

PROYECTO INTEGRADOR DE LA
CARRERA DE INGENIERÍA MECÁNICA

**DISEÑO DE GENERADORES ELÉCTRICOS
DE MUY ALTA VELOCIDAD DE GIRO**

Santiago Labollita

Dr. Martín E. Rivarola
DIRECTOR

Ing. Rubén Sosa
CO-DIRECTOR

Junio 2008

Centro Atómico Bariloche

Instituto Balseiro
Comisión Nacional de Energía Atómica
Universidad Nacional de Cuyo
Argentina

*A la memoria de Ceci
y nuestra particular forma de ayudarnos*

RESÚMEN

El presente trabajo aborda el proceso de diseño de un generador eléctrico apto para funcionar eficientemente a alta velocidad, impulsado por un turboeje portátil. Se utilizó el concepto de flujo axial.

En el diseño mecánico del prototipo se consideró la capacidad de refrigeración y la forma de montaje particular del conjunto, buscando la simplicidad de sus partes. Se utilizaron imanes permanentes de Neodimio-Hierro-Boro como fuente magnética. Para el diseño eléctrico se generó una herramienta de cálculo que permitió estimar los parámetros eléctricos del prototipo y optimizar su geometría. Se buscó obtener 1kW de potencia eléctrica a una velocidad de 100.000rpm.

Se caracterizó el rendimiento y el comportamiento eléctrico del prototipo en un rango de 2.000rpm a 30.000rpm y se estimó su comportamiento en el punto de diseño mediante la obtención de un circuito equivalente. La tensión estimada en la carga fue de 237V con un rendimiento eléctrico de 95%. No se observaron efectos por corrientes parásitas. Se observó un incremento en la resistencia interna del generador y una disminución de su inductancia al aumentar la frecuencia eléctrica.

Finalmente se implementó un sistema electrónico para utilizar el prototipo como motor de corriente continua. Se midió el rendimiento según el tipo de alimentación. Se encontró un óptimo para la tensión de alimentación. Se alcanzó un rendimiento máximo de 63%.

ABSTRACT

This work approaches the design process of an electric generator suitable for running efficiently at high speed, driven by a turboshaft. The axial flux concept was used.

For the mechanical design of the prototype, cooling capacity and mounting method were considered, looking for simplicity of the parts involved. Neodymium-iron-boron permanent magnets were used as magnetic source. For the electrical design, a calculation tool was developed in order to predict the prototype electrical parameters and optimize its geometry. The goal was to obtain 1kW of electric power at a speed of 100,000rpm.

The efficiency and electrical behaviour of the prototype were characterized at speeds between 2,000rpm and 30,000rpm and then the behaviour at the design condition was predicted by obtaining an equivalent electric circuit. The estimated load voltage was 237V as well as an electrical efficiency of 95%. Eddy current effects were not recognized. Increase of the internal resistance and decrease of inductance were observed while raising the electric frequency.

ÍNDICE DE CONTENIDOS

Capítulo 1:	INTRODUCCIÓN.....	1
1.1)	Motivación, flujo axial.....	1
	_MARCO ACTUAL Y MOTIVACIÓN.....	1
	_POR QUÉ FLUJO AXIAL.....	2
1.2)	Objetivos del trabajo.....	4
1.3)	Principio de funcionamiento y antecedentes.....	5
	_PRINCIPIO DE FUNCIONAMIENTO.....	5
	_ANTECEDENTES.....	6
Capítulo 2:	DISEÑO DEL PROTOTIPO.....	8
2.1)	Especificaciones iniciales.....	8
2.2)	Geometría, diseño mecánico.....	11
	_ROTOR.....	11
	_ESTATOR.....	17
	_RUEDAS DE FRICCIÓN.....	20
2.3)	Diseño electromagnético.....	22
	_PARÁMETROS DE DISEÑO.....	22
	_ANÁLISIS DE TENDENCIAS.....	30
Capítulo 3:	CARACTERÍSTICAS ELÉCTRICAS DEL GENERADOR.....	36
3.1)	Caracterización del prototipo.....	36
	_EL CIRCUITO EQUIVALENTE.....	36
	_ENSAYO DE VACÍO.....	39
	_RESISTENCIA INTERNA.....	40
	_INDUCTANCIA INTERNA.....	42
	_ENSAYO DE CORTOCIRCUITO.....	44
3.2)	Estimación de parámetros en el punto de diseño.....	46
	_OBTENCIÓN DE LA CARACTERÍSTICA EXTERIOR.....	46
	_ESTIMACIÓN DE LA CARACTERÍSTICA EXTERIOR	47
Capítulo 4:	RENDIMIENTO Y CARACTERÍSTICAS MECÁNICAS.....	50
4.1)	Método para la medición de potencia mecánica.....	50
	_ARREGLO EXPERIMENTAL.....	50
	_MECANISMOS DE REACCIÓN OBSERVABLES.....	51

4.2) Rendimiento eléctrico.....	52
<i>_ POTENCIA BAJO CARGA.....</i>	53
<i>_ ESTIMACIÓN DEL RENDIMIENTO ELÉCTRICO.....</i>	54
4.3) Rendimiento mecánico y temperatura de trabajo.....	55
<i>_ TORQUE EN RODAMIENTOS Y VENTILACIÓN.....</i>	55
<i>_ TEMPERATURA DE TRABAJO DE LAS BOBINAS.....</i>	58
<u>Capítulo 5:</u> IMPLEMENTACIÓN COMO	
MOTOR DE ARRANQUE.....	61
5.1) Motivación, conceptos generales.....	61
<i>_ PRINCIPIO DE FUNCIONAMIENTO.....</i>	62
<i>_ MOTORES DE CORRIENTE CONTÍNUA.....</i>	63
5.2) Dispositivo experimental.....	65
5.3) Caracterización del rendimiento.....	68
<i>_ ANCHO DE PULSO.....</i>	68
<i>_ SOBRETENSIÓN DE ALIMENTACIÓN.....</i>	71
<i>_ ENSAYO DE DESACELERACIÓN.....</i>	73
5.4) Modelo teórico.....	75
<i>_ DESCRIPCIÓN DEL MODELO.....</i>	75
<i>_ COMPARACIÓN CON LOS VALORES EXPERIMENTALES.....</i>	76
CONCLUSIONES.....	79
ANEXO I.....	81
ANEXO II.....	82
AGRADECIMIENTOS.....	83
BIBLIOGRAFÍA.....	84

1) INTRODUCCIÓN

1.1) Motivación, flujo axial

MARCO ACTUAL Y MOTIVACIÓN

A medida que avanza la tecnología existe una tendencia muy marcada en el diseño de máquinas: la miniaturización. La aparición de materiales cada vez más resistentes y métodos de fabricación y maquinado más precisos permiten construir componentes de poco tamaño y resistencias mecánicas elevadas. En el caso particular de las máquinas rotantes esto implica la posibilidad de funcionar a regímenes de rotación más elevados. Dada la relación que existe entre la potencia mecánica P_m generada por una máquina, su velocidad angular ω y el torque τ

$$P_m = \omega \cdot \tau \quad [1.1]$$

se ve que para una determinada potencia mecánica, aumentar la velocidad permite reducir los torques involucrados y con ellos el tamaño de las partes mecánicas que deben transmitirlos o soportarlos.

La miniaturización persigue diversos fines. Uno de ellos es hacer portátiles equipos que anteriormente no lo eran debido a su peso o tamaño o simplemente hacer más cómoda la manipulación de equipos ya transportables. El otro fin está relacionado con el transporte y la reducción del peso de las máquinas involucradas, con la consecuente reducción en el consumo de combustible.

La miniaturización ha llevado a la aparición de turbomáquinas de dimensiones muy reducidas como lo es la nanoturbina desarrollada por el grupo DAEE del Centro Atómico Bariloche. La nanoturbina es un turboeje de menos de 30cm de largo y un peso del orden del kilogramo cuyo régimen de trabajo se halla por encima de las 100.000rpm. A velocidades tan altas se hace difícil aprovechar la potencia generada directamente en forma mecánica por la complejidad o ineficiencia de un método de desmultiplicación. En cambio se presenta como una opción atractiva transformarla directamente en energía eléctrica sin mecanismos de reducción de por medio. La necesidad yace, entonces, en implementar un

generador eléctrico de construcción simple y capaz de trabajar eficientemente a altas velocidades de giro.

POR QUÉ FLUJO AXIAL

Los generadores eléctricos convencionales ubican los devanados en el estator y la fuente magnética (imanes permanentes) o electromagnética (excitación variable) en el rotor. Para cerrar el circuito magnético a través de las bobinas que rodean al rotor se las devana sobre un material ferromagnético, típicamente acero. Como la fuente magnética está en el centro se dice que estos generadores son de flujo radial (*Figura 1.1a*) ya que el flujo magnético atraviesa a las bobinas en esa dirección. Estas máquinas logran eficiencias superiores al 80% incluso a baja potencia y funcionan típicamente con una velocidad máxima de 3600rpm. La disposición radial, sin embargo, presenta dos grandes problemas en una implementación de alta velocidad.

1. Geometría
2. Pérdidas en el estator.

En primer lugar es importante entender que a alta velocidad, los contactos rozantes de alimentación de un inductor electromagnético resultarían imprácticos. En este trabajo se optó por utilizar imanes permanentes de alta energía (Neodimio-Hierro-Boro) para eliminar dichos contactos. El problema geométrico que surge de la alta velocidad de trabajo es cómo sujetar correctamente los imanes al rotor. En una configuración radial es necesario que la cara externa del imán se aproxime en la mayor medida posible al estator para reducir el espacio de aire entre ambos (entrehierro). Así, los imanes no pueden fijarse al rotor mediante un suncho, que sería el método más conveniente para soportar la fuerza centrífuga. Por razones económicas, además, es conveniente utilizar imanes construidos con geometrías sencillas. En este caso se utilizaron imanes en forma de pastilla cilíndrica.

El otro inconveniente es la generación de corrientes parásitas en el circuito magnético del estator debido a que se halla expuesto a un campo alternante. Cuanto mayor es la velocidad relativa entre el campo magnético y el estator mayor es la intensidad de las corrientes que

allí se generan. El calentamiento del estator por este efecto y la disipación de energía consecuente representan un tipo de pérdida que en implementaciones a alta velocidad se vuelve significativa. En los generadores de flujo radial el circuito magnético del estator se construye con chapas aisladas entre sí para acortar el camino de las corrientes parásitas. La frecuencia eléctrica convencional de los generadores es de 50 ó 60 ciclos por segundo. La frecuencia eléctrica del generador necesario para la nanoturbina sería dos órdenes de magnitud superior.

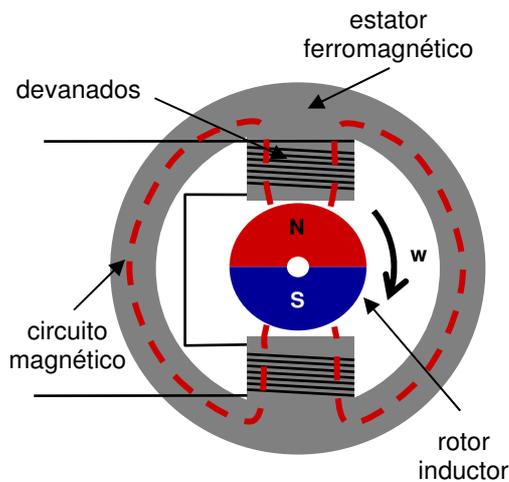


Figura 1.1a: generador típico de flujo radial.

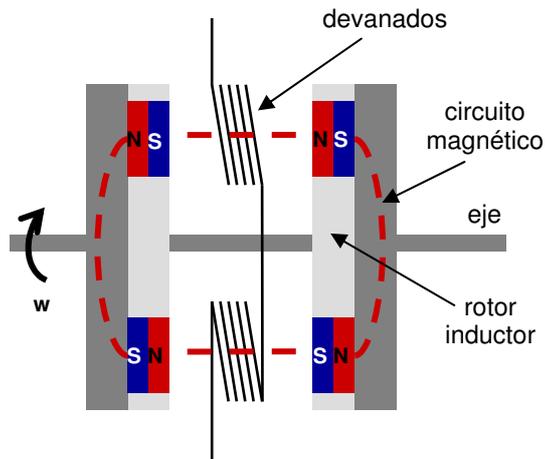


Figura 1.1b: generador típico de flujo axial.

Los generadores eléctricos de flujo axial ^[1] (Figura 1.1b) también poseen el devanado en el estator y la fuente magnética en el rotor, pero en ellos el flujo magnético a través de las bobinas se da en el sentido axial respecto al eje de rotación. Los imanes están soportados en discos y la cara que enfrenta a las bobinas debe ser plana para permitir la mayor proximidad posible. El problema de la geometría simple queda así resuelto ya que la fijación del imán se logra abrazándolo sobre su perímetro dentro de un agujero realizado sobre el disco y así su cara plana queda completamente expuesta. Para altas velocidades de giro la geometría también se muestra propicia ya que es simple reforzar los discos porta imanes en su perímetro, por ejemplo, mediante sunchos de fibras de alta resistencia como la fibra de carbono o materiales similares.

Si se colocan imanes a cada lado del bobinado se puede cerrar el campo magnético a través del aire sin mucha dispersión. Así se evitan materiales ferromagnéticos en el estator

expuestos a campos alternos y se eliminan las pérdidas por corrientes parásitas. Ésta es, quizás, la mayor ventaja de implementar la disposición axial del flujo. También es necesario cerrar el circuito magnético detrás de los imanes y para ello se colocan discos de acero en la parte posterior de los mismos. Estos discos giran junto con el rotor y se ven inmersos en un campo magnético constante que no genera pérdidas.

Un cuidado especial que requieren los imanes de Neodimio-Hierro-Boro es la temperatura de trabajo. Por encima de un cierto valor conocido como *Temperatura de Curie* se produce un cambio en la configuración electrónica del imán y este pierde su magnetismo remanente. Para el material utilizado en este trabajo, dicha temperatura es levemente superior a 300°C. De todas formas cuando el imán se encuentra dentro de un circuito magnético de alta reluctancia (aire, por ejemplo) la desmagnetización puede ocurrir a temperaturas más bajas. Para el tipo de imán utilizado en este proyecto no es recomendable trabajar a temperaturas superiores a los 80 o 100°C.

1.2) Objetivos del trabajo

En el marco de los fenómenos arriba mencionados surge la necesidad de desarrollar un generador eléctrico de flujo axial apto para acompañar a la nanoturbina como convertidor de energía. El presente trabajo persigue precisamente esa meta y sus objetivos, por ende, son los siguientes:

1. Diseñar un prototipo funcional de generador, bajo el concepto de flujo axial, que se adapte a las exigencias de alta velocidad y permita obtener energía eléctrica en configuraciones de tensión y corriente prácticas.
2. Desarrollar una herramienta de diseño que permita seleccionar y optimizar los parámetros constructivos eléctricos del prototipo mediante la estimación de las características del comportamiento resultante.

3. Construir y caracterizar el prototipo para corroborar la utilidad de los diseños anteriores y estimar los valores de tensión, corriente y rendimiento en el punto de diseño.
4. Desarrollar un mecanismo para el aprovechamiento del generador como motor eléctrico de corriente continua y estudiar su comportamiento en diversas condiciones de trabajo, buscando parámetros de diseño convenientes.

1.3) Principio de funcionamiento y antecedentes

PRINCIPIO DE FUNCIONAMIENTO

Cuando un conductor de longitud l se mueve en un campo magnético \vec{B} con una velocidad relativa \vec{v} se genera una fuerza electro motriz fem que desplaza cargas hacia sus extremos. La diferencia de potencial resultante entre ambas puntas del conductor sigue la relación

$$fem = (\vec{v} \times \vec{B}) \cdot \vec{l} \quad [1.2]$$

y puede ser aprovechada para transformar energía mecánica en eléctrica si se conectan ambos extremos a una carga para cerrar el circuito eléctrico. La corriente i que circula por el conductor en ese caso también interactúa con el campo produciendo una fuerza \vec{f} en sentido opuesto al movimiento que responde a la ecuación

$$\vec{f} = i \cdot (\vec{B} \times \vec{l}) \quad [1.3]$$

y que, por conservación de la energía, requiere de una potencia mecánica para mantener el conductor en movimiento igual a la potencia eléctrica obtenida a cambio. En la *Figura 1.2a* se esquematiza el fenómeno y se muestra la forma de implementarlo en un generador eléctrico de flujo axial con un imán montado sobre un disco rotante como fuente de campo magnético.

