del crítico en los casos propuestos, para algunos profesionales no sería suficiente ya que imponen el límite en 45° . Para el destino de la instalación de la máquina se considera un diseño adecuado.

Con el control en ejes dq del diseño optimizado donde se extrae la potencia de 5,5MW a velocidad nominal se puede establecer de condición adicional minimizar el ángulo de carga respetando los límites de tensión máxima:

MAGNITUD	VALOR EN UNITARIAS	VALOR EN REALES
i_d	-0,248	-
i_q	-0,791	-
i	0,828	4349,05 A
v_d	0,791	-
v_q	0,848	-
v	1,159	800 V
m	-0,877	-4376,79 kNm
p	-0,877	-5,5 MW
q	0,415	-2,6 Mvar
δ	-	43°

Tabla 20: Control en ejes dq minimizando el ángulo de carga

Con este control garantizamos que la potencia que se extrae es la impuesta para el régimen permanente. La corriente está por debajo de la nominal y la máxima admisible mientras que la tensión se lleva al límite del variador. Las bases para esta tabla son las de la máquina.

2.11.4. Par dado por la máquina

Una vez conocidos los nuevos parámetros de la máquina, estamos en condiciones de poder determinar si el generador en verdad es capaz de dar el par que se supone que tiene que dar. Este punto es de gran importancia ya que en caso de que no sea capaz habrá que cambiar una serie de elementos de la máquina para garantizar dicho par resistente que se opone al viento e impide que las aspas de aceleren infinitamente.

Las fuerzas que experimenta el rotor de la máquina (F_p) se presentan en la Figura 54. Dichas fuerzas se pueden descomponer en fuerzas tangenciales (F_{pt}) y radiales (F_{pa}) [DUBO04]. Las fuerzas radiales se anulan entre sí con los polos opuestos ya que van en la misma dirección y distinto sentido. Este fenómeno impide que el rotor se desplace en ninguna dirección, pero hace que tienda a expandirse. Por la tercera ley de Newton, esta misma fuerza aparecerá en el estator que tenderá a contraerse. Estas fuerzas deben ser tenidas en cuenta para la construcción de ambas partes y los sistemas que impiden esta expansión o compresión. Por otro lado, las fuerzas tangenciales son las que suponen un determinado par y serán las estudiadas en este apartado.

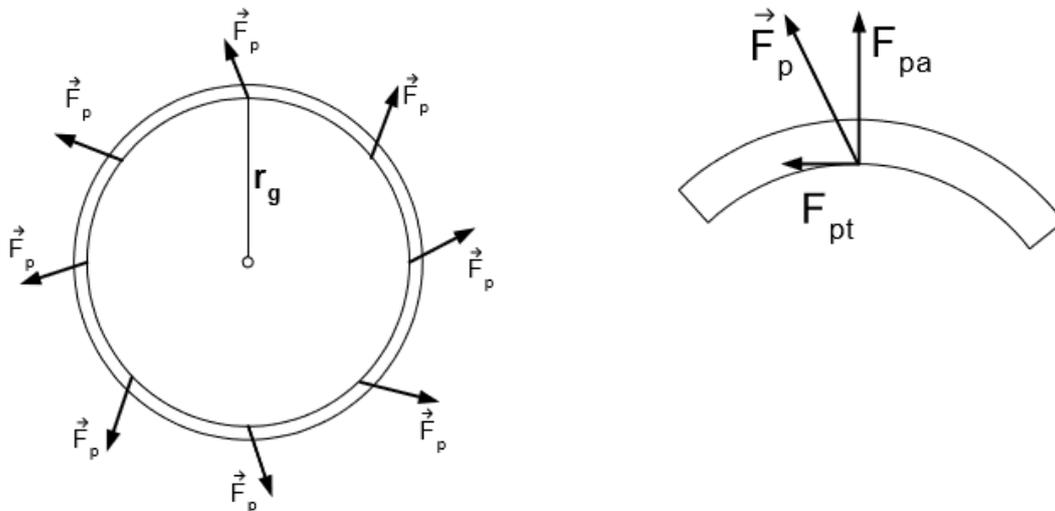


Figura 58: Fuerzas experimentadas por el rotor

Para poder calcular el par dado por el rotor hay diferentes métodos que emplean procedimientos distintos. En este proyecto dichos cálculos se realizarán con el programa AGROS-2D ya que permite calcular las fuerzas antes mencionadas. Este programa calcula en cada punto de la superficie la dirección, sentido y módulo de la fuerza fruto de la interacción del estator y el rotor. Dicha fuerza se puede descomponer en las componentes antes mencionadas.

Para determinar la reacción de armadura basta con transformar las bobinas del devanado en imanes equivalentes. Esto se puede hacer con las integrales de línea ya propuestas en el apartado 2.8. Los cálculos se detallan en los anexos. El resultado es que se puede sustituir la bobina por un imán de valor 0,71T que ocupe todo el volumen de la espira.

En el sistema de imanes presentado previamente en el programa AGROS-2D sólo se determinaban los imanes, sin tener en cuenta la reacción de inducido. Por este motivo, para esta parte será preciso incluir la reacción de inducido en forma de imanes equivalentes.

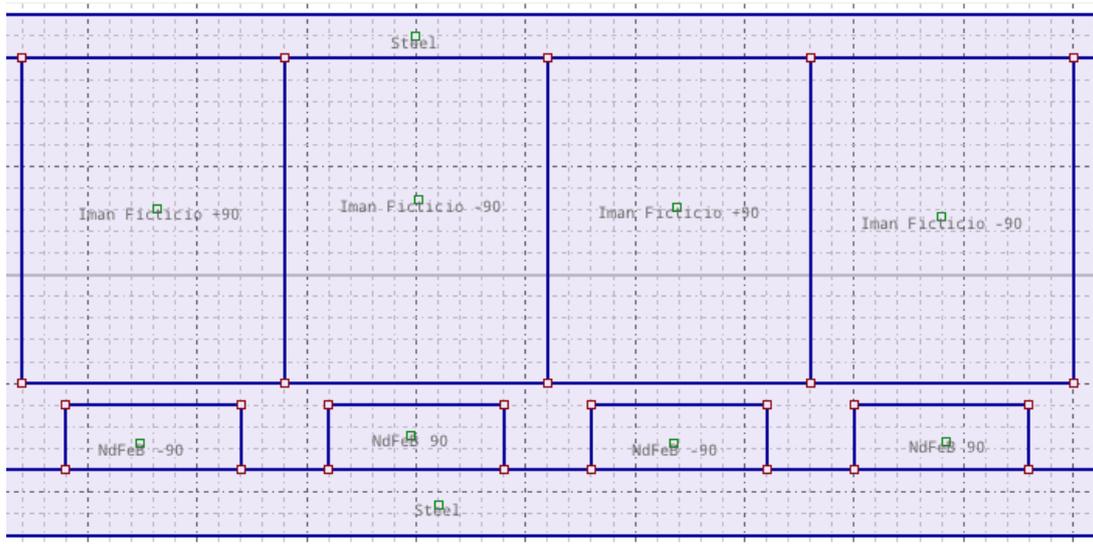


Figura 59: Simulación con reacción de inducido

Resolviendo la simulación se obtienen los siguientes valores para las fuerzas en la superficie de los imanes del rotor.

$$\begin{aligned}\vec{F}_{pt} &= 2850 \text{ N} \\ \vec{F}_{pa} &= 2267 \text{ N}\end{aligned}$$

Para transformar dicha fuerza en par es necesario el número de imanes y el radio de la misma, además de multiplicarlo por la longitud ya que el programa pone de longitud de defecto un metro:

$$M_T = \vec{F}_{pt} * L * 2p * R = 4660,3 \text{ kNm} > 4488,17 \text{ kNm}$$

Por lo que se puede concluir que el generador es capaz de dar el par nominal y no es necesario modificar ningún parámetro de diseño.