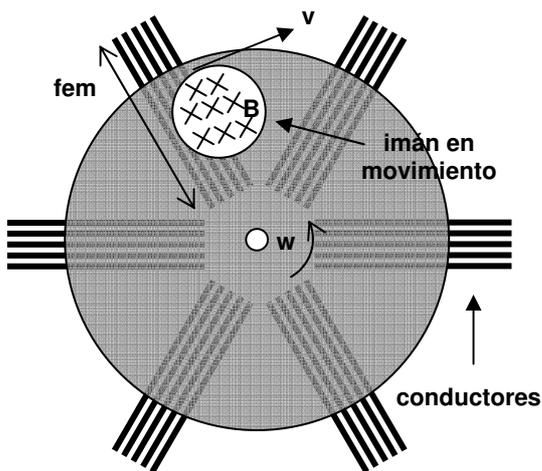


Figura 1.2a: disposición de los conductores y el campo magnético en un arreglo axial.

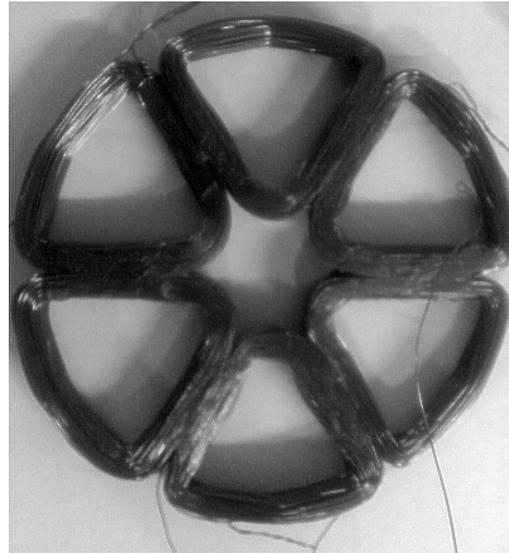


Figura 1.2b: bobinado construido en el Laboratorio de Ingeniería.

Si se conectan todos los conductores fuera de la zona afectada por el campo magnético en forma de bobina se pueden obtener valores de tensión o corriente útiles. La *Figura 1.2b* es una fotografía de un bobinado construido en el Laboratorio de Ingeniería del Instituto Balseiro con todos sus conductores conectados en serie para ser utilizado en un generador eléctrico.

ANTECEDENTES

El antecedente principal del presente trabajo es un generador experimental de flujo axial desarrollado en el Laboratorio de Ingeniería del Instituto Balseiro. El mismo posee una geometría simple con los elementos básicos descritos anteriormente. Está constituido por dos discos con seis imanes cada uno y un estator con seis bobinas. En la materia *Laboratorio de Ingeniería II* de la carrera de Ingeniería Mecánica en el año 2007 se realizó un trabajo de caracterización de diferentes tipos de bobinados ^[2]. El diseño básico de las bobinas entonces ensayadas es el que se eligió para este trabajo. En la *Figura 1.3* se puede observar una representación del dispositivo mencionado.

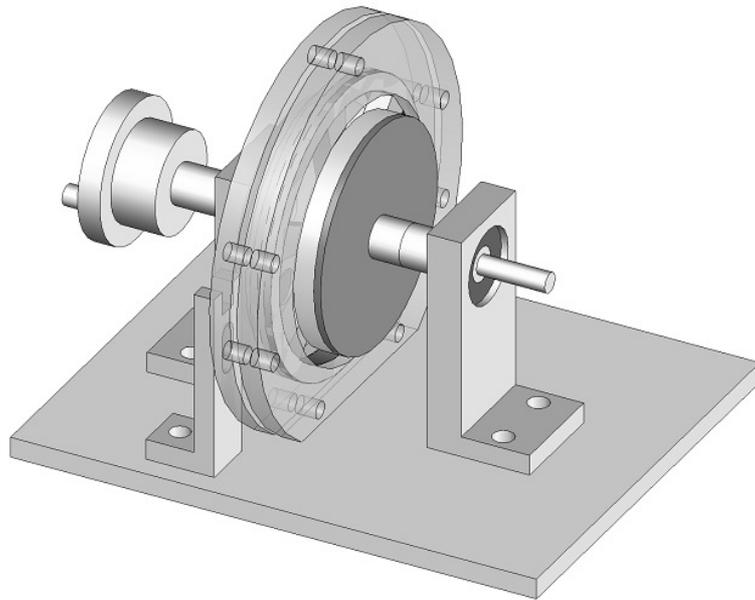


Figura 1.3: representación del generador ensayado en el Laboratorio de Ingeniería. La disposición de sus componentes implica una gran facilidad para reemplazarlos.

Las características constructivas de este dispositivo no se ajustan a los requerimientos del presente trabajo que se enumeran más adelante. La velocidad máxima a la que se lo ensayó fue de 20.000rpm.

2) DISEÑO DEL PROTOTIPO

En este capítulo se explicarán los pasos seguidos en el diseño del prototipo funcional, tanto en el aspecto mecánico como eléctrico. Se partirá de una serie de pautas o especificaciones iniciales a cumplir referidas a las características de capacidad de generación y funcionalidad mecánica del generador y luego se buscarán criterios de diseño convenientes.

Para el diseño mecánico del prototipo se utilizarán criterios como la facilidad de montaje o la capacidad de refrigeración junto al análisis de algunas tensiones críticas en el punto de trabajo. Para el diseño eléctrico del dispositivo se partirá de la caracterización del generador antecedente y se buscarán relaciones funcionales entre dichos parámetros eléctricos y variables geométricas.

2.1) Especificaciones iniciales

Como pautas a cumplir con el diseño del prototipo se fijaron valores y prestaciones referentes al generador trabajando en su punto de diseño, si bien los ensayos que se realizaron sobre el generador construido se llevaron a cabo a menor velocidad. A continuación se detallan los principales puntos tenidos en cuenta.

En primer lugar se definió la velocidad de trabajo del generador en el punto de diseño. Se fijó, a modo ilustrativo, un valor de 100.000rpm. No se conoce aún el régimen definitivo de funcionamiento ya que es un parámetro determinado por la turbina y no por el generador. Se sabe, sin embargo, que el valor adoptado se encuentra en el mismo orden. Esta velocidad no es un requerimiento real de funcionamiento del prototipo sino un valor de referencia para utilizar en el diseño eléctrico. De todas formas el prototipo deberá soportar una fracción significativa de esta velocidad lo que afecta directamente al diseño mecánico.

Respecto a la potencia de generación se optó por una meta de 1kW. Este también es sólo un parámetro para el diseño eléctrico y está fuertemente relacionado con la corriente extraída y la capacidad de refrigeración del generador. Al igual que en el punto anterior, se intentó lograr una potencia representativa de tal valor en el prototipo, trabajando principalmente con corrientes del mismo orden.

La fabricación de un solo conjunto rotor – estator fue otra pauta de diseño. Ya que el objetivo real del trabajo durante los ensayos no fue lograr la mayor potencia generada posible sino caracterizar la capacidad de generación. En un diseño definitivo, la implementación de sucesivas etapas para obtener mayor potencia sería posible pero esto escapa al alcance del presente trabajo.

Una característica importante de este diseño fue la disposición del rotor. Por simplicidad, los rotores de la turbina y del generador en el dispositivo final se colocarán sobre un mismo eje solidario y estarán soportados por un único conjunto de rodamientos ubicados entre ambas partes. De esta forma los rotores de cada cuerpo quedarán sostenidos en voladizo hacia cada lado del alojamiento de los rodamientos. La disposición se muestra en la *Figura 2.1*

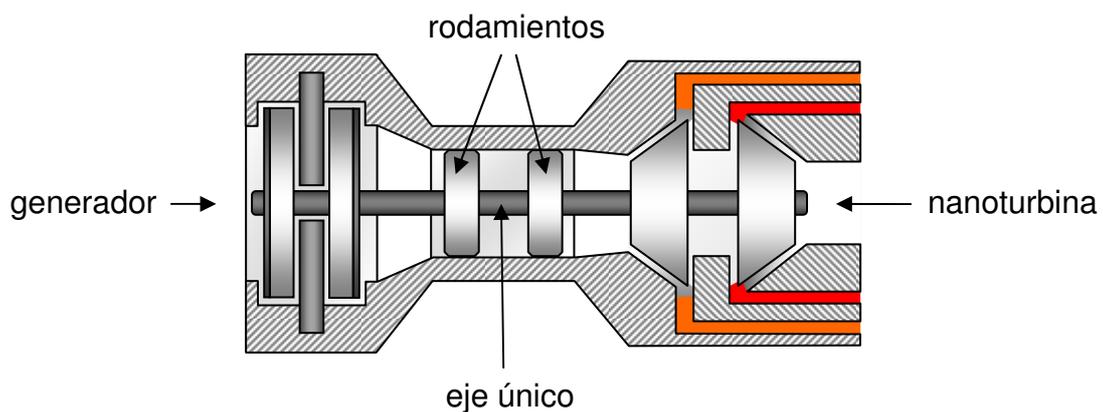


Figura 2.1: representación esquemática del conjunto turbina – generador propuesto.

Dada la alta velocidad de giro esperada, surge la necesidad de balancear con precisión el conjunto rotante completo (discos porta imanes, compresor y turbina). De esta forma no se

podrán montar los discos de imanes y las bobinas del estator en forma alternada, como sucedía con el generador ensayado en ^[2]. El estator deberá ser montado alrededor de los discos ya colocados en su posición final. Deberá contar, además con una carcasa de protección que es un requerimiento de seguridad natural de máquinas rotantes de alta velocidad.

Ya que la potencia extraíble, dentro de condiciones de funcionamiento eficientes, está limitada por la corriente extraíble del generador la posibilidad de refrigerar los bobinados y los imanes (temperatura de trabajo) representa una gran ventaja. La capacidad de ventilación fue otra característica exigida al modelo.

Finalmente se planteó la necesidad de un mecanismo de multiplicación. Ya que se trabajó con un motor eléctrico de velocidad variable como fuente motriz del generador, fue necesario multiplicar su velocidad máxima de 6000rpm para llevar al generador a velocidades de algunas decenas de krpm. El diseño del sistema de multiplicación debía ser sencillo y de construcción rápida.

Por lo explicado anteriormente se contó con las siguientes pautas para el diseño del prototipo:

- Velocidad: 100.000 rpm
- Potencia eléctrica: 1kW
- Un sólo conjunto rotor - estator
- Rotor soportado en voladizo.
- Montaje del estator posterior al montaje del rotor completo.
- Carcasa de protección.
- Ventilación forzada.
- Mecanismo de multiplicación de velocidad.

2.2) Geometría, diseño mecánico

Partiendo de las necesidades ya mencionadas, a continuación se detallan las soluciones adoptadas para el diseño mecánico del rotor, el estator y el sistema de multiplicación.

ROTOR

Basado en el diseño del rotor del generador ensayado en el Laboratorio de Ingeniería ^[2] se optó por un rotor de dos discos con seis imanes cada uno. Los elementos montados sobre el eje (discos y rodamientos) se separaron mediante bujes desmontables siguiendo el mismo concepto base. Se construyó un alojamiento para los rodamientos donde la disposición de estos últimos es la misma que en el prototipo de la nanoturbina.

El conjunto rotor completo cuenta con las siguientes piezas dispuestas como se muestra en la *Figura 2.2*

1. Dos discos de aluminio de 60mm de diámetro con seis orificios para montar los imanes.
2. Doce imanes de Neodimio-Hierro-Boro de 12mm de diámetro y 5mm de espesor.
3. Dos discos de acero magnético de 60mm de diámetro.
4. Un eje de acero de 8mm de diámetro dentro del generador y 10mm de diámetro fuera de él.
5. Tres separadores de aluminio de 12mm de diámetro.
6. Dos rodamientos rígidos de bolas de 8mm de eje y 22mm de diámetro exterior.

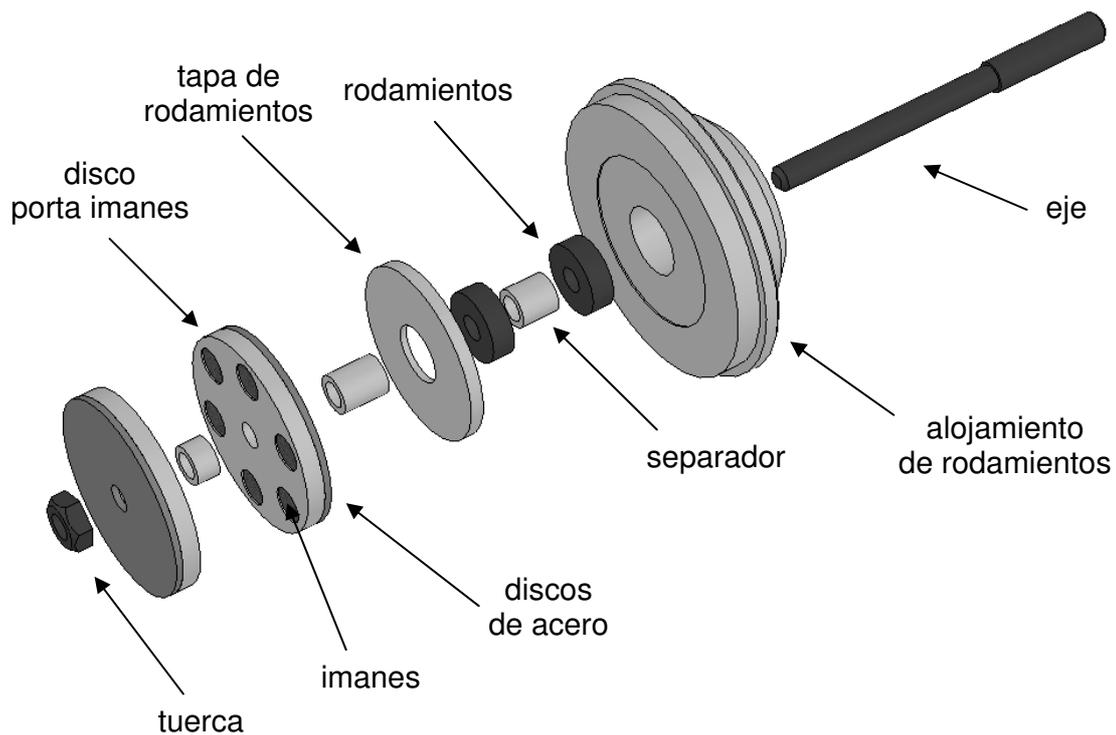


Figura 2.2: Vista explotada del conjunto rotor diseñado con todos sus componentes.

Para el armado, primero se monta el eje con los rodamientos dentro del alojamiento. Se posicionan los rodamientos y se coloca el eje desde la posición exterior suponiendo que sobre éste ya estarían montados el compresor y la turbina del turboeje. Luego se ajusta una tapa con junta elástica que mantiene a los rodamientos dentro del alojamiento. Se colocan en orden los separadores y los discos y finalmente se ajusta todo el conjunto mediante una única tuerca en el extremo del eje. Los rodamientos quedan así pretensados entre la tuerca y el cambio de sección del eje.

Se dejó un espacio entre el alojamiento de los rodamientos y el primer disco (separador de 14,5mm) para ubicar allí el sensor óptico necesario en la implementación como motor y para la cabeza de los bulones que sujetan la tapa de los rodamientos. Dado que se trata de un rotor en voladizo, las tensiones por desbalance sobre los rodamientos aumentan con la distancia de los discos al alojamiento. Este espacio debe ser el mínimo necesario ya que es perjudicial para la vida útil de los mismos.

El espesor de los hierros posteriores se fijó en 2mm, un valor que cierra lo suficiente el campo magnético como para no percibir magnetismo del lado externo al acercar objetos ferromagnéticos. El flujo magnético fuera de los discos podría generar un torque de arrastre por corrientes parásitas resultando en pérdida de energía. El diámetro de los discos porta imanes, por otro lado, es el mínimo necesario para permitir la distancia de 22mm entre los imanes y el eje. Ésta última es la distancia limitante al reducir el tamaño de los discos, ya que se requiere un espacio entre imán y eje por donde pueda cerrarse la bobina. Por otro lado, la cara externa de la bobina más cercana al eje también debe permitir que se coloque el separador de los discos (*Figura 2.3*) cuyo espesor debe ser práctico para mantener los discos paralelos entre sí.

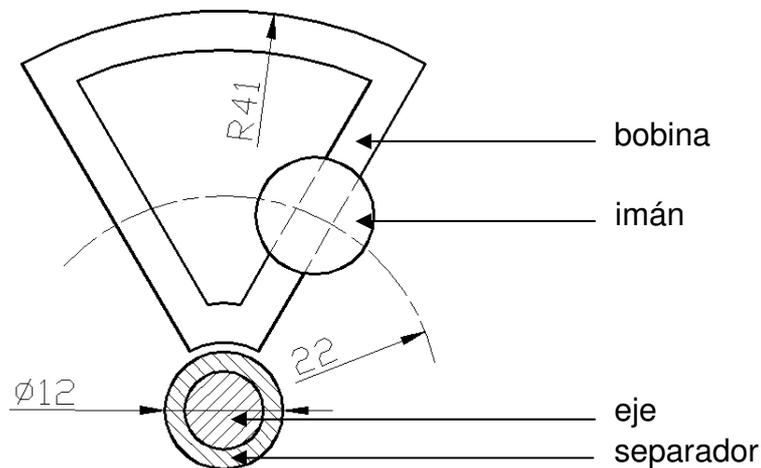


Figura 2.3: geometría principal de las bobinas construidas y su disposición respecto al eje.

Mediante un programa de análisis de tensiones por elementos finitos se simuló por separado los discos con imanes y los hierros posteriores. El objetivo del análisis fue determinar la velocidad de giro máxima que pueden soportar con el diseño escogido, teniendo en cuenta un factor de seguridad del orden de 2. Los resultados obtenidos del análisis se muestran en la *Figura 2.4*. La velocidad de simulación fue de 60.000 rpm. Para el estudio se utilizaron los siguientes valores representativos:

- Discos porta imanes de Aluminio 6061
Tensión de fluencia $\sigma_{Al}=200MPa$
- Densidad de los imanes $\rho_{imán}=7,7g/cm^3$
- Discos de acero SAE1045
Tensión de fluencia $\sigma_{acero}=530MPa$

Cabe aclarar que no se conoce en detalle el tipo de aluminio utilizado para construir los discos. El tipo de aluminio considerado en la simulación corresponde a una serie de uso muy común y la tensión de fluencia corresponde a un valor intermedio entre los diferentes tratamientos térmicos con que se lo puede conseguir.

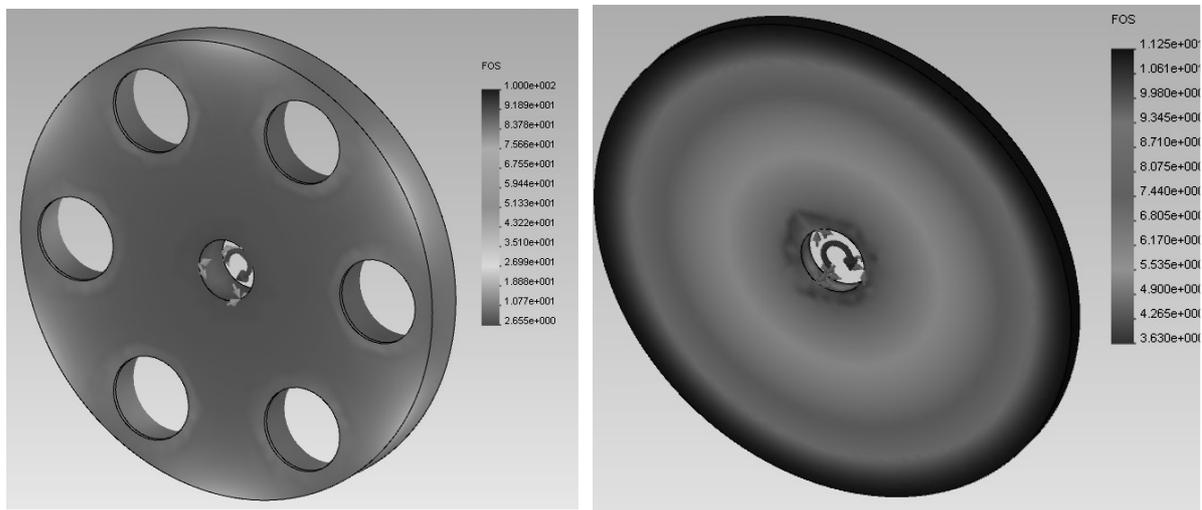


Figura 2.4: simulación por elementos finitos de las tensiones debidas a la fuerza centrífuga para el disco porta imanes y el hierro posterior.

El factor de seguridad mínimo resultante para el disco de acero fue $FDS=3,6$ y para el disco porta imanes de aluminio $FDS=1,9$. Si bien el factor de seguridad del disco de aluminio es ligeramente menor al pretendido, durante los ensayos no se previó llevar el generador por encima de las 35.000rpm. Finalmente se adoptó el diseño por ser seguro.

Se analizó también la tensión máxima admisible debida a flexión para el eje del conjunto a fin de relacionarla con el desbalance final que puede tener el rotor completo. Para obtener resultados conservativos se supuso la fuerza F_{max} de desbalance concentrada en el disco

más externo. Además se tomó una velocidad de 60.000rpm que representa un límite superior también conservativo. En la *Figura 2.5* se muestra el diagrama de esfuerzos.

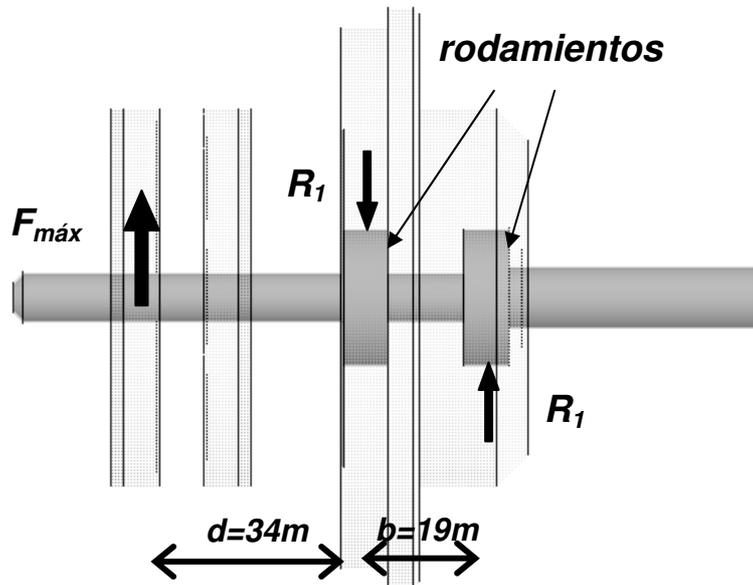


Figura 2.5: diagrama de fuerza y reacciones debidas al desbalance del rotor.

La tensión admisible para el acero SAE1020 dentro del rango elástico es de $\sigma_{máx}=215Mpa$. Si se tiene la fuerza máxima a una distancia $d=34mm$ del rodamiento más exigido y el eje de diámetro $\phi=8mm$ entonces la tensión máxima debida a la flexión será

$$\sigma_{máx} = \frac{M}{I} \cdot r = \frac{F_{máx} \cdot d}{\pi \cdot \phi^4 / 64} \cdot r \Rightarrow F_{máx} = 350MPa \cdot \frac{\pi \cdot (8mm)^4}{34mm \cdot 64 \cdot 4mm} \quad [2.1]$$

$$F_{máx} = 517N$$

donde M es el momento flector y r es el radio del eje. La fuerza $F_{máx}$ se relaciona con el desbalance máximo admisible DB_{adm} como

$$F_{máx} = a_c \cdot m = \omega^2 \cdot r \cdot m = \omega^2 \cdot DB_{adm} \quad [2.2]$$

$$DB_{adm} = \frac{F_{máx}}{\omega^2} = \frac{517N}{(60.000rpm \cdot \pi / 30)^2} = 13,1 \times 10^{-6} Kg \cdot m = 13,1g \cdot mm$$

El valor que surge de la relación [2.2] proporciona un límite superior para el desbalance aceptable para proteger la integridad del eje.

Otro límite para el desbalance lo representa la carga radial máxima que pueden soportar los rodamientos. Un criterio para definir esta carga radial es suponer una vida útil de los rodamientos de 200 horas, que representa un valor razonable para un prototipo. Según las normas ISO la vida útil de un rodamiento se estima según la relación

$$L_{10h} = \frac{10^6}{60 \cdot n} \cdot \left(\frac{C}{R_1} \right)^p \quad [2.3]$$

donde L_{10h} es la vida útil en horas (con un 90% de confiabilidad), n es la velocidad de operación en [rpm], R_1 es la reacción radial que deberá soportar el rodamiento y C es un valor conocido como “carga dinámica” que representa la carga máxima que resulta en una vida útil de 1.000.000 de revoluciones. El coeficiente p depende del tipo de rodamientos.

Se utilizaron rodamientos rígidos de bolas ($p=3$) marca SKF (modelo 608 – Explorer) cuya capacidad máxima de carga radial dinámica es $C=3,45kN$. Según la ecuación [2.3] para una vida útil de 200 horas a 60.000rpm se tiene

$$L_{10h} = 200h = \frac{10^6}{60 \cdot 60000} \cdot \left(\frac{3450kN}{R_1} \right)^3 \Rightarrow R_1 = 385N$$

Resolviendo el sistema de fuerzas de la *Figura 2.5* se puede hallar la fuerza máxima de desbalance F_{max} como

$$R_2 \cdot b = F_{max} \cdot d \quad [2.4]$$

$$R_1 = F_{max} + R_2 = F_{max} \cdot \left(1 + \frac{d}{b} \right) \Rightarrow F_{max} = \frac{R_1}{\left(1 + \frac{d}{b} \right)} = \frac{385N}{\left(1 + \frac{34mm}{19mm} \right)} = 138N$$

Este valor resulta inferior al límite obtenido para la flexión del eje. El desbalance máximo admisible que surge de esta fuerza es

$$DB_{adm} = \frac{F_{m\acute{a}x}}{\omega^2} = \frac{138N}{(60.000rpm \cdot \pi / 30)^2} = 3,5 \times 10^{-6} Kg \cdot m = 3,5g \cdot mm \quad [2.5]$$

Se tomó este desbalance, entonces, como límite aceptable durante el proceso de balanceo.

Luego de montar todos los componentes del rotor se balanceó el conjunto quitando paulatinamente material de los hierros posteriores en forma repartida. Se utilizó el método de balanceo en un plano ^[3] mediante un acelerómetro marca *Wilcoxon Research* (modelo 784A), un osciloscopio digital marca *Agilent* (modelo DSO3062A) y una balanza electrónica de 0,01g de apreciación para pesar las masas de prueba. Para el pulso de sincronía requerido por el método se aprovechó el sistema de disparo óptico de la implementación como motor descripta en el capítulo 5. Luego de seis iteraciones se redujo el desbalance a un 7% del valor original resultando $DB_{final}=1,8gmm$ que es un valor inferior al admisible calculado en [2.5].

ESTATOR

El diseño básico de los devanados sigue el implementado en ^[2]. Se construyeron seis bobinas en forma de “porción” plana con sección cuadrada, como se puede ver en la *Figura 2.3*. Como se mencionó previamente, el radio interno del devanado es de 7mm para no entrar en contacto con el separador de los discos de 6mm de radio externo. Siguiendo el requerimiento de montaje del estator se optó por partirlo en dos mitades prácticamente simétricas cada una conteniendo tres bobinas. Ambas partes abrazan al rotor en su posición definitiva y se ajustan mediante tornillos al cuerpo del alojamiento de rodamientos. El estator completo cuenta con las seis bobinas, los canales de refrigeración y la carcasa protectora. En la *Figura 2.6* se pueden ver los componentes e una vista explotada y la disposición de una de las mitades.

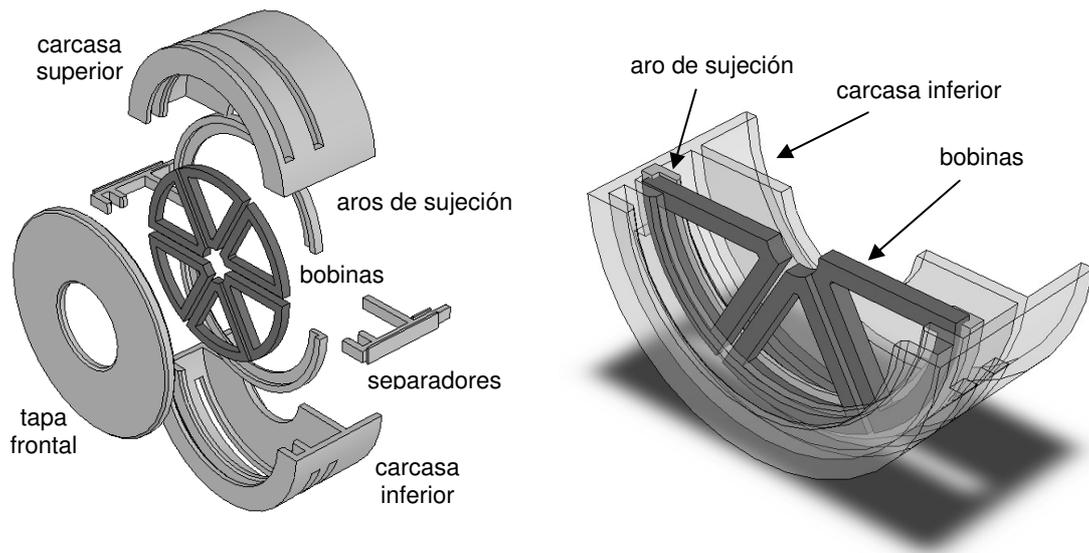


Figura 2.6: explotado de la carcasa y disposición de los componentes principales.

Para sujetar las bobinas a la carcasa se utilizaron tapas de aluminio (dos mitades de un aro) que las presionan contra ésta sobre toda su periferia. A tal fin, el radio externo del devanado es 11mm mayor que el de los discos para evitar interferencias. Estos aros permiten, además, colocar suplementos para llevar las bobinas a su posición correcta. La separación entre los imanes juega un rol muy importante en las prestaciones finales del generador, como se verá más adelante, debiendo dejar el mínimo espacio posible entre sus caras opuestas y las bobinas del estator. De esta forma se necesitan suplementos para posicionar correctamente las bobinas ya que no deben rozar los discos pero sí acercarse lo más posible. Durante su construcción, sucede que las bobinas en general no conservan la forma estrictamente plana.

Por necesidades de maquinado, la carcasa se construyó en una sola pieza cilíndrica y luego se cortó en dos mitades. Para llenar el espacio de material perdido en el corte y mantener la forma cilíndrica una vez montado, se utilizaron dos separadores de aluminio que copian la sección de la carcasa. Otra función que cumplen los separadores es cerrar los canales de ventilación en los espacios entre ambas mitades. Finalmente se proveyó una tapa frontal que cumple dos funciones: sujetar las medias carcasas en el extremo opuesto al alojamiento de los rodamientos y conformar uno de los circuitos de ventilación.