Capítulo 3: Conclusiones

3.1. Resultados

El diseño de un generador eólico acoplado directamente al rotor aerodinámico sin empleo de reductora presenta numerosos desafíos que deben ser tenidos en cuenta. En primer lugar, el hecho de tener que aumentar en gran medida el par soportado por la máquina debido a las escasas revoluciones hace que el diseño se base en un rotor de mucho mayor diámetro. Este diámetro viene determinado por las tensiones superficiales máximas que deben soportar los diversos materiales como el acero o la aleación de Nd-Fe-B de la que están compuestos los imanes. Para que estas máquinas puedan ser empleadas sin que el precio de la misma se dispare, la reducción del material activo se hace crítica, siendo el elemento que en la mayoría de los casos ha condicionado las elecciones tomadas a lo largo de todo el proyecto. La máquina al tener que disponer de un rotor de gran radio, permite colocar un elevado número de pares de polos, siendo los más apropiados imanes permanentes por reducir tamaños en comparación con otro tipo de máquinas.

El proyecto se centra no sólo en aspectos teóricos, teoría de máquinas eléctricas y campos electromagnéticos, sino también en cuestiones prácticas que pueden poner en riesgo el diseño como los aspectos constructivos. Este tipo de cuestiones han sido las que hacen necesaria la elección de algunas configuraciones que, aunque no son las más empleadas en la manufacturación de la mayoría de las máquinas, se pueden emplear en casos muy particulares, como es este aerogenerador de acoplamiento directo.

Para poder enfocar este proyecto, se ha partido de unas condiciones iniciales y unos datos de partida que se han intentado seguir a lo largo de todo el proyecto. Algunas se han podido mantener ya que no ponían en riesgo el buen diseño del generador, pero otros, han tenido que ser modificados para poder satisfacer los requerimientos de potencia y tensión en las que debe trabajar la máquina. Es por este motivo que se ha modificado la geometría de las ranuras disminuyendo su altura final para poder reducir así la inductancia síncrona. Este parámetro eléctrico está directamente relacionado con la caída de tensión en la máquina y con la máxima potencia extraíble de la misma. Si se hubieran respetado las condiciones iniciales de mantener una altura de ranura de 83mm, la máxima potencia que se hubiera podido extraer era menor que la especificada (5MW más un 10% régimen permanente de margen). Además, con estas condiciones el ángulo entre el fasor que representa la tensión del rotor al estator y el que representa la tensión en bornes, está muy próximo al valor crítico de 90°. Este hecho puede provocar la pérdida de sincronismo de la máquina, fenómeno muy poco deseable en este tipo de máquinas. Por estas razones se ha reducido la altura de ranura a 75mm, para poder generar la potencia indicada en los datos de partida (pudiendo llegar incluso a superar dicho valor con 5,64MW nominales) a la tensión de 690V impuesta por reglamento.

En estas aplicaciones tiene una enorme importancia la electrónica de potencia y el control de sistemas dinámicos ya que ambos aspectos permiten controlar distintos parámetros de la máquina para poder alcanzar los valores requeridos y algunas condiciones adicionales como poder maximizar el rendimiento o garantizar que la máquina trabaja en condiciones

de trabajo seguras manteniendo un ángulo de carga lo suficientemente alejado de 90°. Estas mejoras también son posibles gracias a la teoría de vectores espaciales en ejes dq ya que gracias a ellos se pueden estudiar con más detenimiento fenómenos transitorios y de régimen permanente aumentando hasta en un 7% el rendimiento conjunto de los aerogeneradores.

Por último, para la estimación del precio del conjunto, se han tomado unos valores típicos de mercado que pueden estar sometidos a numerosas variaciones como la demanda en cada momento y las distintas regulaciones en los materiales dados. El estudio de rentabilidad queda fuera del alcance del proyecto ya que los ingresos dependerán directamente del emplazamiento del parque eólico donde se sitúe la máquina. Dichos ingresos influyen en el retorno del dinero y la amortización de la misma vendrá dada por la vida útil que se le imponga al mismo. A su vez, dependerán de los precios de la energía medios en la zona de instalación y de la energía prevista de extracción del parque que depende de las distintas situaciones de viento y requiere estudios exhaustivos.

3.2. Desarrollos futuros

En este apartado se presentarán posibles desarrollos futuros que permitan mejorar el diseño realizado en este proyecto ya sea mediante un estudio más profundo de aspectos vistos a lo largo del documento o de otros que no se han podido analizar pero que son de gran importancia a la hora de construir una máquina eléctrica de estas características.

En primer lugar, la mayoría de los resultados aquí propuestos son fruto de cálculos analíticos, que, aunque correctos, en muchos casos omiten algunos comportamientos de las máquinas que deben ser tenidos en cuenta como transitorios de régimen. Esto se puede ampliar enormemente trasladando el diseño propuesto a programas de cálculos y de simulación, como por ejemplo Matlab o ANSYS, que permitan representar de forma precisa y completa todos los aspectos de la máquina. Con Matlab se podrían analizar transitorios ante un escalón de viento, que no deja de ser un escalón de par, para ver cómo reacciona el control implantado, o por ejemplo el caso de un cortocircuito. Con ANSYS se podría estudiar mejor la distribución del campo magnético a lo largo de todos los componentes del generador ya que permite modificar más parámetros que AGROS-2D. Este programa es muy útil para cálculos iniciales y primera toma de contacto, pero para el diseño final y preciso se puede quedar corto. Otro aspecto que queda pendiente son las protecciones necesarias para el correcto funcionamiento en caso de faltas y que la máquina no resulte dañada.

En segundo lugar, en el diseño estudiado se ha hecho mucho hincapié en aspectos eléctricos, pero se han dejado de lado otros de carácter mecánico que son imprescindibles para un buen diseño, los principales son: refrigeración y fatiga.

La refrigeración es una parte esencial del diseño ya que, si no se calcula correctamente, la máquina se sobrecalentará en exceso y aumentarán de forma considerable todas las pérdidas, pudiendo llegar a quemar y romper la máquina que tanto ha costado diseñar y construir. Entre los sistemas de refrigeración encontramos el del cobre y el del acero e imanes. El del cobre se centra en refrigerar las bobinas para que el cobre no se vea dañado pudiendo dañar también el aislamiento y provocar pérdidas del mismo que se traducen en faltas. El sistema de refrigeración del acero busca evitar calentamientos excesivos en esta parte que supondría mayores vibraciones, pérdidas y también puede perforar el

aislamiento si llega a una temperatura suficiente. En el caso de los imanes, se ha comentado que pierden propiedades magnéticas con el incremento de la temperatura. Este tema puede reducir considerablemente su vida útil ya que disminuirá su campo remanente mucho antes que si se refrigeran correctamente. Por este motivo se debe diseñar un buen sistema de refrigeración para garantizar que los imanes mantienen sus propiedades durante toda la vida útil del generador.