Otro requerimiento de diseño es la capacidad de refrigerar el generador. Para lograr una ventilación forzada se aprovecharon las mismas partes rotantes del aparato para mover aire debido simplemente al arrastre contra sus superficies. Se diseñaron dos tipos de canales de refrigeración diferentes, como se puede observar en la *Figura 2.7*

1. Un tipo de canal (línea clara) permite el ingreso del aire al generador a través del agujero frontal de la tapa y también por una caladura de la carcasa inferior en la cavidad del sensor óptico y la tapa de los rodamientos. En ambos casos el aire entra en contacto con los discos rotantes en su zona más próxima al eje y es arrastrado por ellos. La fuerza centrífuga impulsa el aire hacia la periferia de los discos y lo hace salir por dos caladuras en la carcasa superior. De esta forma se refrigeran los discos porta imanes.
2. El otro sistema de ventilación (línea oscura) se basa en dejar un pequeño canal entre las paredes contiguas de cada bobina, cerrado en las caras paralelas a los discos. Debido al arrastre del aire y su centrifugación en la zona próxima al eje, en el espacio entre los discos y el bobinado se genera depresión. El aire ingresa a una cavidad entre la cara externa del devanado y la carcasa mediante una caladura en la mitad inferior y es conducido a través de los canales entre bobinas por dicha depresión. Una vez que llega al eje es arrastrado a ambos lados por los discos y sale por las mismas aberturas ya mencionadas en la carcasa superior.

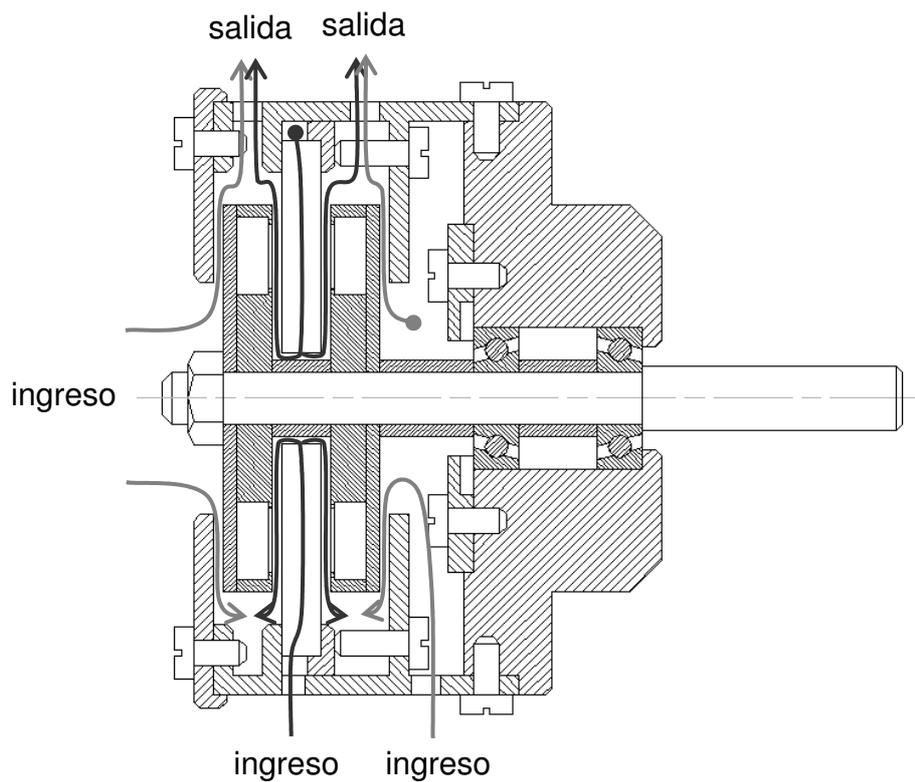


Figura 2.7: vista en corte del generador completo y recorrido del aire de refrigeración..

RUEDAS DE FRICCIÓN

Se utilizó como fuente motriz un motor eléctrico asíncrono trifásico de 1/2Hp comandado por un variador de velocidad, ambos de la marca SIEMENS. La velocidad nominal del motor es de 3.000rpm pero puede aumentarse hasta 6.000rpm. Más allá de dicho límite no es recomendable trabajar. Por la necesidad de llevar el generador a mayores velocidades se optó por diseñar una multiplicación por ruedas de fricción. Las ruedas de fricción son el tipo de multiplicación más básico y se basan en la fricción estática (rodadura) entre dos ruedas de diferente diámetro. En este caso se escogió una relación de multiplicación de 6. El diseño de las ruedas se muestra en la *Figura 2.8*

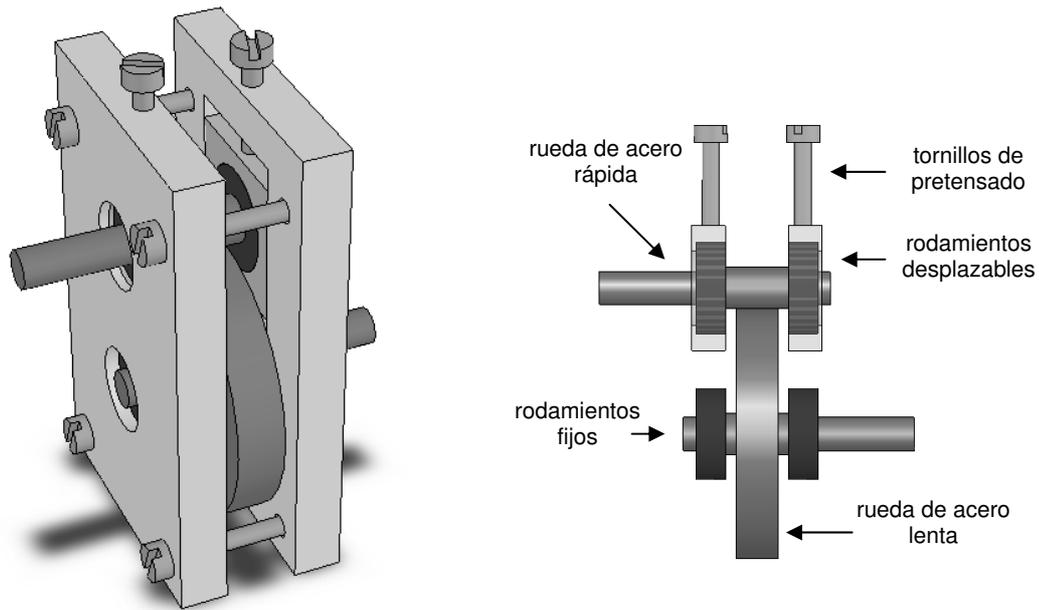


Figura 2.8: representación de la caja multiplicadora completa y esquema de funcionamiento de las ruedas de fricción.

La rueda de mayor diámetro está soportada por dos rodamientos fijos mientras que la rueda más pequeña se halla montada sobre rodamientos en guías desplazables. Para que efectivamente exista fricción estática entre las ruedas y no se produzcan deslizamientos relativos y desgaste, debe existir una fuerza normal de precarga entre ambas. El valor de dicha fuerza F_n se relaciona con la potencia P a transmitir de la siguiente manera: La potencia transmitida sigue la relación $P = \tau \cdot \omega$ donde ω es la velocidad angular de alguna de las ruedas y τ el torque que ésta debe transmitir. El torque τ debe ser entregado a la rueda siguiente por fricción netamente estática, es decir, $\tau = F_n \cdot \mu_s \cdot r$ donde r es el radio de la rueda en análisis y μ_s es el coeficiente de rozamiento estático propio del material. Así queda

$$F_n = \frac{P}{\mu_s \cdot \omega \cdot r} \quad [2.6]$$

Se puede ver que para el caso de dos ruedas de acero ($\mu_s=0,2$) una con radio $r=5mm$ y una velocidad de 30.000rpm transmitiendo 350W de potencia se obtiene una fuerza $F_n=11,4kgf$. El sistema diseñado posee dos rodamientos desplazables y así la tensión de precarga necesaria en cada uno es $F_n=5,7kgf$. El valor es razonablemente bajo para los

materiales y rodamientos involucrados y representa condiciones de trabajo por encima de las máximas alcanzadas durante los ensayos.

Para lograr una precarga estable se colocó una junta elástica entre los tornillos de precarga y los rodamientos deslizables.

2.3) Diseño electromagnético

PARÁMETROS DE DISEÑO

En esta sección se buscó estimar el comportamiento de las variables eléctricas (variables de salida) como la potencia, corriente y tensión del generador según diferentes configuraciones geométricas. Se partió de la caracterización de un modelo antecedente y se establecieron relaciones teóricas y empíricas entre las variables dependientes internas. Se construyó así un modelo teórico que permitió observar tendencias y optimizar el diseño.

En el trabajo de Laboratorio de Ingeniería II ^[2] se construyeron y caracterizaron tres bobinados diferentes observando la potencia útil extraíble en cada caso y su configuración tensión – corriente. El tipo de bobinas utilizadas en este prototipo sigue el mismo concepto de “porciones” sujetadas en la periferia y conectadas en serie. Para estimar las prestaciones del generador se utilizaron los resultados obtenidos en aquellos ensayos y se relacionaron de la siguiente manera:

Variables de entrada

Para el modelo teórico implementado se tomaron trece parámetros constructivos como variables de entrada, referidos exclusivamente a la configuración geométrica del devanado y su posición relativa respecto a los imanes.

En primer lugar se consideró la distancia radial de los imanes al eje de rotación, llamada R_{iman} . Esta distancia relaciona directamente la velocidad angular del rotor con la velocidad tangencial de los imanes. Si bien en el diseño final se utilizó la misma distancia que en el

modelo antecedente tomado como base, la relación [1.2] deja en evidencia la necesidad de incluir este parámetro en el modelo.

Luego se consideró la intensidad de campo magnético sobre la cara de los imanes llamada B_{rem} . Más adelante se muestra la forma en que este campo afecta a las bobinas pero el valor remanente de los imanes permite al modelo predecir el comportamiento con otro tipo de imanes, de ser necesario.

La separación entre los discos porta imanes Gap es uno de los parámetros de diseño críticos. Se incluyó en este modelo como la separación que existe entre las caras paralelas de ambos discos. La distancia real entre imanes es 1mm superior ya que los discos cuentan con una pared de 0,5mm para sujetarlos.

Otra variable de entrada fue el ancho de la pared radial de las bobinas $ancho_bob$ como se muestra en la *Figura 2.3*. Este parámetro se consideró en el cálculo de la cantidad de espiras conductoras.

Para calcular la cantidad de espiras de cada bobina se tomaron dos variables geométricas más. Una es $aire$ que se refiere al espacio de aire que se deja entre la cara frontal de las bobinas y el disco. Ya se mencionó la importancia de minimizar esta distancia y la necesidad constructiva opuesta de permitir imperfecciones en la construcción. La otra variable se llamó $vent$ y representa el espacio entre paredes contiguas de bobinas que se destina a ventilación.

Se consideró el diámetro del conductor utilizado ya que incide directamente sobre la cantidad de espiras de las bobinas y la corriente máxima que se puede extraer del generador. Ya que la configuración tensión – corriente de la potencia eléctrica es un punto importante en el diseño, se consideró este parámetro $diám_cond$.

Para el cálculo de la geometría frontal de las bobinas se consideró además el radio interno de curvatura R_{int} y el radio externo de las mismas R_{ext} . Con estos valores el modelo

calcula la longitud media de una espira y el área de la bobina a fin de realizar una primera estimación de la inductancia del circuito.

También se consideró como variable de entrada la velocidad operativa del generador N . Esta velocidad incide directamente sobre la fem inducida y la frecuencia eléctrica, siendo de gran importancia en el resultado del modelo.

Se tomó en cuenta el número de pares de polos $P.P.$ que es la cantidad de bobinas e imanes contados de a pares. Tiene incidencia sobre la frecuencia eléctrica y la tensión generada al conectar los bobinados en serie, además de la geometría de las bobinas.

Una variable de diseño importante es la potencia de disipación interna máxima que se pretende. Para este modelo se la consideró y llamó P_{dis} ya que incide directamente sobre la corriente máxima extraíble y, por ende, la potencia del generador. Cuanto mejor ventilación se tiene, mayor es la potencia que se puede disipar sin llegar a temperaturas dañinas.

Finalmente se incluyó en el modelo un valor arbitrario de resistencia de contacto R_{cont} para predecir las pérdidas que se generan al trabajar con alta corriente.

Variables dependientes

Una vez establecidas las variables de entrada, se definieron algunas variables dependientes que calcula el modelo. Estas variables son principalmente de carácter eléctrico y representan un paso intermedio antes de calcular las variables de salida que son las de interés. A continuación se describen las variables y sus relaciones.

Se calculó en primer lugar el campo al que están sometidas las bobinas. Se consideró como valor constante sobre todo el cuerpo radial de la bobina el campo presente en la posición equidistante entre ambos discos. Allí se tiene la menor intensidad de campo y así se obtuvo una estimación conservativa. Se midió el campo en dicha posición con cinco

separaciones x [mm] diferentes entre imanes cuyos valores obtenidos se muestran en el ANEXO I. Un ajuste de los puntos permitió hallar la relación

$$B_{gap} = \frac{1}{(a \cdot x)^2 + b} = \frac{1}{0,001815 \cdot (Gap - 1mm)^2 + 0,107766} [kGauss] \quad [a]$$

donde el término $(Gap-1mm)$ se refiere a la separación real entre las caras enfrentadas de los imanes como se explicó anteriormente. Evaluada en $x=0mm$ la relación [a] da un valor $B_{gap} = \frac{1}{b} = 9,28kGauss$ que puede considerarse el campo remanente B_{rem} sobre la cara del imán. Se supuso, además, que la variación del campo B_{gap} con la distancia es independiente de la intensidad del campo remanente del imán. Así, se puede utilizar el valor remanente y la distancia entre discos como únicas variables de este cálculo.

Como se mencionó anteriormente, existe un espacio de aire entre los discos y la cara frontal de las bobinas. El espesor de bobina $esp.bob$ se calculó según

$$esp.bob[mm] = Gap - Aire \quad [b]$$

y representa la longitud en el sentido axial de la sección cuadrada de las paredes de bobina. Con este valor el modelo calcula la sección total de la pared radial de las bobinas A_{tot} como

$$A_{tot}[mm^2] = (Gap - 2 \cdot Aire) \cdot ancho_bob \quad [c]$$

que permite luego estimar el número de conductores de sección circular que podrán pasar por allí. Para esto se calcula el área de cada conductor A_c a partir de su diámetro como

$$A_c[mm^2] = \pi \cdot \frac{(diám_cond)^2}{4} \quad [d]$$

Para estimar la cantidad de conductores que pueden bobinarse dentro del área cuadrada A_{tot} el modelo relaciona dicha área con la sección del conductor mediante el factor de empaquetamiento $Fact_emp$. En el trabajo de laboratorio antecedente [2] se encontró una relación entre la sección del conductor utilizado en

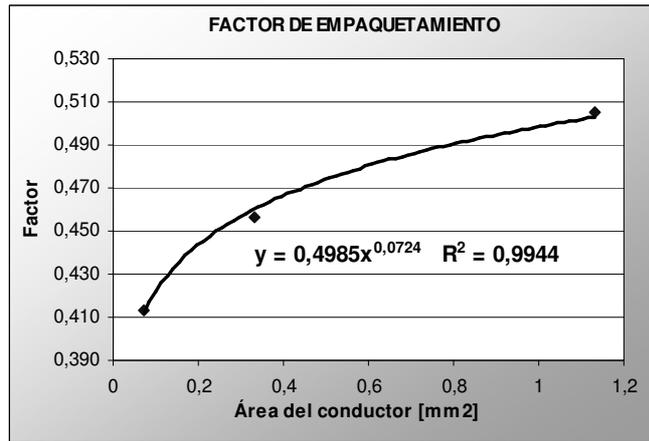


Gráfico 2.1: factores de empaquetamiento hallados

las bobinas y el peso resultante del bobinado completo. Esta variación se atribuyó a un factor de empaquetamiento que representa la fracción del área de sección de bobina A_{tot} que está efectivamente ocupada por cobre. La relación hallada se muestra en la *Figura 2.9* y se ajustó mediante la curva allí mostrada a fin de estimar este factor para cualquier conductor dentro del rango. La relación que utiliza el modelo es entonces

$$Fact_emp = 0,4985 \cdot A_C^{0,0724} \quad [e]$$

Finalmente se calculó el número de espiras n de cada bobina según la ecuación

$$n[\text{espiras}] = \frac{A_{tot}}{A_C} \cdot Fact_emp \quad [f]$$

Para estimar la variación de la inductancia de las bobinas fue necesario obtener el área frontal de ellas. A partir de los parámetros geométricos antes mencionados se obtuvo el área frontal A_{bob} considerando incluso los espacios para ventilación. Se tomó el área del camino medio sobre las paredes de bobina mediante la ecuación

$$A_{bob} [mm^2] = \pi \cdot \left[\left(R_{ext} - \frac{ancho_bob}{2} \right)^2 - \left(R_{int} + \frac{ancho_bob}{2} \right)^2 \right] - 2 \cdot ancho_bob \cdot PP - 2 \cdot vent \cdot PP \quad [g]$$

La frecuencia eléctrica [Hz] a la que trabajará el generador se calculó a partir de la velocidad de giro N y el número de pares de polos mediante la relación

$$F[\text{Hz}] = PP \cdot N / 60 \quad [\text{h}]$$

Es importante aclarar que el número de pares de polos escogido finalmente fue de 3. Luego, dada la relación directa entre la velocidad mecánica y la frecuencia eléctrica, los valores obtenidos en la caracterización se muestran convenientemente según [rpm] o [Hz]. Para comprender rápidamente su significado conviene recordar la relación $1\text{Hz} = 20\text{rpm}$.