En cuanto a la fatiga, las tensiones internas a las que se ven sometidos los materiales en diferentes ciclos pueden provocar que el generador dure menos años que los establecidos e incluso pueden llegar a romperla si los ciclos se repiten con suficiente frecuencia o son lo bastante elevadas las tensiones. Esta fatiga puede venir dada por vibraciones en el eje u en otras partes de la máquina. Cualquier diseño avanzado estudia de forma exhaustiva la fatiga ya que se convierte en un elemento crítico y de gran importancia.

Finalmente, se entraría en profundidad en el estudio de la construcción de las diferentes piezas. La máquina del proyecto se trata de un proyecto experimental, por lo que inicialmente se construirán pocos aerogeneradores para analizar su comportamiento real y comprobar que cumple con las especificaciones de diseño y es rentable. Cuando se compruebe que el diseño es adecuado, se comenzará con la construcción de un parque eólico real con una potencia instalada elevada. Por ello, sería interesante estudiar la automatización de los procesos ya que las partes se repiten muchas veces, como las chapas que conforman el yugo del rotor y el estator completo, los imanes o las bobinas.

Bibliografía

- [DUBO04] M. R. J. Dubois “Optimized Permanent Magnet Generator Topologies for Direct-Drive Wind Turbines”. 2004.
- [KOST68] M. Kostenko, L. Piotrovski. “Máquinas Eléctricas, Volumen II”. 1968.
- [CORR68] J. Corrales. “Cálculo Industrial de Máquinas Eléctricas”. 1968.
- [PURC88] E. M. Purcell. “Electricidad y Magnetismo”. 1988.
- [BURT01] T. Burton, D. Sharpe, N. Jenkins, E. Bossanyi. “Wind Energy Handbook”. 2001.
- [YOO17] J-H. Yoo, C-S. Park, T-U. Jung. “Permanent Magnet Structure Optimization for Cogging Torque Reduction of Outer Rotor Type Radial Flux Permanent Magnet Generator”. IEEE 2017. 2017.
- [FRE90] Freris L.L. “Wind Energy Conversion Systems”. Prentice Hall. 1990.
- [PONO14] P. Ponomarev, Y. Alexandrova, I. Petrov, P. Lindh, E. Lomonova, J. Pyrhönen. “Inductance Calculation for Tooth-Coil Permanent-Magnet Synchronous Machines”. IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 61, no. 11. 2014.
- [POLI06] H. Polinder, F. F. A. Van Der Pijl, G.L. de Vilder, P. Tavner. “Comparison of Direct-Drive and Geared Generator Concepts for Wind Turbines”. IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 21, no 3. 2006.
- [POLI10] H. Polinder, J. A. Ferreira, L. van der Sluis, D. J. Toeters. “Design of a permanent magnet radial flux concentrated coil generator for a range extender application”. TUDelft. 2010.
- [HSIAO14] C-Y. Hsiao, S-N. Yeh, J-C. Hwang. “Design of High Performance Permanent-Magnet Synchronous Wind Generators”. Energies 2014. 2014.
- [HSIEH12] M-F. Hsieh, Y-C. Hsu. “A Generalized Magnetic Circuit Modeling Approach for Design of Surface Permanent-Magnet Machine”. IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 59, NO. 2012.
- [BRANZ12] L. Branz, M. Degano, M. de Martin, A. Tassarolo. “On the Use of Dimensioning Equations for Surface Permanent Magnets Machines”. International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion. 2012.

- [CAST17] M. Castillo. “Diseño Electromagnético de un Generador Eléctrico para Turbina Eólica de 100kW”. 2017.
- [RODR] M. Rodríguez. “Máquinas Síncronas: Cortocircuitos”. Departamento de ingeniería eléctrica y energética. Universidad de Cantabria.

II ANEXOS

Capítulo 1: Cálculos

Este capítulo de los Anexos a la Memoria se va a dedicar a desarrollar algunos aspectos de forma detallada que son importantes para las soluciones adoptadas en la Memoria pero que no tiene ningún interés práctico plasmarlos en la misma ya que pueden provocar falta de claridad y organización.

1.1. Cálculos del devanado

Esta sección del capítulo de cálculos está destinada a explicar de forma detallada el proceso de elección del devanado, lo que incluye las ramas en paralelo y vueltas por espira.

Los parámetros de partida para el cálculo son los siguientes:

DATO	VALOR
Número total de espiras por fase	180
Tensión inducida por espira	6,2141 V
Tensión máxima del devanado	461,88 V

El número total de espiras por fase viene limitado por la disposición de las ranuras, al ser de simple capa, el número de espiras por fase coincide con el de polos. En caso de ser de doble capa, coincidiría con el número de pares de polos. La tensión inducida por espira se determinó en la Memoria aplicando la ley de inducción de Faraday. La tensión máxima del devanado será la máxima del variador, 800V, entre raíz de tres por estar conectado en estrella.

El siguiente paso es establecer las ramas en paralelo con los divisores del número de espiras y ver las espiras en serie por cada rama resultantes, evidentemente el resultado debe ser un número entero. A continuación, se determina la tensión por cada grupo de espiras multiplicando la tensión por espira por cada grupo. Se divide la tensión máxima del devanado entre la tensión dada por cada rama y con ella se obtiene el número máximo de vueltas que puede tener cada espira. Finalmente, se escoge el número entero inferior y se calcula la tensión por devanado y por fase junto con el número total de vueltas de cobre para tener una idea aproximada de los costes.

a	N_r	U_{fn}	U_{fn}/U_{max}	v	U_{fn}	U_{ff}	V_{cu}
1	180	1118,53 V	0,423	-	-	-	-
2	90	559,27 V	0,825	-	-	-	-
3	60	372,84 V	1,24	1	372,82 V	645,78 V	180
4	45	279,71 V	1,65	1	279,63 V	484,34 V	180
5	36	223,71 V	2,06	2	447,41 V	774,95 V	360
6	30	186,42 V	2,47	2	372,84 V	645,78 V	360
9	20	124,28 V	3,71	3	372,84 V	645,78 V	540
10	18	111,85 V	4,13	4	447,41V	774,95 V	720
12	15	93,21 V	4,95	4	372,84 V	645,78 V	720
15	12	74,57 V	6,2	6	447,41 V	774,95 V	1080
18	10	62,14 V	7,43	7	434,98 V	753,41 V	1260

20	9	55,83 V	8,25	8	447,41 V	774,95 V	1440
30	6	37,28 V	12,38	12	447,41 V	774,95 V	2160
36	5	31,07 V	14,86	14	434,98 V	753,41 V	2520
45	4	24,86 V	18,58	18	447,41 V	774,95 V	3240
60	3	18,64 V	24,77	24	447,41 V	774,95 V	4320
90	2	12,43 V	37,16	37	459,84 V	753,41 V	6660
180	1	6,21 V	74,32	74	459,84 V	753,41 V	13320

Donde:

- A: número de ramas en paralelo.
- N_r : número de espiras en serie.
- U_{fn} : tensión fase neutro con una vuelta.
- U_{fn}/U_{max} : relación entre la tensión anterior y la máxima del variador.
- V: vueltas de cada espira.
- U_{fn} : tensión fase neutro en las nuevas condiciones.
- U_{ff} : tensión fase fase.
- V_{cu} : vueltas de cobre, a más vueltas más costosa la máquina.