Finalmente se estimó la inductancia L mediante una primera aproximación partiendo de la medición de inductancia de las bobinas del trabajo ^[2] según la relación

$$L[\text{H}] = \frac{\mu_0 \cdot A_{bob} \cdot n^2}{\text{Gap} - 2 \cdot \text{Aire}} \cdot C_1 \quad [\text{i}]$$

donde μ_0 es la permeabilidad magnética del vacío y C_1 es una constante promedio para ajustar la ecuación a los valores medidos en las bobinas de referencia. En el trabajo antecedente se utilizó un medidor de impedancias *Fluke* (modelo PM6306) para caracterizar las bobinas fuera del circuito magnético del generador.

Variables de salida

La última parte del modelo calcula las variables de salida que son netamente eléctricas y corresponden a los parámetros de interés para el diseño buscado. Las variables de salida intentan predecir las caídas de tensión que se generarán al cargar el generador únicamente por la circulación de corriente a través de la impedancia interna. Se calcula la potencia entregada a la carga incluyendo las pérdidas en las resistencias de contacto y el rendimiento eléctrico del generador.

En primer lugar el modelo calcula la reactancia inductiva [$j\Omega$] a partir de la inductancia estimada anteriormente y la frecuencia eléctrica según la relación conocida

$$X_L [j\Omega] = 2\pi \cdot F \cdot L \quad [j] \quad (1)$$

La otra componente de la impedancia interna es la resistencia del conductor. Se estimó dicha resistencia suponiendo una longitud media de espira l_{media} [mm] (recorriendo la espira por el centro de cada lado) y teniendo en cuenta el número total de espiras y bobinas conectadas en serie. Se consideró para el cobre una resistividad $\rho = 1,7 \times 10^{-8} \Omega m$. La resistencia total del bobinado en serie siguió la relación

$$R_i [\Omega] = \rho \cdot \frac{l_{media} \cdot PP/2 \cdot n}{A_c} \quad [k] \quad (2)$$

En el cálculo de l_{media} intervienen todos los parámetros geométricos de las bobinas, incluyendo el espacio para refrigeración *vent*.

La *fem* interna inducida se estimó a partir de las mediciones de tensión en vacío del trabajo ^[2] y se escaló linealmente con la velocidad relativa (tangencial) entre imanes y bobina según la relación

$$E_{ind} [V] = B_{gap} \cdot PP \cdot F \cdot n \cdot \frac{R_{iman}}{22mm} \cdot C_2 \quad [l] \quad (3)$$

donde se relaciona el radio de los imanes R_{iman} con el valor del generador ensayado en dicho trabajo. Aquí se incluye la implicancia directa de la distancia al eje de los imanes sobre la velocidad tangencial del campo. La constante C_2 es un valor promedio que ajusta la ecuación a los resultados obtenidos en ^[2].

En esta primera aproximación el modelo calcula la impedancia interna del generador suponiendo valores de R_i y X_L constantes. Luego la impedancia interna Z_i resulta

$$Z_i [\Omega] = \sqrt{R_i^2 + X_L^2} \quad [m] \quad (4)$$

Como se discutirá en el capítulo 3, la impedancia interna del bobinado tiene un comportamiento más complejo que el mostrado en [m] incluso desde el cálculo de sus componentes.

A partir de la potencia máxima de disipación establecida como variable de entrada se calculó la corriente máxima que puede extraerse del generador como

$$I_{\max} [A] = \sqrt{P_{dis} / R_i} \quad [n]$$

Con esta corriente se estimó la tensión en bornes V_L de la máquina (entregada a la carga) como

$$V_L [V] = \sqrt{E_{ind}^2 - (X_L \cdot I_{\max})^2} - (R_i + R_{cont}) \cdot I_{\max} \quad [o]$$

Esta expresión es válida sólo para cargas puramente resistivas que es la condición en que se midió en [2] y en que se medirá en el presente trabajo. Allí se tienen en cuenta las resistencias de contacto.

Finalmente la potencia entregada a la carga se calculó como

$$P_L [W] = V_L \cdot I_{\max} \quad [p]$$

y el rendimiento eléctrico consecuente según la ecuación

$$\eta_{elec} = \frac{P_L}{P_L + (P_{dis} + R_{cont} \cdot I_{\max}^2)} \cdot 100\% \quad [q]$$

Se calculó el rendimiento eléctrico por ser éste un parámetro importante y fijado a priori para las condiciones de diseño de un generador. Se consideraron las pérdidas en los contactos como pérdidas internas del generador

Con los parámetros internos y de salida del generador definidos como se muestra arriba se implementó una planilla de cálculo (*Figura 2.9*) donde se ingresan a la izquierda las variables de entrada y se obtienen a la derecha los parámetros de salida.

VARIABLES DE CONTROL		PARÁMETROS INTERNOS		PARÁMETROS ELÉCTRICOS Y DE DESEMPEÑO	
Riman	22 [mm]	Bgap	4,47 [kGauss]	Xl	7,196 [Ω]
Brem	9,28 [kGauss]	esp. bobina	4 [mm]	Rint	0,904 [Ω]
Gap	7 [mm]	At	16 [mm ²]	Eind	319,6 [V]
ancho bob.	4 [mm]	Ac	0,283 [mm ²]	Z	7,253 [Ω]
aire	1,5 [mm]	fact. emp.	0,485 [área/área]	I _{máx}	4,70 [A]
vent	1 [mm]	n	26 [espiras]	v _L	312,2 [V]
Díam cond	0,6 [mm]	A bobina	4492 [mm ²]	PL máx	1468,1 [W]
Rint	7 [mm]	f elec	5000 [Hz]	η eléctrico	98,2 [%]
Rest	41 [mm]	L	0,000229176 [H]		
N	100000 [rpm]				
P.P.	3 [imanes/2]				
Pdis	20 [W]				
Rcont	0,3 [Ω]				

Figura 2.9: planilla de cálculo para el diseño preliminar del prototipo.

ANÁLISIS DE TENDENCIAS

Una vez obtenido el modelo teórico y ajustado según los resultados del trabajo antecedente se estimó el comportamiento del generador pretendido en este trabajo. Algunas variables de diseño se fijaron directamente por las razones constructivas y especificaciones anteriormente mencionadas:

- N=100.000rpm
- R_{iman}=22mm
- ancho_bob=4mm
- R_{int}=7mm
- R_{ext}=41mm
- B_{rem}=9,28KGauss
- Aire=1,5mm
- Vent=2mm
- PP=3
- R_{cont}=0,3Ω
- P_{dis}=20W

El valor de 20W de disipación interna es un parámetro conservativo. No se conoce aún la capacidad de refrigeración del generador en el punto de diseño por lo que P_{dis} se tomó arbitrariamente. Se espera, de todas formas, que la disipación del modelo final sea de un orden similar. A continuación se muestran los gráficos de tendencia obtenidos según los parámetros restantes y el proceso de optimización consecuente.

En primer lugar se buscó optimizar la separación entre los discos Gap que representa una variable fundamental en el valor de la fem inducida como se puede ver en [j] y [a]. Se estimó la potencia máxima del generador para distintos valores de Gap sobre los tres diámetros de conductor ensayados en [2] barriendo así un rango de 0,30mm a 1,20mm de diámetro. Los resultados se muestran en el *Gráfico 2.2* y todos los valores de tensión y corriente corresponden a valores eficaces o RMS al igual que los valores de referencia.

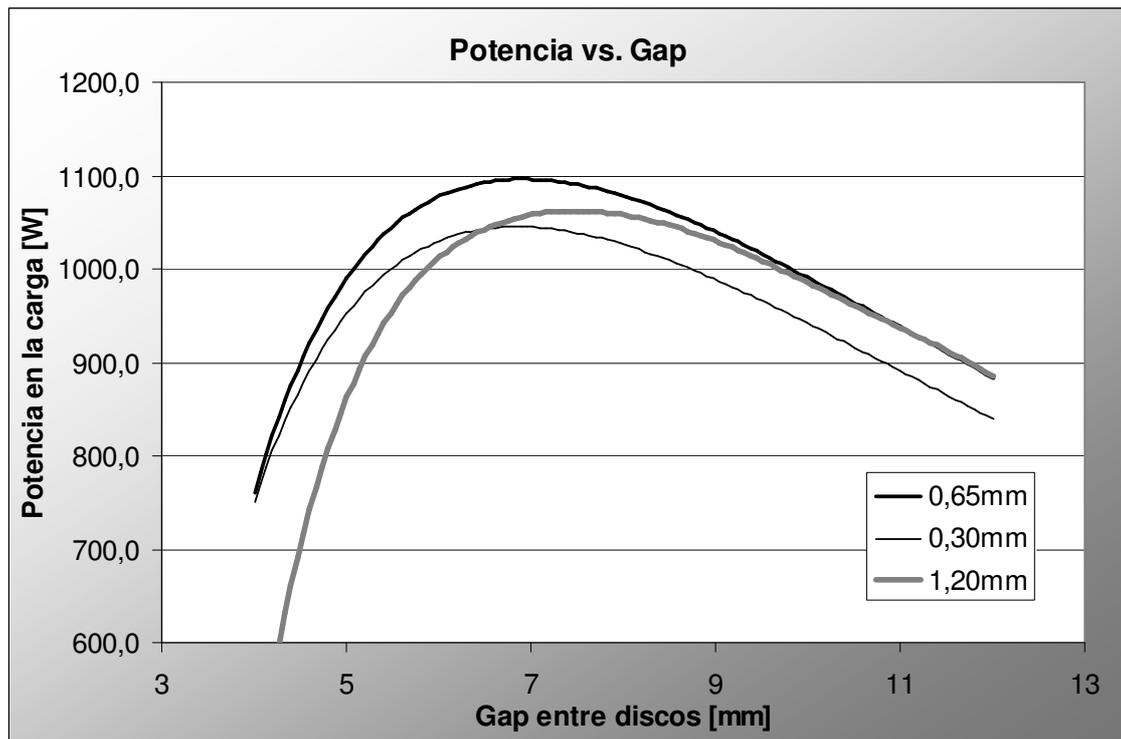


Gráfico 2.2: variación de la potencia de salida según la distancia entre discos.

La tendencia observada arriba se debe a la competencia entre dos efectos: Uno de ellos es el valor del campo magnético en la zona entre discos. Como se vio en la relación [a] y [l] cuanto más cerca se encuentran los imanes enfrentados mayor fem se induce en las espiras

y es posible obtener mayor potencia a una determinada corriente. El otro efecto está relacionado con la geometría de las bobinas ([b] y [f]) que permite colocar más espiras cuanto más separados están los discos. De esta forma también puede lograrse mayor *fem* inducida total. La suma de ambos efectos resulta en la existencia del óptimo observado en la figura.

A partir de estos resultados se fijó la separación entre discos en $Gap=7mm$ por ser el valor en torno al cual el modelo predice las mayores potencias para cualquiera de los conductores.

El segundo resultado importante obtenido con este modelo fue la potencia extraíble según la disipación interna P_{dis} para cada tipo de conductor y el consecuente rendimiento eléctrico del generador. Para los tres conductores ensayados en ^[2] se obtuvieron las curvas mostradas en el *Gráfico 2.3*

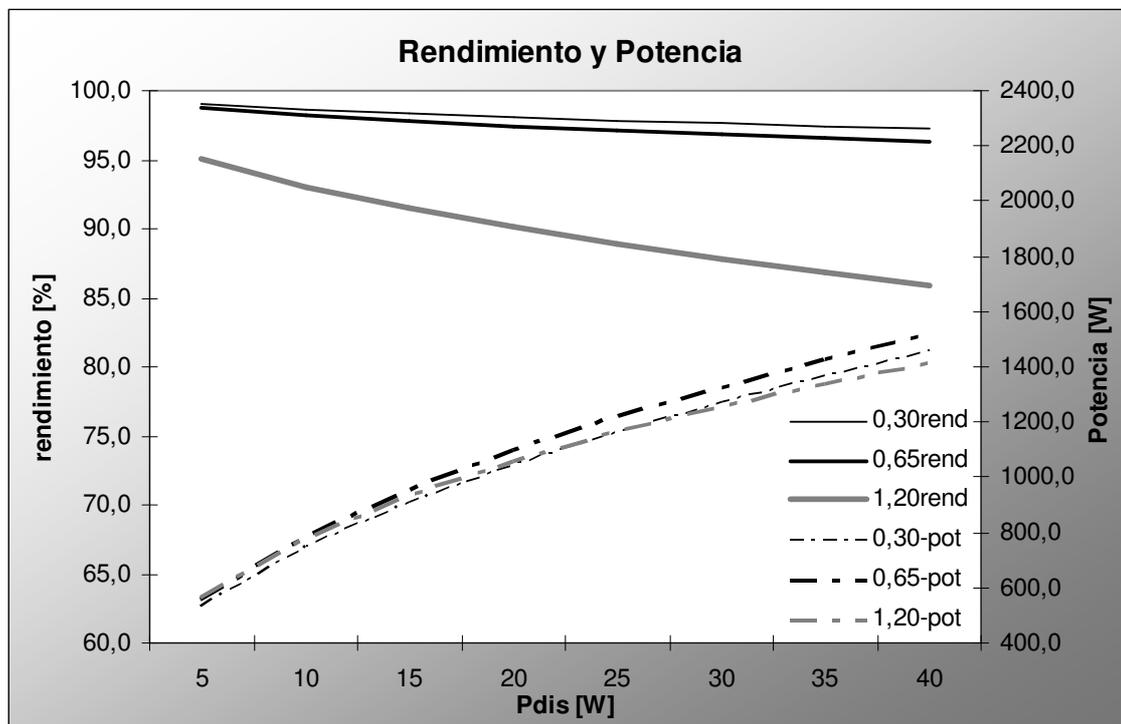


Gráfico 2.3: potencia extraíble y rendimiento eléctrico según la exigencia de disipación interna.

Comparando las curvas obtenidas puede verse que el rendimiento estimado no cae por debajo del 95% para los conductores más delgados incluso en potencias disipadas del

doble de la de diseño. En el caso del conductor más grueso, en cambio, la disminución del rendimiento es más marcada ya que las corrientes implicadas son mayores y aumentan las pérdidas en los contactos. Si bien el valor de resistencia de los contactos se fijó arbitrariamente, es importante notar el efecto que generan si se intenta trabajar con altas corrientes ya que la disipación aumenta cuadráticamente con ésta. Las potencias extraíbles para cada tipo de conductor varían en menor medida ya que dependen principalmente de la caída de tensión en bornes del generador, que se comporta linealmente con la corriente.

La importancia de esta estimación radica en que a partir del *Gráfico 2.3* puede escogerse el punto de trabajo del generador. Como es sabido, la máxima transferencia de energía entre una fuente y una carga se logra cuando la impedancia de carga iguala a la impedancia interna de la fuente. En este punto de trabajo la eficiencia eléctrica es de 50%. Aunque de dispusiera de la capacidad de refrigeración para disipar tanta potencia esta configuración no representaría un punto de diseño conveniente. En general se busca exigir al generador hasta valores de eficiencia que resulten económicamente viables. Es de esperar, entonces, que la eficiencia eléctrica de la máquina se escoja dentro de un rango no inferior al 80%. Mediante gráficos como el mostrado arriba podrá determinarse el punto de diseño una vez que se evalúe el comportamiento completo del conjunto generador – turbina.

Por último se debió escoger el conductor a utilizar. Además del rendimiento eléctrico, una relación importante es la configuración tensión – corriente más provechosa para el uso que se intente dar al generador. Como la frecuencia eléctrica de la corriente aquí generada superará los 5kHz, la tensión en bornes de este modelo será rectificadora, filtrada y posteriormente invertida electrónicamente para llevarla a valores de uso doméstico como ser 220V – 50Hz. Analizando distintos conductores se obtuvo la estimación para los valores de tensión y corriente mostrados en el *Gráfico 2.4* junto con el diámetro de conductor al que corresponden.

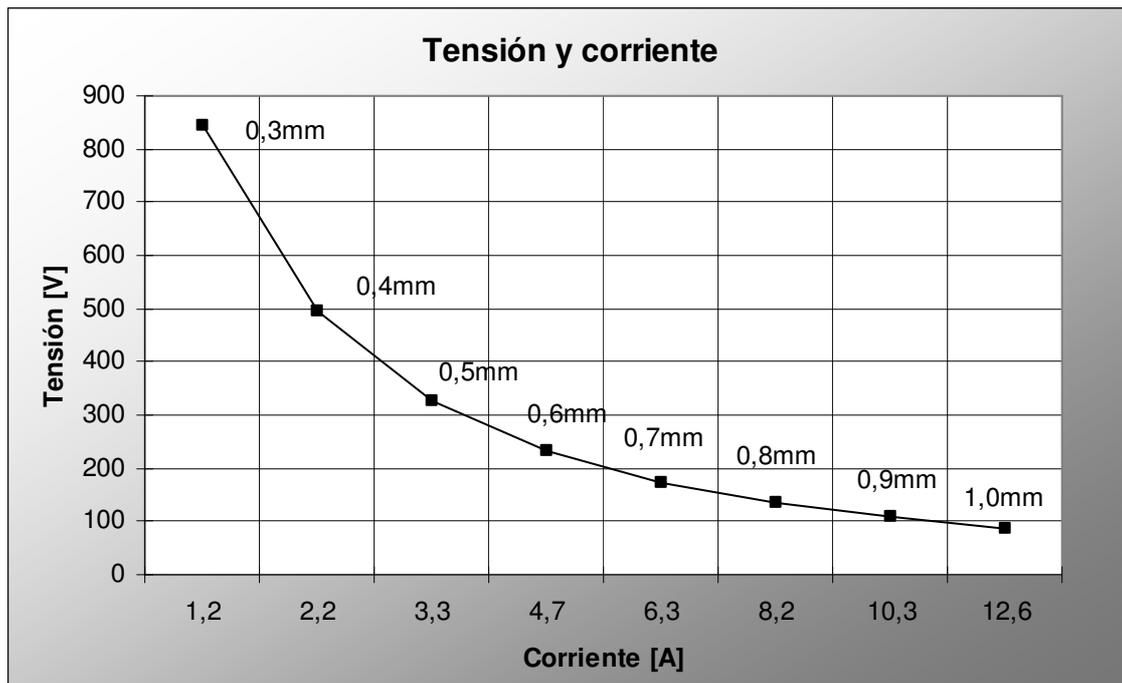


Gráfico 2.4: configuración tensión – corriente para la misma potencia según el conductor.

Una simplificación importante en el diseño final será la eliminación de un transformador para adecuar la potencia eléctrica. Para ésto se muestra conveniente un conductor de 0,6mm de diámetro ya que así se obtienen aproximadamente 230V (valor eficaz similar al de la alimentación doméstica) y la corriente resultante es menor a 5A lo que representa un valor razonable para los componentes electrónicos más comunes. De esta forma se fijó la variable de diseño restante $diám_cond=0,6mm$

Una vez determinadas las variables de diseño se obtuvieron del modelo los siguientes parámetros de salida:

Parámetro	Valor	Unidad
Resistencia interna	0,904	Ω
Reactancia (inductiva)	7,196	$j\Omega$
Impedancia interna	7,253	Ω
f.e.m. inducida	240,4	V
Corriente máxima	4,70	A
Tensión en bornes	232,3	V
Potencia en la carga	1092,5	W
Rendimiento eléctrico	97,6	%

Hasta aquí se explicó el proceso completo de diseño del prototipo, tanto eléctrico como mecánico. El siguiente paso fue la construcción del dispositivo y su caracterización a fin de corroborar los valores predichos por el modelo y el correcto desempeño del diseño mecánico. En la *Figura 2.10* se observa una fotografía del generador construido acoplado a las ruedas de fricción.

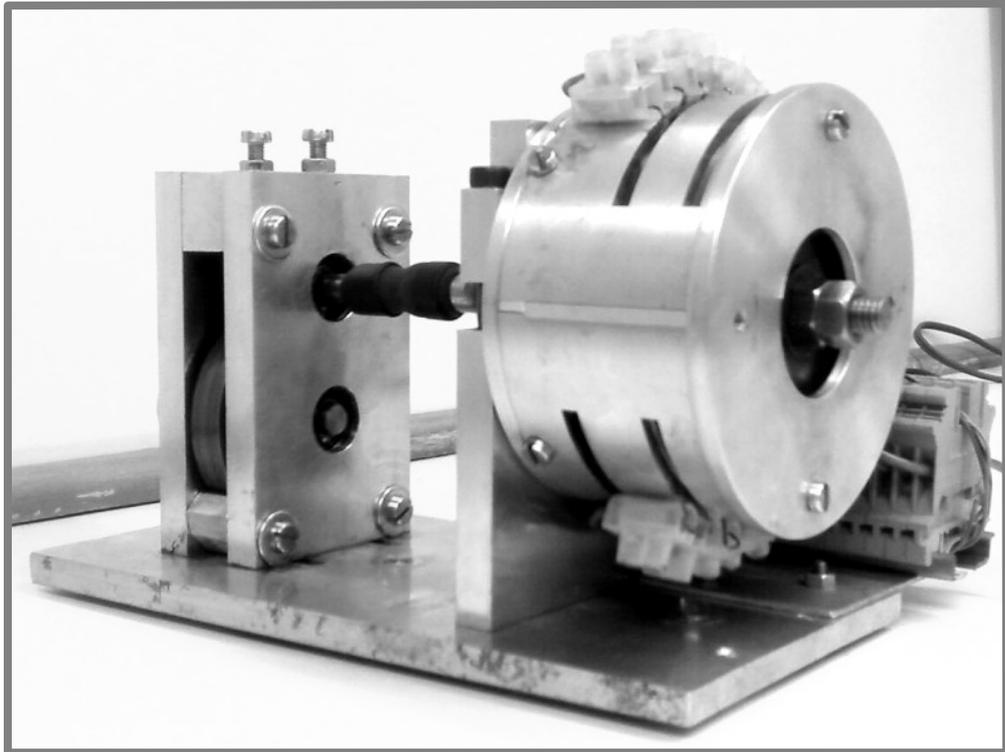


Figura 2.10: fotografía del prototipo construido acoplado a las ruedas de fricción

Los planos generados para construir el dispositivo se muestran como **ANEXO III** al final de este trabajo. Algunas piezas del conjunto no se muestran ya que fueron fabricadas en un centro de mecanizado por control numérico. Para este método de fabricación se requirieron modelos 3D realizados en computadora y no se generaron planos.

3) CARACTERÍSTICAS ELÉCTRICAS DEL GENERADOR

En este capítulo se describen los ensayos realizados al prototipo con el fin de caracterizar diferentes aspectos eléctricos del mismo. El objetivo de la caracterización radica en construir un modelo eléctrico simplificado conocido como *Circuito Equivalente* que permita representar mediante componentes eléctricos convencionales los fenómenos internos que rigen el comportamiento exterior del generador.

Con el circuito obtenido se intentará luego predecir los parámetros eléctricos que se obtendrían en el punto de diseño de la máquina cumpliendo con las especificaciones iniciales.

3.1) Caracterización del prototipo

EL CIRCUITO EQUIVALENTE

La caracterización eléctrica del generador busca comprender el funcionamiento interno de la máquina para poder predecir los valores de tensión y corriente que se obtendrán en distintos puntos de funcionamiento (característica exterior de un generador) más allá del rango de medición. El método más utilizado para esto es la construcción de un circuito eléctrico equivalente que represente los fenómenos internos del generador mediante componentes eléctricos convencionales.

En el circuito equivalente de un generador sincrónico ^[4] se representan componentes mínimos necesarios que permiten describir la diferencia de tensión que se obtiene en bornes de la máquina entre el funcionamiento en vacío y el funcionamiento a plena carga. Los componentes mencionados que integran un circuito equivalente completo se muestran en la *Figura 3.1* y son:

- Una fuente de f.e.m. inducida
- Una resistencia interna R_{int}
- Una reactancia de dispersión $X\sigma$
- Una reactancia de reacción X_r

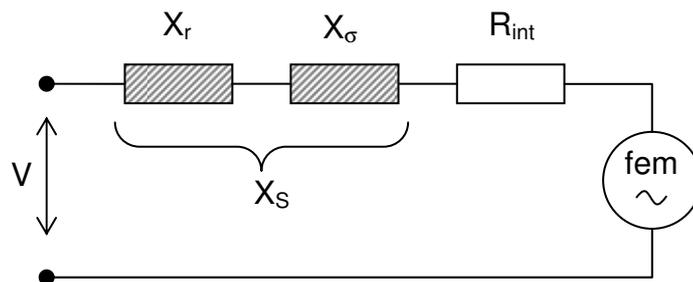


Figura 3.1: circuito equivalente de un alternador convencional.

Si se supone el generador trabajando en vacío y a la velocidad nominal, la tensión que se obtiene en bornes es la misma *fem* inducida internamente ya que no circula corriente alguna y no se generan caídas de tensión en los componentes del circuito. De aquí surge el primer ensayo que se realiza para caracterizarlo y obtener el valor de dicha *fem*: el ensayo de vacío.

El valor de la resistencia interna se puede obtener directamente midiendo el bobinado mediante el método de cuatro puntas o alguno similar. Por otro lado, la obtención de las reactancias internas X_r y X_σ no se logra mediante un método tan directo. Para comprender mejor el significado de cada una es preciso analizar lo que sucede con el generador bajo carga. Al circular corriente por las bobinas estas generan un campo magnético. Debido a la reluctancia del circuito magnético, parte de ese campo se cierra sobre sí mismo y no interactúa con el campo proveniente del rotor. La caída de tensión que se genera por esta autoinductancia de las bobinas es la representada por la *reactancia de dispersión* X_σ . A su vez, el campo que se genera en las bobinas y que sí interactúa con el del rotor se compone con este último generando una fuerza magneto motriz (*fmm*) resultante diferente a la de vacío. El valor y el ángulo de esta *fmm* varía según el tipo de carga que se esté alimentando. Para el caso particular de una carga resistiva pura, como en los ensayos realizados, el campo de reacción del inducido es opuesto y está atrasado 90° respecto al del inductor. Así la *fmm* resultante tiene un valor menor (en módulo) que la de vacío y genera una *fem* también menor. En el diagrama fasorial de la Figura 3.2 se muestran las caídas de tensión mencionadas.

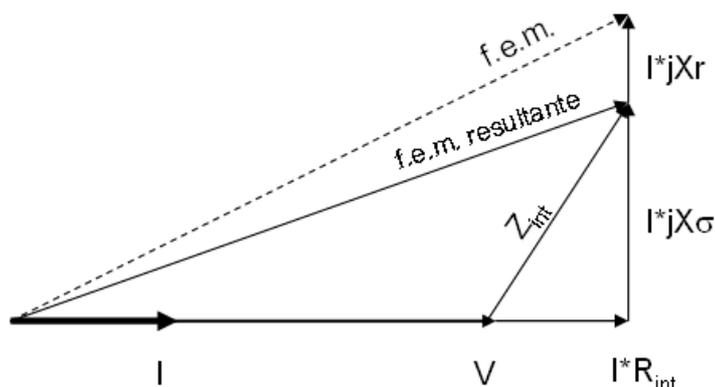


Figura 3.2: diagrama fasorial de las caídas de tensión en un alternador convencional.

La reactancia de reacción del inducido X_r es la forma de representar en el circuito equivalente la variación de la *fem* original mediante un componente eléctrico.

Para determinar las reactancias se debe realizar el llamado *ensayo de cortocircuito*. En dicho ensayo se cortocircuitan los bornes del generador y se monitorea la corriente mediante un amperímetro. Para los alternadores convencionales el ensayo se lleva a cabo haciendo girar la máquina a velocidad nominal e incrementando de a poco la excitación del rotor hasta llegar a una corriente de cortocircuito I_{cc} igual a la nominal o levemente superior. Conociendo luego la *fem* obtenida con la misma excitación (fem_{cc}) pero a circuito abierto se puede calcular el módulo de la impedancia interna como

$$|Z_{int}| = \frac{fem_{cc}}{I_{cc}} \quad [3.1]$$

Luego se puede calcular su componente reactiva pura, llamada *reactancia sincrónica* X_s , conociendo previamente la resistencia interna.

$$X_s = \sqrt{|Z|^2 - R_{int}^2} \quad [3.2]$$

A los fines de analizar el funcionamiento de un alternador convencional alcanza con conocer la reactancia sincrónica completa sin necesidad de discriminar entre sus componentes. Así se obtiene, mediante los ensayos, el circuito equivalente completo. Sin embargo en el caso de un generador de imanes permanentes y, en particular el de este

trabajo, existen diferencias en los ensayos posibles y se optó por una adaptación de los métodos hasta aquí explicados.

ENSAYO DE VACÍO

La primera diferencia respecto a los ensayos convencionales radica en que el prototipo no se llevó a la velocidad de diseño. En cambio, se midió la tensión generada en bornes de la máquina para diferentes velocidades en un rango de 100Hz a 1500Hz, inferiores a la frecuencia nominal propuesta de 5kHz. Durante el ensayo, la tensión y la frecuencia se midieron con un multímetro *Fluke* (modelo 189). Se registró el valor eficaz de la tensión en cada punto cuyos resultados se muestran en el *Gráfico 3.1*. El error de medición en tensión para estos valores fue de 0,5%.

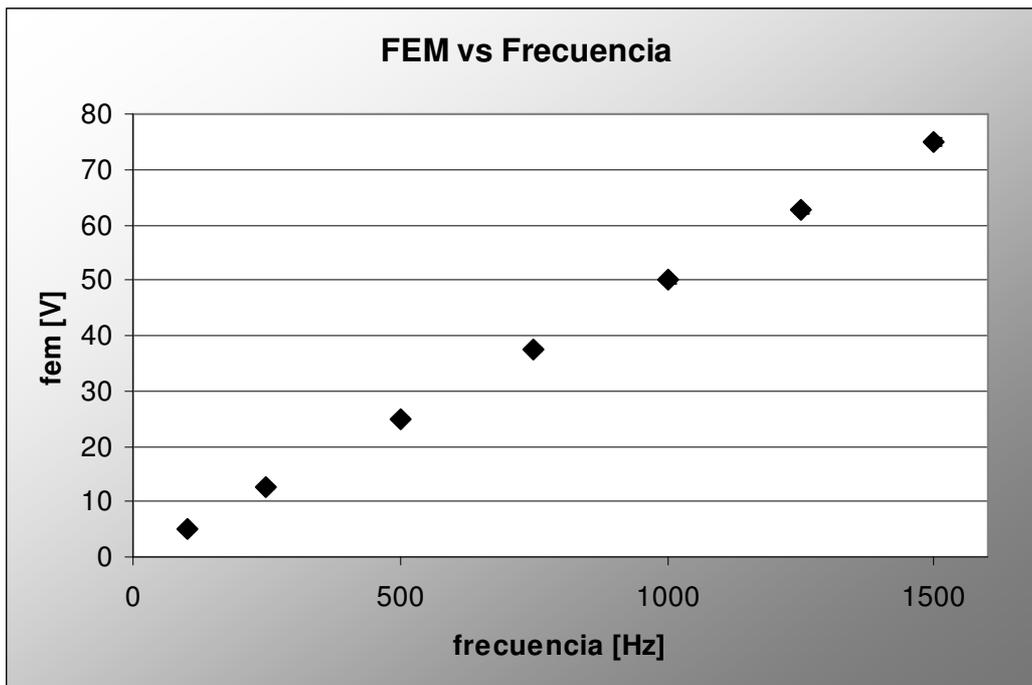


Gráfico 3.1: tensión en bornes del generador trabajando en vacío.