Para las dos primeras disposiciones se supera la tensión máxima del variador, por lo que quedan descartadas para nuestro diseño. Para el resto de las configuraciones se escogen las de tensión más elevada teniendo en cuenta las ramas en paralelo ya que estas permitirán reducir la corriente por ellas y así reducir la sección del cable permitiendo ajustarse así a la sección máxima admisible por las ranuras. Se ha escogido finalmente la configuración de 30 ramas en paralelo y 6 espiras en cada una con 12 vueltas cada una ya que satisface una reducida corriente por rama y es más barata que el resto de las opciones se mayores ramas en paralelo al tener un menor número de vueltas de cobre.

1.2. Cálculo de las bases de la máquina

Para determinar las bases de la máquina es necesario partir de una serie de datos de partida como la tensión, la potencia, la velocidad mecánica y los pares de polos.

La tensión base es de 690V ya que se conectará a una red de esta tensión y será la tensión de salida nominal de la máquina. La potencia base se calcula con la potencia nominal de 5,5MW y su $\cos\phi$ establecido en 0,9. La velocidad mecánica requerida son 12rpm y los pares de polos se han establecido en 180 por razones de frecuencia y caída de tensión, por lo que la frecuencia eléctrica será de 2160rpm (36Hz). Las bases de la máquina son de gran utilidad a la hora de realizar cálculos de potencias, corrientes, tensiones y pares, como se puede comprobar en la Memoria.

Con estos datos de partida, las bases tomadas para la máquina son:

- **Intensidad base:**

$$I_B = \frac{S_B}{\sqrt{3} * U_B} = 5113,41 A$$

- **Impedancia base:**

$$Z_B = \frac{U_B^2}{S_B} = 0,0779 \Omega$$

- **Inductancia base:**

$$L_B = \frac{Z_B}{2 * \pi * f_{Belec}} = 0,344 \text{ mH}$$

- **Par Base:**

$$M_B = \frac{S_B}{\omega_B} = 4863,1 \text{ kNm}$$

- **Inercia Base:**

$$J_B = \frac{M_B}{\omega_B} = 3869906,32 \text{ kgm}^2/s$$

1.3. Condiciones nominales

1.3.1. Condiciones de trabajo deseadas

Como se indicó en la Memoria, este anexo está destinado al cálculo de la máquina en condiciones nominales:

$$e_0 = \omega * \lambda_{iman} = 1,12 \text{ pu} \quad x_s = \omega * l_s = 1,39 \text{ pu} \quad p = 0,9 \text{ pu}$$

Con los diagramas del ábaco pq, determinamos el ángulo de carga (ángulo entre e_0 y u) y con él podremos determinar la potencia reactiva que consume o genera la máquina:

$$p = \frac{e_0 * u}{x_s} * \sin \delta \rightarrow \delta = \text{error}$$

El hecho de que no exista ángulo posible se debe a que la máquina no puede trabajar a una u de 1 pu y por ende no puede trabajar sin consumir reactiva en estas condiciones. También supone que la potencia activa que puede generar la máquina es menor que la impuesta.

1.3.2. Condiciones nominales

Para saber la potencia que está dando la máquina en las condiciones descritas en la memoria, se debe tener en cuenta lo siguiente:

$$p = \frac{e_0 * u}{x_s} * \sin \delta$$

$$q = \frac{u}{x_s} * (e_0 * \cos \delta - u)$$

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

De esta forma, se obtienen los siguientes resultados:

$$\begin{aligned}\delta &= 81,57^\circ \\ p &= 0,799 \text{ pu} \\ q &= -0,601 \text{ pu}\end{aligned}$$

Cuyas implicaciones se detallan en la memoria.

1.4. Diseño optimizado

Esta sección del capítulo se encargará de estudiar el comportamiento de la máquina con el diseño mejorado, no el original.

1.4.1. Condiciones de trabajo deseadas

Se seguirá teniendo en cuenta que las condiciones deseadas es obtener una potencia de 5,5MW (0,9 pu) a tensión nominal y velocidad nominal. El único cambio respecto a 2.3.1 es el valor de la inductancia síncrona que ahora valdrá 1,08 pu. Así, para la potencia requerida el nuevo ángulo de carga será:

$$p = \frac{e_0 * u}{x_s} * \sin\delta \rightarrow \delta = 59,94^\circ$$

En este caso si se puede obtener la potencia requerida. Los demás parámetros de la máquina en estas condiciones son:

$$\begin{aligned}q &= \frac{u}{x_s} * (e_0 * \cos\delta - u) = -0,405 \text{ pu} \\ s &= i = 0,987 \text{ pu}\end{aligned}$$

1.4.2. Condiciones nominales

Se recalcularán los parámetros de la máquina en condiciones de funcionamiento nominal ya que dichos valores cambiarán con el nuevo diseño. Así aplicando las mismas expresiones que en 2.3.2 e imponiendo $u=i=\omega=1$ pu, resulta:

$$\begin{aligned}p &= \frac{e_0 * u}{x_s} * \sin\delta \\ q &= \frac{u}{x_s} * (e_0 * \cos\delta - u) \\ s &= \sqrt{p^2 + q^2} = 1 \\ \delta &= 60,83^\circ \\ p &= 0,908 \text{ pu} \\ q &= -0,419 \text{ pu}\end{aligned}$$

Se puede comprobar como estos valores mejoran sustancialmente respecto al diseño inicial, por lo que el diseño es adecuado y se va por buen camino.

1.5. Imán equivalente del devanado

Para poder determinar el imán equivalente hay que recordar la expresión:

$$H_c * l_c + H_m * l_m = N * I$$

Dado que el imán y el inducido se tienen que comportar de igual manera con el devanado en forma de espira o de imán, basta con sustituir el término de la derecha por un H ficticio con altura la espira, 75mm.

$$H_f = \frac{N * I}{l_f} = 27978,66 \text{ A/m}$$

A continuación, si suponemos que el flujo se mantiene constante, pero al ser la superficie del imán un 70% de la superficie de la bobina, el campo por ella será un 30% menor que la del imán. Así con la siguiente ecuación determinamos el valor de M.

$$B_f = \mu_0(H_f + M_f) \rightarrow M_f = 558232,17 \text{ T}$$

Y sabiendo que M se relaciona con el campo remanente en condiciones de H igual a 0.