Se observó la esperada dependencia lineal entre tensión y frecuencia por lo que se ajustaron los puntos mediante una regresión lineal. El resultado de este ajuste fue

$$fem = (0,05 \cdot F)V \quad [3.3]$$

y se utilizó posteriormente para estimar la *fem* a cualquier velocidad de trabajo.

Se adquirió, además, la forma de onda de la tensión en vacío mediante el osciloscopio *Agilent*. En la *Figura 3.3* se muestra la señal obtenida para un ensayo a 1kHz.

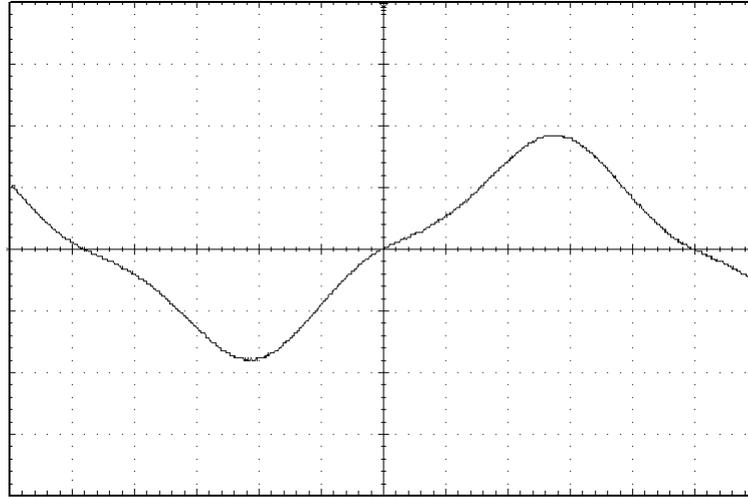


Figura 3.3: Forma de onda de la fem inducida.

Se observó una forma de onda más bien triangular cuyo valor pico fue de 90V. Con los datos del osciloscopio trasladados a una PC se corroboró el valor RMS (eficaz) obtenido con el multímetro *Fluke* y se calculó el factor de forma Fo de la señal definido como

$$Fo = \frac{V_{ef}^{medido}}{V_{ef}^{seno}} \quad [3.3]$$

donde V_{ef}^{seno} es la tensión eficaz de una onda senoidal cuyo valor pico coincide con el de la señal medida. El resultado obtenido fue $Fo=0,89$. Es de esperarse que la forma de onda dependa del ancho de la pared radial de las bobinas *ancho_bob* pero dicha propiedad no se realizó en este trabajo.

RESISTENCIA INTERNA

Se midió la resistencia del bobinado (en bornes del generador) mediante el método de cuatro puntas con un multímetro *Agilent* (modelo 34401A) y se obtuvo el valor

$$R_{int} = (1,07 \pm 0,01)\Omega$$

La medición se realizó con corriente continua lo que da lugar a una diferencia importante respecto a los métodos convencionales: el generador construido trabajará a una frecuencia eléctrica de 5kHz. Al aumentar la frecuencia de la corriente alterna se genera el llamado “efecto pelicular” o “skin effect” que está relacionado con las corrientes parásitas cuyo efecto genera una densidad de corriente no uniforme en toda la sección del conductor. Al contrario, la cargas en movimiento se acumulan sobre la periferia del conductor generando mayor disipación de energía y mayor caída de tensión. El efecto puede verse entonces como un aparente aumento de la resistencia del conductor respecto a la medida para corriente continua.

Utilizando el medidor de impedancias *Fluke* se obtuvo la resistencia interna del bobinado para diferentes frecuencias. Se midió dentro del rango de operación de los ensayos y en un punto aislado a la frecuencia nominal. Los resultados se muestran en el *Gráfico 3.2*

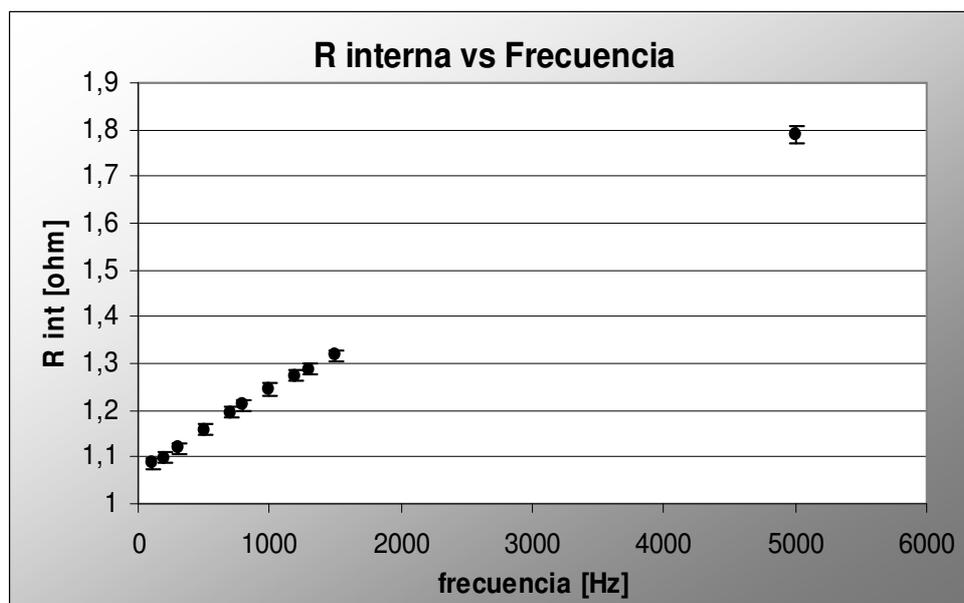


Gráfico 3.2: variación de la resistencia del bobinado según la frecuencia eléctrica.

La teoría relacionada con el efecto pelicular aborda el estudio de las ecuaciones de Maxwell y lleva a resultados de una complejidad que escapa al alcance de este trabajo. Existen, igualmente, aproximaciones simplificadas o empíricas para conductores cilíndricos en frecuencias cercanas a la de línea que no representan bien el caso en estudio. En este marco, y con la posibilidad de medir la resistencia bajo frecuencia, se optó por

ajustar los datos obtenidos en el rango de operación. Se realizó un ajuste lineal respecto a la frecuencia eléctrica F fijando la raíz en el valor resistencia obtenido a corriente continua. El resultado del ajuste fue

$$R_{\text{int}} = (1,07 + 0,0001 \cdot F)\Omega \quad [3.5]$$

INDUCTANCIA INTERNA

Para obtener las reactancias internas del generador es necesario comprender la diferencia entre las explicadas anteriormente y este caso particular. Como se mencionó, en general alcanza con conocer el valor de la reactancia sincrónica X_S pero esto sólo es válido para puntos de trabajo fijos. El generador aquí construido no fue ensayado a la velocidad nominal lo que hace necesario discriminar ambas componentes de X_S para predecir valores en un rango más extendido. La reactancia de reacción del inducido X_r se supuso constante respecto a la frecuencia de trabajo (para cargas puramente resistivas) ya que la fmm del inducido depende sólo de la corriente y de factores geométricos o constructivos. Por otro lado, la reactancia de dispersión se origina en la bobina misma y sí depende de la frecuencia de trabajo F y su propia inductancia L según

$$X_\sigma = 2\pi \cdot F \cdot L \quad [3.6]$$

Se midió la inductancia interna L con el medidor de impedancias *Fluke* para las mismas frecuencias en que se midió la resistencia. Además se repitió la medición en dos posiciones distintas del rotor suponiendo que la reluctancia del circuito magnético varía según la ubicación de los imanes. Se fijó el rotor con los imanes en el centro de las bobinas en un caso y frente a las paredes de bobina en el otro. El promedio entre los valores de ambas posiciones se pesó en 75% para el imán frente a la pared de bobina y 25% en el centro, entendiendo que ese es aproximadamente el comportamiento de la tensión eficaz (*Figura 3.3*) y por ende su influencia sobre la carga. En el *Gráfico 3.3* se muestran los valores obtenidos para ambos ensayos junto a la curva de valores promediados.

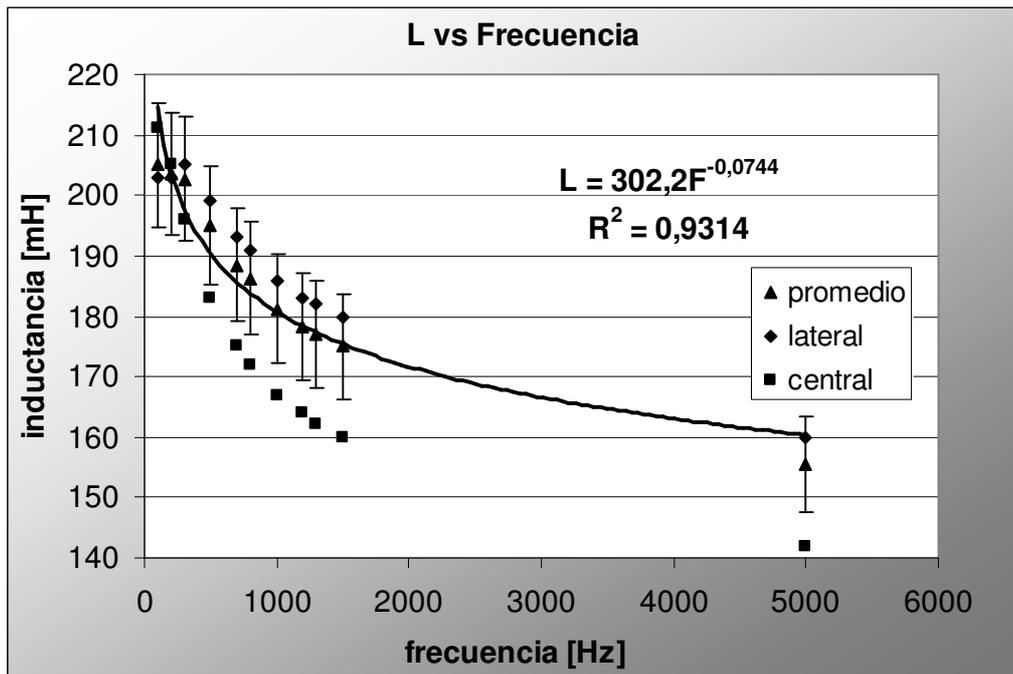


Gráfico 3.3: Variación de la inductancia interna con la frecuencia eléctrica.

Para intentar explicar el comportamiento encontrado se recurrió a la teoría sobre electrónica donde suelen utilizarse bobinas sometidas a alta frecuencia. De allí se puede obtener el modelo eléctrico equivalente utilizado para describir su comportamiento y que se muestra en la *Figura 3.4* donde puede apreciarse una capacidad parásita C no considerada en una bobina de baja frecuencia.

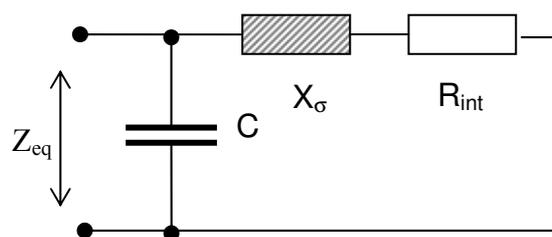


Figura 3.4: circuito eléctrico equivalente para una bobina a alta frecuencia.

Las mediciones realizadas con el medidor de impedancias *Fluke* representan el resultado de analizar el desfase entre la tensión y la corriente que éste inyecta. El mismo es incapaz de diferenciar distintos componentes del circuito medido y sólo calcula las componentes de la impedancia total equivalente. Se supuso en un primer momento que la variación de la

inductancia en el *Gráfico 3.3* se debía al efecto de la capacidad parásita C representada en el circuito eléctrico.

Se buscó ajustar los puntos medidos mediante un circuito eléctrico como el de la *Figura 3.4* del que se obtuvo la impedancia equivalente tal y como la vería el instrumento *Fluke*. En el *Gráfico 3.4* se muestra el comportamiento de la componente inductiva resultante para este tipo de circuitos en contraste con los puntos medidos. Dado el comportamiento marcadamente diferente no se utilizó este modelo para explicar el comportamiento observado sino el ajuste experimental mostrado en el *Gráfico 3.3*

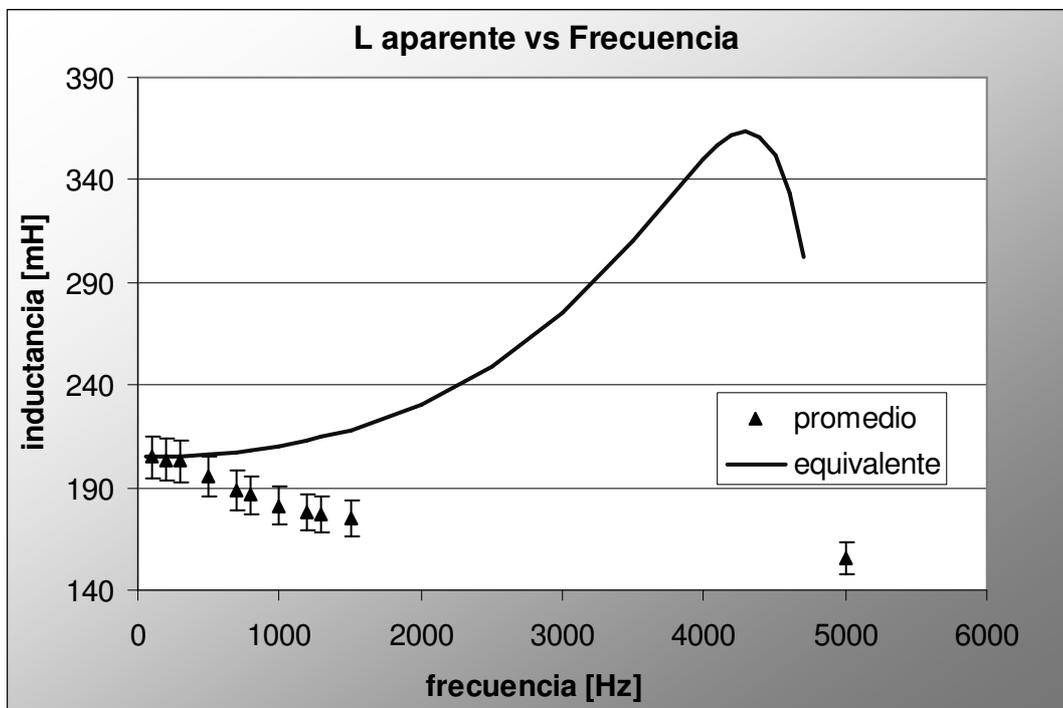


Gráfico 3.4: variación de la inductancia aparente del bobinado según la frecuencia (puntos) y respuesta del modelo equivalente propuesto (curva gris).

ENSAYO DE CORTOCIRCUITO

La otra diferencia importante respecto a los ensayos de alternadores convencionales es que la excitación proveniente de los imanes permanentes es constante. Esto ocasiona una dependencia estrecha entre la velocidad de giro y la fem por lo que resulta imposible llevar al generador a altas velocidades ya que la corriente de cortocircuito resultante sería dañina.

Incluso a bajas velocidades la corriente no puede ser muy grande ya que no se tiene una buena ventilación. Para estimar la impedancia interna se cerró el circuito a través de una resistencia patrón de $4,1\text{m}\Omega$ y se midió en ella la frecuencia y la caída de tensión con el multímetro *Fluke*. En primera instancia se llevó la corriente a valores cercanos a 3A y luego se midió en vacío la *fem* generada a esas mismas frecuencias. Se repitió el ensayo aumentando el valor de la corriente a aproximadamente 5A para obtener datos a mayor frecuencia y extender el rango de estudio.