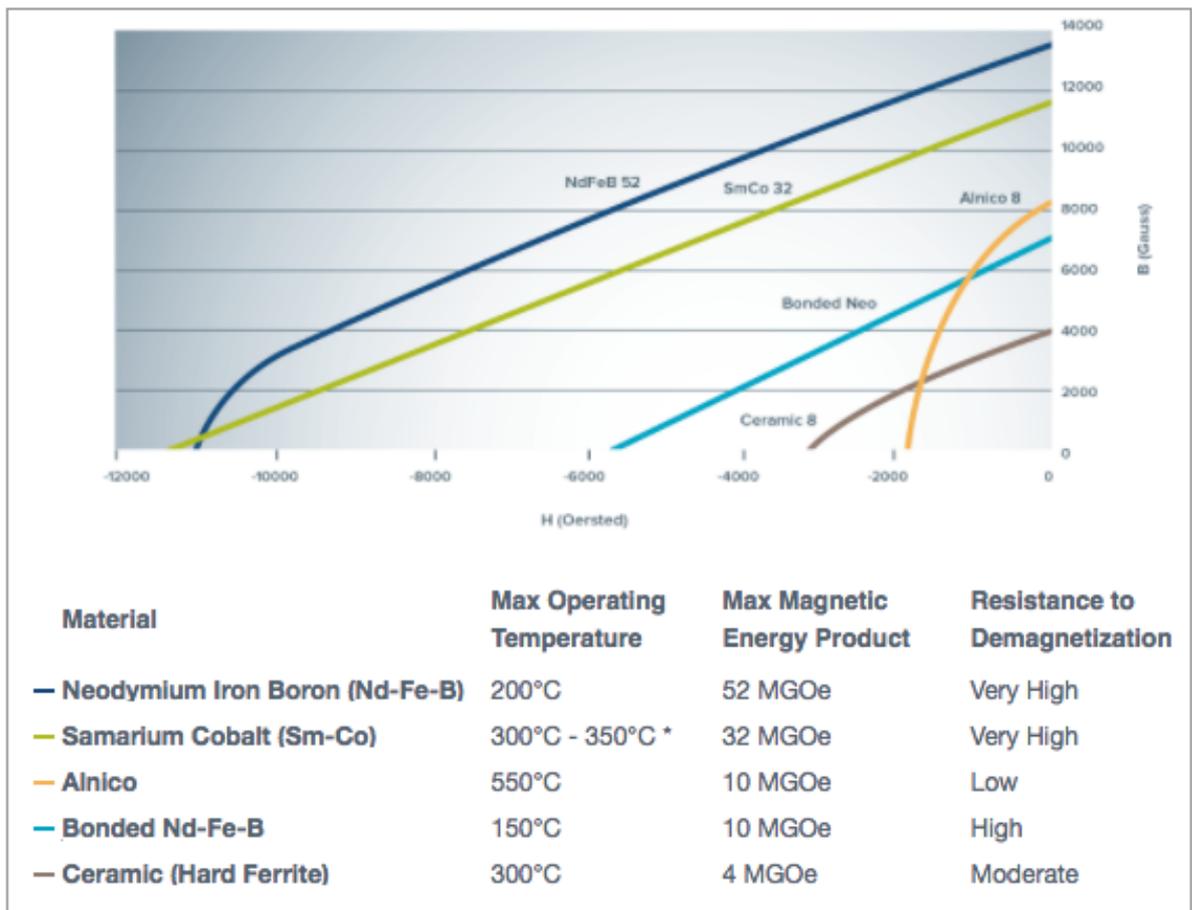
$$B_{fr} = M_f * \mu_0 = 0,71 \text{ T}$$

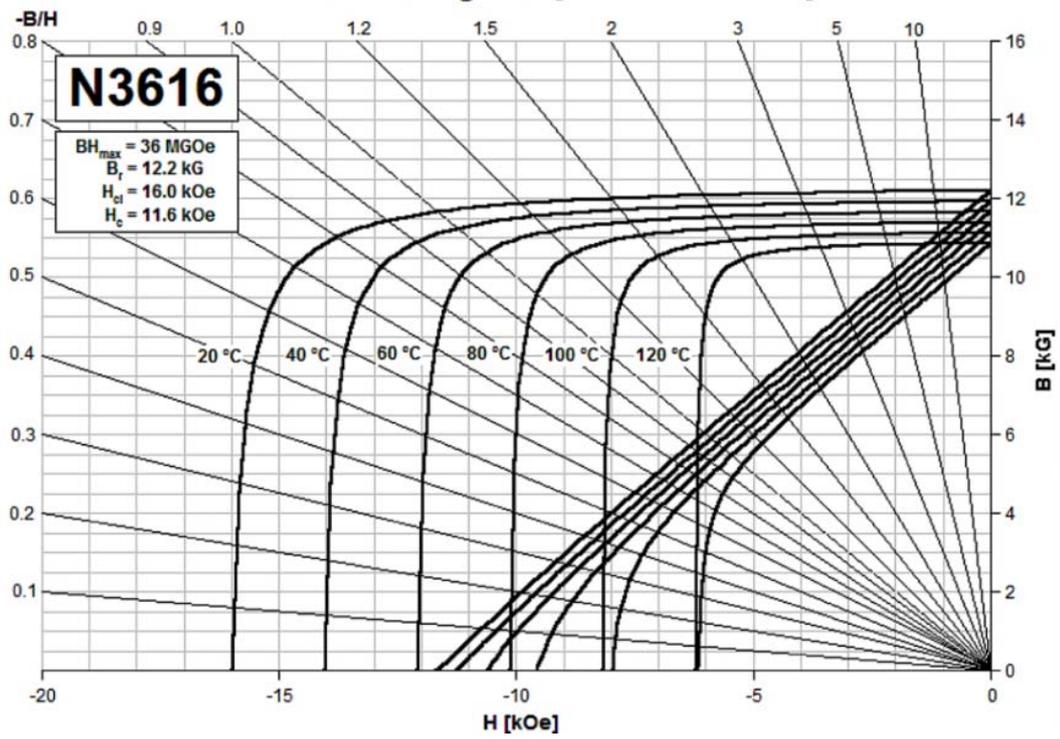
Capítulo 2: Catálogos

En este capítulo se presentarán los catálogos proporcionados por los fabricantes para cada uno de los elementos de la máquina.

2.1. Imanes

El fabricante es Dexter magnetic technologies, la primer figura representa sus distintos tipos de imanes, la segunda la curva B-H del imán escogido y la última presenta en forma de tabla las características de estos imanes.





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 20-150 °C α	Coefficient Coercivity 20-150 °C β
	MGOe	kG	kOe	kOe	°C	°C	% / °C	% / °C
N3616	36	12.2	16	11.6	100	320	-0.11	-0.61

2.2. Acero

Fabricante: Cogent

Grade EN 10106	Thickness mm	Maximum specific total loss at 50 Hz		Minimum magnetic polarization at 50 Hz		
		$\hat{J} = 1,5 \text{ T}$ W/kg	1,0 T** W/kg	$\hat{H} = 2500$ T	5000 T	10000 T
M235-35A	0,35	2,35	0,95	1,49	1,60	1,70
M250-35A	0,35	2,50	1,00	1,49	1,60	1,70
M270-35A	0,35	2,70	1,10	1,49	1,60	1,70
M300-35A	0,35	3,00	1,20	1,49	1,60	1,70
M330-35A	0,35	3,30	1,30	1,49	1,60	1,70
M700-35A*	0,35	7,00	3,00	1,60	1,69	1,77
M250-50A	0,50	2,50	1,05	1,49	1,60	1,70
M270-50A	0,50	2,70	1,10	1,49	1,60	1,70
M290-50A	0,50	2,90	1,15	1,49	1,60	1,70
M310-50A	0,50	3,10	1,25	1,49	1,60	1,70
M330-50A	0,50	3,30	1,35	1,49	1,60	1,70
M350-50A	0,50	3,50	1,50	1,50	1,60	1,70
M400-50A	0,50	4,00	1,70	1,53	1,63	1,73
M470-50A	0,50	4,70	2,00	1,54	1,64	1,74
M530-50A	0,50	5,30	2,30	1,56	1,65	1,75
M600-50A	0,50	6,00	2,60	1,57	1,66	1,76
M700-50A	0,50	7,00	3,00	1,60	1,69	1,77
M800-50A	0,50	8,00	3,60	1,60	1,70	1,78
M940-50A	0,50	9,40	4,20	1,62	1,72	1,81
M310-65A	0,65	3,10	1,25	1,49	1,60	1,70
M330-65A	0,65	3,30	1,35	1,49	1,60	1,70
M350-65A	0,65	3,50	1,50	1,49	1,60	1,70
M400-65A	0,65	4,00	1,70	1,52	1,62	1,72
M470-65A	0,65	4,70	2,00	1,53	1,63	1,73
M530-65A	0,65	5,30	2,30	1,54	1,64	1,74
M600-65A	0,65	6,00	2,60	1,56	1,66	1,76
M700-65A	0,65	7,00	3,00	1,57	1,67	1,76
M800-65A	0,65	8,00	3,60	1,60	1,70	1,78
M1000-65A	0,65	10,00	4,40	1,61	1,71	1,80



Grade EN 10106	Conventional density kg/dm ³	Resistivity $\mu\Omega\text{cm}$	Yield strength N/mm ²	Tensile strength N/mm ²	Young's Modulus (E)		Hardness HV5 (VPN) -
					RD N/mm ²	TD N/mm ²	
M235-35A	7,60	59	460	580	185 000	200 000	220
M250-35A	7,60	55	455	575	185 000	200 000	215
M270-35A	7,65	52	450	565	185 000	200 000	215
M300-35A	7,65	50	370	490	185 000	200 000	185
M330-35A	7,65	44	300	430	200 000	220 000	150
M700-35A*	7,80	30	290	405	210 000	220 000	125
M250-50A	7,60	59	475	590	175 000	190 000	220
M270-50A	7,60	55	470	585	175 000	190 000	220
M290-50A	7,60	55	465	580	185 000	200 000	220
M310-50A	7,65	52	385	500	185 000	200 000	190
M330-50A	7,65	50	375	495	185 000	200 000	185
M350-50A	7,65	44	305	450	200 000	210 000	165
M400-50A	7,70	42	305	445	200 000	210 000	160
M470-50A	7,70	39	300	435	200 000	210 000	155
M530-50A	7,70	36	295	430	200 000	210 000	150
M600-50A	7,75	30	285	405	210 000	220 000	125
M700-50A	7,80	25	285	405	210 000	220 000	125
M800-50A	7,80	23	300	415	210 000	220 000	130
M940-50A	7,85	18	300	415	210 000	220 000	130
M310-65A	7,60	59	465	590	175 000	190 000	220
M330-65A	7,60	55	460	585	185 000	205 000	220
M350-65A	7,60	52	375	490	185 000	205 000	185
M400-65A	7,65	44	310	450	185 000	205 000	165
M470-65A	7,65	42	305	445	185 000	205 000	160
M530-65A	7,70	39	300	425	190 000	210 000	145
M600-65A	7,75	36	300	420	190 000	210 000	140
M700-65A	7,75	30	290	395	210 000	220 000	125



2.3. Devanado

Fabricante: Essex

FIBER GLASS INSULATION MATERIALS

	Glas-Yarn	Polyester-Glas Yan	Glas + Polyester
Standards*	IEC 60317-0-4 IEC 60317-31 IEC 60317-32 IEC 60317-33		
Conductor material*	Copper, soft Aluminium	Copper, soft Aluminium	Copper, soft Aluminium
Conductor type*	Rectangular hollow conductor	Rectangular hollow conductor	Rectangular hollow conductor
Insulation*	Bare conductor Magnet Wire (TI 200) G1 or G2 Magnet Wire (TI 220) G1 or G2 Wrapped with PI-foil	Bare conductor Magnet Wire (TI 200) G1 or G2 Magnet Wire (TI 220) G1 or G2 Wrapped with PI-foil	Bare conductor Magnet Wire (TI 200) G1 or G2 Magnet Wire (TI 220) G1 or G2 Wrapped with PI-foil
Yarn	E-Glasyarn, free alkali	Glas - Polyester (TI 155)	Glas - Polyester + E-Glasyarn impregnated
Layers	1-layer 2-lapped layer, same direction 2-lapped layer, cross direction	1-layer 2-lapped layer, same direction 2-lapped layer, cross direction	2-lapped layer, same direction 2-lapped layer, cross direction
Impregnation*	Epoxy (TI 155) Polyester (TI 155) Polyesterimid (TI 180) Silicon (TI 200)	Possible, but not necessary (see left column)	Epoxy (TI 155) Polyester (TI 155) Polyesterimid (TI 180) Silicon (TI 200)
Bond Coat*	Epoxy bi-stage	Epoxy bi-stage	Epoxy bi-stage
Sizes*			
Width	3.00 - 20.00 mm	3.00 - 11.00 mm	3.00 - 20.00 mm
Thickness	0.80 - 12.00 mm	0.80 - 8.00 mm	0.80 - 12.00 mm
Cross-section	≤ 80 mm ²	≤ 80 mm ²	≤ 80 mm ²
Ratio width / thickness	< 8 : 1	< 8 : 1	< 8 : 1
Proof stress	< 125 Mpa	< 125 Mpa	< 125 Mpa

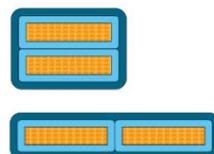
All values are typical values.

* Further sizes, geometries and insulation types possible. Please contact us.

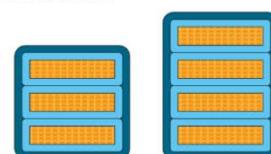


VARIOUS CONSTRUCTIONS

Twin conductors



Triple, quadruple conductors



Essex proposes special insulation materials such Aramide paper, polyimide and polyester film, with a complete product range in Glass yarn or Polyester Glass yarn for tractions motors, motors and generators.



FILM INSULATION MATERIALS

	Thickness	Density	Elongation MD	Specific properties
Aramide Paper*	0.050 mm	0.72 g/cm ³	9 %	<i>Very high thermal resistance, chemical and mechanical properties</i>
	0.080 mm	0.80 g/cm ³	11 %	
	0.130 mm	0.87 g/cm ³	15 %	
Polyester Film	0.023 mm	1,40 g/cm ³	> 110 %	<i>High tensile strength and electrical properties</i>
	0.050 mm			
Polyimide Film heat sealable	0.038 mm	1,42 g/cm ³	> 40 %	<i>Excellent physical, electrical and mechanical properties</i>
	0.064 mm			

All values are typical values.
* Epoxy coated versions possible.
Other materials or thicknesses possible on request.

CONDUCTOR

Copper soft

Aluminium

DIMENSIONS

	Min.	Max.
Thickness of bares	1.00 mm	10.00 mm
Width of bares	4.00 mm	25.00 mm
Cross section	8.00 mm ²	120.00 mm ²
Ratio Width/Thickness	1.5	10

Capítulo 3: Estudio Económico

En este capítulo se realizará una comparativa de los costes de distintos generadores empleados para la producción eólica y así comprobar si el precio es competitivo o elevado. Para poder hacer esta comparación se ha consultado un artículo del IEEE y el presupuesto que se adjunta más adelante. Este artículo presenta los costes de los tipos de máquina más empleados en este campo:

- **DFIG3G:** máquina de inducción alimentada tanto por el rotor como por el estator con reductora en tres etapas.
- **DFIG1G:** máquina de inducción doblemente alimentada con reductora en una única etapa.
- **DDSG:** máquina síncrona con excitación independiente sin reductora.
- **PMG1G:** máquina síncrona de imanes permanentes con reductora en una única etapa.
- **DDPMG:** máquina síncrona de imanes permanentes sin reductora.

A parte de estos tipos de máquinas y accionamientos se incluirá el generador diseñado para poder realizar una comparación entre todas ellas. Dado que las máquinas propuestas en el artículo son de una potencia nominal de 3MW, la comparación no se puede hacer en función de los costes totales ya que la nuestra al ser de 5,64MW resultará más costosa debido a la mayor cantidad de material empleado. Por este motivo, las siguientes tablas y figuras se harán con los euros por kW producido para realizar una comparación más adecuada. Los costes comparados serán sólo de aquellos aspectos que podemos estimar de manera razonable sus costes, estos son: material activo, construcción y fabricación, reductora y convertidor.

Elemento	DFIG3G	DFIG1G	DDSG	PMG1G	DDPMG	DDPMG diseño
Material activo	10	22,33	95,66	14,33	54	37,08
Construcción y fabricación	10	20	53,33	16,66	50	38,36
Reductora	73,33	40	-	40	-	-
Convertidor	13,33	13,33	40	40	40	40
Coste total (€/kW)	106,66	95,66	189	111	144	115,44

Tabla 21: Comparación precios en euros por kW de las distintas configuraciones

En esta tabla se pueden apreciar varios aspectos comentados en la introducción del proyecto.

En primer lugar, las máquinas síncronas siempre son más costosas que las de inducción. Esto se debe a la mayor cantidad de materiales y la mayor complejidad de su construcción y puesta en marcha. Las máquinas que hagan la reducción de velocidad en más etapas serán más caras en cuanto a la caja de cambios debido a un mayor número de engranajes.

En segundo lugar, dentro de las máquinas síncronas, es más caro emplear máquinas de excitación independiente que aquellas de imanes interiores ya que el tamaño de la máquina será mayor, lo que aumenta el tamaño del entrehierro y requieren un sistema de

excitación más potente. Como es lógico, las máquinas de imanes permanentes que empleen reductora tendrán menos costes de las que empleen accionamiento directo ya que el número de pares de polos será menor y por tanto se empleará menor material magnético. Los imanes son más caros que la reductora.

Por último, se comentará que hay algunos costes de la máquina que se han estimado y no se pueden calcular de forma precisa, pero esta comparación con precios aproximados permite comprobar que la máquina será competitiva para esta aplicación ya que sus costes totales son similares a los de otras configuraciones que se emplean en la actualidad. También hay que comentar que no se tienen en cuenta los costes de mantenimiento. Este aspecto implica que aumentará el coste de nuestro diseño ya que, al ser un aerogenerador marino, el acceso es más difícil, pero eso no es causa de nuestro diseño sino de la aplicación en sí.

Para poder observar de forma más representativa lo aquí expuesto se puede observar la Figura 55:

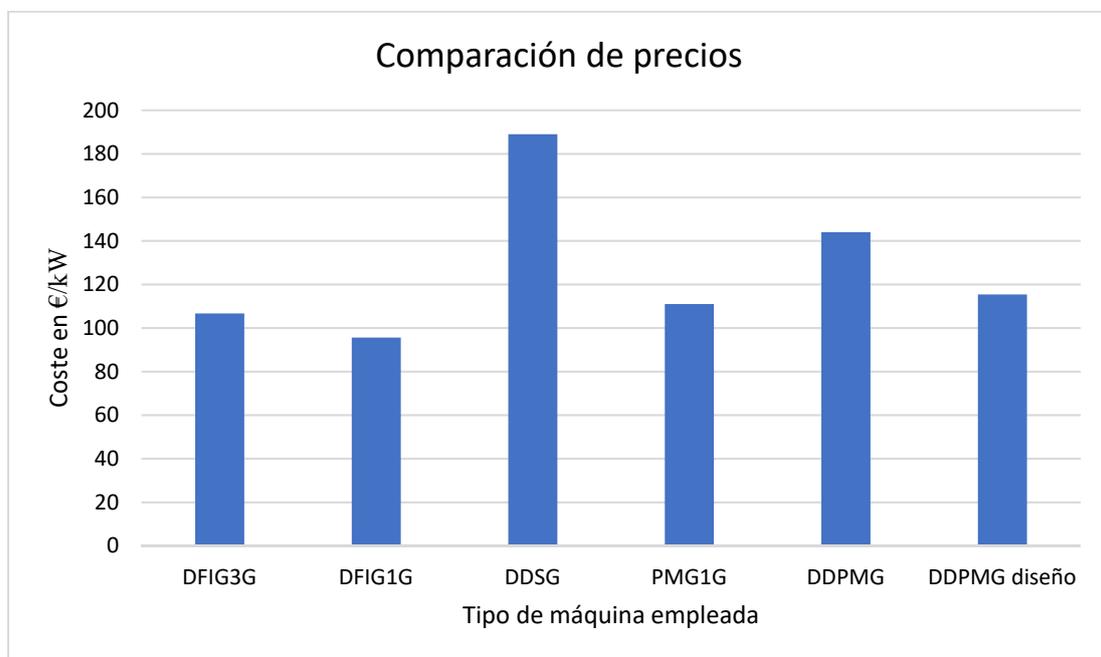


Figura 60: Comparación de precios según la configuración

III Estado de Mediciones y Presupuesto

Capítulo 1: Estado de las Mediciones

Los precios de los materiales vienen dados en euros/kilogramo, por lo que será necesario determinar la masa total de cada material para conocer el costo de estos. De la geometría de la máquina no se pueden determinar masas, pero sí volúmenes, por ello, es preciso conocer las densidades de los materiales empleados:

MATERIAL	DENSIDAD
Acero al silicio	7600kg/m ³
Aleación Nd-Fe-B	7400kg/m ³
Cobre	8700kg/m ³

Tabla 22: Densidades de los materiales empleados

Una vez conocidas las densidades se determinará el volumen ocupado por cada uno de los materiales para así con la densidad poder calcular la masa. Las distintas masas de los materiales se pueden dividir en seis partes. El yugo del estator (corona circular de 13mm de grosor), los dientes, la cabeza de diente (el extremo es más ancho que el diente en sí como se explicó en la sección 2.6.5), el yugo del rotor (corona circular de 15mm de grosor), los imanes (recordar que serán prismas rectangulares, se colocarán 13 imanes por polo para abarcar los 1,3m de longitud axial del rotor) y el devanado (el cobre colocado en las ranuras que permite el paso de la corriente).

MATERIAL ACTIVO	CÁLCULO DE VOLUMEN	RESULTADO (m ³)
Yugo estator	$m_{sy} = \frac{\pi}{4} * (D_{ext}^2 - D_{int}^2) * L$	0,38
Dientes estator	$m_{st} = (h_4 + h_3) * b_t * L * Q$	1,124
Cabeza de diente	$m_{th} = [(b_t - b_1) * (h_1 + h_2) - 2] * L * Q$	0,0132
Yugo del rotor	$m_{ry} = \frac{\pi}{4} * (D_{ext}^2 - D_{int}^2) * L$	0,106
Imanes permanentes	$m_m = h_m * b_m * l_m * 13 * 2 * p$	0,358
Devanado	$m_d = p * 3 * (l_{esp} * S_{esp})$	1,032*

Tabla 23: Volumen de cada material activo

*La longitud del cobre se ha ampliado un 20% para tener en cuenta el fin del devanado y longitudes adicionales como la conexión, las curvas tomadas etc.

Con estos volúmenes y la densidad de los materiales podemos determinar la masa total de cada elemento y con ella establecer los precios que habrá que pagar por ellos para su fabricación.

MATERIAL	MASA
Acero al silicio	12336,32 kg
Aleación Nd-Fe-B	2649,2 kg
Cobre	8978,4 kg

Tabla 24: Masas de los materiales que conforman el generador

Estas masas se corresponden con las masas de material del diseño optimizado, tras reducir la longitud de ranura, ya que será el modelo que se implementará en el aerogenerador. El precio del aislante se incorporará como parte del precio de las bobinas ya que forma parte de ellas y vienen de fábrica juntos como se puede observar en el catálogo.

Capítulo 2: Presupuesto

Los costes se pueden dividir en tres grandes grupos o capítulos: costes directos, indirectos y gastos generales. Cada uno a su vez tendrá sus propias secciones llamadas partidas. El presupuesto se da sumando cada partida para obtener el precio de cada capítulo y así calcular el presupuesto total.

2.1. Costes directos

Los costes directos recogen los costes de los equipos, en este caso materiales, mano de obra y otros recursos que tienen que ver con el producto final como por ejemplo el coste de diseño.

2.1.1. Coste del material activo

Estos costes vienen dados por la masa total de cada material y el precio por kilo de estos. El precio por kilo se ha consultado en el Dubois, cuyos valores se incluyen en la siguiente tabla.

MATERIAL	COSTE UNITARIO	COSTE TOTAL
Acero M250-50A	4€/kg	49345,28 €
Imanes Nd-Fe-B	40€/kg	105968 €
Cobre	6€/kg	53870,4 €
Coste total material activo		209183,68 €

Tabla 25: Costes del material activo

2.1.2. Coste del material aislante

El coste del material aislante se ha establecido en un 3% del coste de cobre para poder aislar las pletinas entre sí y cada bobina del acero. De esta forma:

$$\text{Coste aislante} = 0,03 * 53870,4 = 1616,112 \text{ €}$$

2.1.3. Coste del convertidor

Al no tener datos concretos del convertidor se supondrá que el convertidor tiene un coste de 40€/kW. En nuestro caso, la máquina es de 5640kVA. Por lo que el coste total del convertidor será de:

$$\text{Coste convertidor} = \frac{40\text{€}}{\text{kW}} * 5640\text{kVA} = 225600 \text{ €}$$

2.1.4. Coste de elementos mecánicos auxiliares

Estos costes incluyen la estructura de acero convencional que es esencial para el funcionamiento de la máquina. Esta estructura incluye los cojinetes, el eje, nervios de unión del eje al yugo del rotor y demás elementos de gran importancia. Dado que estos

elementos no se han diseñado por no formar parte del objeto del proyecto, se realizará una estimación del coste de los mismos. Dicho coste se estimará en un 50% del coste de las partes activas, tomando un valor de:

$$\text{Coste elementos mecánicos auxiliares} = 0,5 * 209183,68 \text{ €} = 104591,84 \text{ €}$$

2.1.5. Coste de los operarios

Estos costes incluyen los costes de fabricación y mano de obra. Tampoco se pueden estimar de forma precisa ya que dependen de muchos factores. Sin embargo, hay muchos aspectos de la máquina que encarecen esta parte como la implementación del devanado o la unión de cada una de las partes del estator o rotor separado. Se pueden abaratar los costes de fabricación automatizando el proceso, aunque esto no se puede hacer propiamente al ser un proyecto experimental, conforme aumente el número de máquinas demandadas esto se podrá diseñar correctamente. Por todo ello, estos costes supondrán un 40% de los costes de material anteriores:

$$\text{Coste de los operarios} = 0,4 * \text{costes materiales} = 126156,65 \text{ €}$$

2.1.6. Coste de la ingeniería de diseño

El diseño realizado en todo este proyecto también supone un coste por el trabajo llevado a cabo por el ingeniero. Para calcularlo se estimarán las horas totales de trabajo del ingeniero. Los meses de trabajo han sido 8, suponiendo 6 horas de trabajo al día y 20 días al mes se obtiene un total de 960 horas. El sueldo medio de un ingeniero se encuentra en torno a los 50€/hora. Así los costes son:

$$\text{Coste ingeniería de diseño} = \frac{50\text{€}}{\text{hora}} * 960 \text{ horas} = 48000 \text{ €}$$

Este es el coste total del diseño, que se dividirá entre las máquinas instaladas. Si el parque por ejemplo consta de 10 aerogeneradores, el coste de diseño por máquina será de 4800€.

2.1.7. Costes totales del Capítulo de costes directos

Los costes de este capítulo se obtienen sumando los costes anteriormente desarrollados, dichos costes se adjuntan en la siguiente tabla:

COSTES	VALOR (€)
Material activo	209183,68
Material aislante	1616,11
Convertidor	225600
Elementos auxiliares	104591,84
Operarios	126156,65
Diseño	48000
Total	715148,282

Tabla 26: Costes Directos Totales

2.2. Costes indirectos

Estos costes recogen aquellos costes que no son una parte física de la infraestructura pero que son necesarios para la materialización del proyecto. Son los servicios de luz, agua, transporte, etc.

Se suponen en un 25% de los costes directos, que se llevan el grueso del presupuesto.

$$\text{Costes indirectos} = \text{Costes directos} * 0,25 = 178787,07 \text{ €}$$

2.3. Gastos generales

Estos gastos se refieren a los gastos del departamento de compras, ventas, administración, gestión y todo aquellos que no participan de forma directa en la construcción de la máquina. Se han supuesto un 20% de los costes directos e indirectos.

$$\text{Gastos generales} = 0,2 * (\text{Costes directos} + \text{Costes indirectos}) = 178787,07 \text{ €}$$

2.4. Presupuesto General

El presupuesto total se determina sumando los costes de cada uno de los capítulos anteriores, como son los costes directos, indirectos y gastos generales.

$$\text{Presupuesto total} = \sum \text{Capítulos} = 1072722,42 \text{ €}$$

El presupuesto no incluye el beneficio que se quiere obtener con la construcción del generador, se limita a establecer los costes económicos que este supone.