A partir del ensayo de cortocircuito y conociendo la resistencia interna en cada frecuencia según [3.5] se calculó la reactancia sincrónica X_S con la relación [3.2]. Luego, calculando en cada caso la componente X_σ a partir de la inductancia L con el ajuste mostrado en el *Gráfico 3.3* se calculó la reactancia de reacción X_r .

A bajas frecuencias, como en este ensayo, el valor de la reactancia X_S es muy pequeño comparado con la resistencia. Esto resulta en un aumento importante del error cometido al estimarla. Propagando incertezas se obtuvo un error superior al 30% al estimar X_S a partir del ensayo de 3A. El ensayo de 5A corresponde a una frecuencia mayor y al aumentar la corriente misma se obtuvo una mayor precisión. El error cometido al estimar X_S a partir de estos valores resultó de aproximadamente 15%. El cálculo de X_r se realizó entonces a partir de este segundo ensayo. Promediando el resultado de cada medición se obtuvo

$$X_r = (0,27 \pm 0,08)j\Omega$$

Hasta aquí se obtuvo el valor y la forma funcional de los componentes del circuito eléctrico equivalente del prototipo. El paso siguiente es la estimación de las variables de tensión y corriente que se obtendrían al trabajar en el punto de diseño.

3.2) Estimación de parámetros en el punto de diseño

Para calcular las características de la potencia eléctrica generada en el punto de diseño primero se comparó el cálculo realizado a partir del circuito equivalente con valores experimentales dentro del rango de ensayos del prototipo. Para esto se midió la tensión y la corriente que entrega el generador a diferentes velocidades y cargas. La variación de la tensión respecto a la corriente suministrada se conoce como *Característica Exterior* de la máquina.

OBTENCIÓN DE LA CARACTERÍSTICA EXTERIOR

Se ensayó el generador bajo carga para luego contrastar los valores con el comportamiento del circuito equivalente. La corriente se midió mediante la caída de tensión en una resistencia patrón de $4,1\text{m}\Omega$ y para la carga se conectaron resistencias variables a los bornes del generador. Se llevó el prototipo a siete velocidades diferentes extrayendo en cada caso corrientes de 1A, 2A y 3A. Se midió la tensión en bornes de la máquina y se promediaron tres mediciones. Los resultados del ensayo bajo carga se muestran en el *Gráfico 3.5*

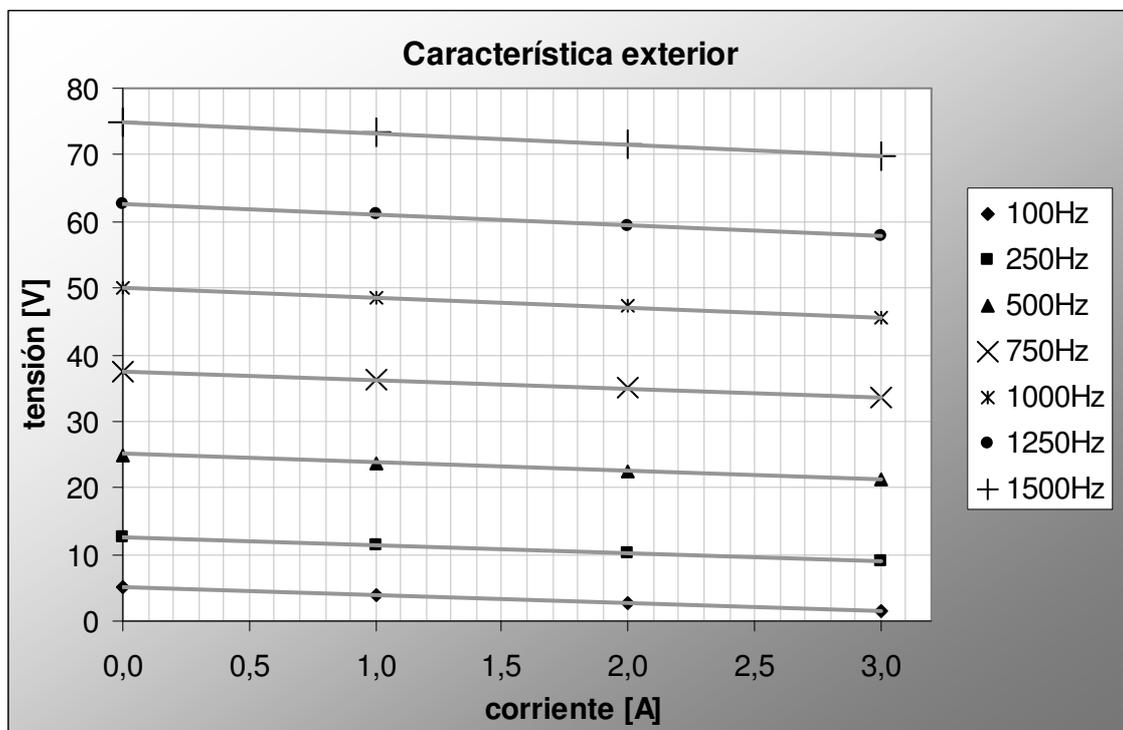


Gráfico 3.5: Característica exterior del generador para diferentes velocidades de trabajo.

Las líneas de tendencia corresponden a ajustes lineales y se muestran sólo a modo ilustrativo. Es notable como aumenta la caída de tensión a medida que se incrementa la frecuencia eléctrica. A partir del circuito equivalente se explicará a continuación este fenómeno.

ESTIMACIÓN DE LA CARACTERÍSTICA EXTERIOR

Una vez obtenido el circuito equivalente pudo estimarse la tensión en bornes bajo diferentes cargas y velocidades. Un primer análisis de los resultados mostró la poca influencia de las reactancias inductivas del circuito en la caída total de tensión para las frecuencias más elevadas. En primer lugar se vio que la caída de tensión en la pequeña reactancia de reacción X_r es baja, ya que las corrientes involucradas (del orden de 4A) lo son. Analizando el diagrama fasorial de la *Figura 3.2* se observó que, para cargas netamente resistivas, la reactancia de reacción genera una caída de la *fem* inducida prácticamente normal al fasor de *fem* original. La perpendicularidad entre ambos y el pequeño módulo de la reacción resultan en una variación muy poco significativa en el módulo de la *fem* inducida.

Respecto a la reactancia de dispersión X_σ se observó un comportamiento similar. Para las frecuencias eléctricas alcanzadas en los ensayos la caída de tensión en esta reactancia supera los 5V en corrientes de aproximadamente 3A. Sin embargo, al igual que con la reactancia de reacción, esta caída se encuentra casi perpendicular al fasor de *fem* y así su efecto sobre la tensión en bornes es poco apreciable. Finalmente se comprobó que el efecto dominante en la disminución de la tensión en bornes es aportado por la resistencia interna. Su magnitud aumenta con la frecuencia según se vio en el *Gráfico 3.2* y la caída resultante se encuentra casi paralela al fasor *fem*. Un cálculo del coseno ϕ para la condición de máxima carga en los ensayos resulta en un valor superior a 0,99.

A continuación se estimó la tensión en bornes del generador para los valores de corriente y frecuencia ensayados en la obtención de la característica exterior. Para comparar ambos resultados con mayor detalle, en el *Gráfico 3.6* pueden observarse sólo las caídas de

tensión medidas con el generador bajo carga y los mismos valores estimados con el circuito equivalente.

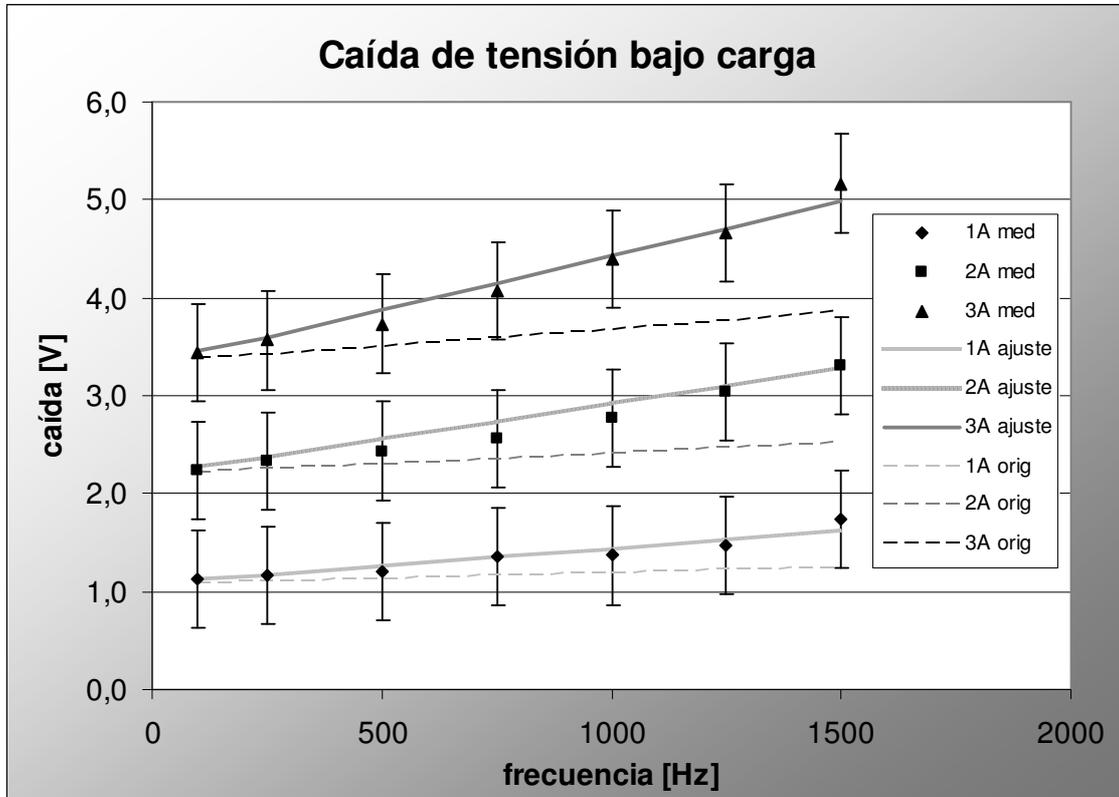


Gráfico 3.6: caída de tensión en bornes del generador bajo carga (puntos), respuesta del circuito equivalente obtenido (línea de trazo) y respuesta del circuito equivalente con la corrección [3.7] sobre la variación de la resistencia interna (línea continua).

Las líneas de trazo (**orig**) representan los resultados obtenidos tal y como se muestra el circuito equivalente. Se pudieron observar dos fenómenos destacables del comportamiento de este modelo teórico:

1. Los efectos de las reactancias inductivas y de la capacidad parásita son apenas apreciables a muy baja frecuencia y altas corrientes. Allí la fem inducida tiene un valor bajo y las resistencias de carga son comparables con las reactancias. A velocidades mayores (levemente por encima de las del ensayo de cortocircuito) las resistencias de carga aumentan y el efecto dominante es la caída de tensión por resistencia interna.

2. La caída de tensión debida a la resistencia interna tiene una pendiente considerablemente menor a la tendencia observable en los puntos medidos (**med**).

Queda en evidencia que el comportamiento de la resistencia interna observado con el instrumento *Fluke* no es suficiente para representar los valores obtenidos. Un fenómeno que puede explicar esta diferencia es que a alta frecuencia no sólo se manifiesta el efecto de circulación pelicular en un conductor sino que también se hace notoria la influencia del campo generado por los conductores vecinos al circular corriente. El efecto de dicho campo también reduce el área efectiva de los. Las líneas continuas (**ajuste**) del *Gráfico 3.6* corresponden a un ajuste del circuito equivalente donde se varió la resistencia interna según

$$R_{\text{int}} = (1,07 + 0,00035 \cdot F)\Omega \quad [3.7]$$

El medidor de impedancias *Fluke* trabaja a baja corriente (típicamente del orden de los miliamperes). Como el campo magnético en torno a los conductores es proporcional a su corriente es probable que el efecto de conductores vecinos no fuera visible. Así, la pendiente real debería ser mayor. Tal es el caso del ajuste de la ecuación [4.3] que se comporta mejor en el rango de corrientes en que operará el generador.

Finalmente se estimó la característica externa del generador para el punto de diseño a 100.000rpm y una potencia en la carga de 1kW. El resultado obtenido fue

• Frecuencia eléctrica:	5kHz
• <i>fem</i> inducida:	250V
• Tensión en bornes:	237V
• Corriente:	4,2A
• Potencia en la carga:	1.001W
• Cos (φ):	>0,99

Se observó que el resultado obtenido extrapolando el resultado del circuito equivalente del prototipo difiere del estimado con el modelo teórico del **CAPÍTULO 2** en menos de un 10%. De hecho, en la estimación de la tensión en bornes la diferencia fue menor al 3%.

4) RENDIMIENTO Y CARACTERÍSTICAS MECÁNICAS

En capítulos anteriores se discutió la importancia del rendimiento del generador, principalmente por factores económicos. A fin de comprender los mecanismos de pérdida de potencia dentro del prototipo se caracterizó la eficiencia global del mismo a diferentes cargas y velocidades de operación en el rango de los ensayos del capítulo anterior. Se midió en cada caso la potencia mecánica suministrada a la máquina y la potencia eléctrica entregada a la carga con el fin de obtener el rendimiento del generador y discriminar entre los distintos tipos de pérdidas.

En este capítulo se discuten los diferentes tipos de pérdida que es esperable encontrar y la posibilidad de observarlas. Se describe el método implementado para medir el rendimiento y su utilidad. Se presentarán los resultados de la medición de rendimiento eléctrico y se estimará su valor en el punto de diseño.

Finalmente se presentan las mediciones de rendimiento global y temperatura de trabajo del prototipo a fin de comprender en forma general el comportamiento mecánico observado y esperable.

4.1) Método para la medición de potencia mecánica

ARREGLO EXPERIMENTAL

Para medir la potencia mecánica suministrada al generador se deben conocer el torque de entrada transmitido por el eje y la velocidad de giro, como se ve en la ecuación [1.1]. Como ya se explicó, la velocidad del generador es fácilmente obtenible desde el multímetro *Fluke* o un osciloscopio ya que está directamente relacionada con la frecuencia eléctrica y no se justifica, por lo tanto, implementar otro sistema de medición. La medición del torque, en cambio, representó un desafío mayor. Para conocer el torque de entrada en el eje se dispuso el generador como se muestra en la *Figura 4.1* a fin de generar un torquímetro.

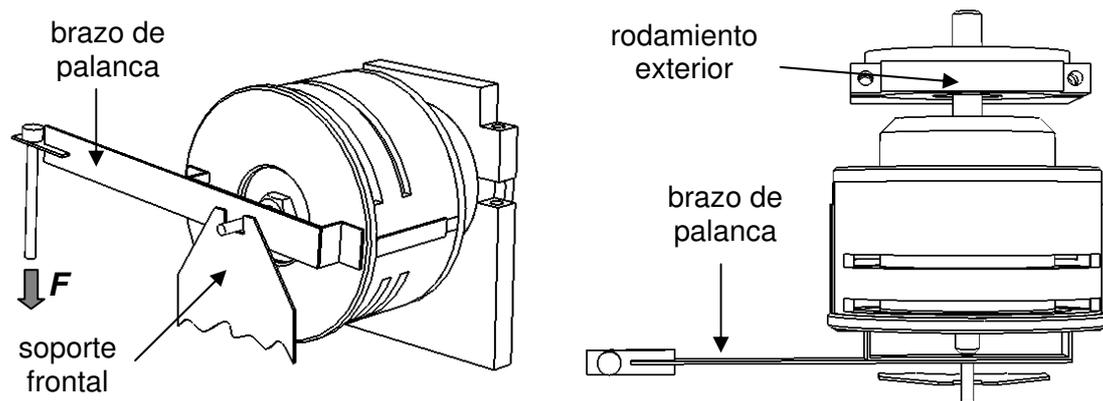


Figura 4.1: arreglo experimental como torquímetro. Puntos de soporte del generador flotado.

Se “flotó” el conjunto de modo que el estator pudiera pivotar sobre el eje de giro del rotor para medir el torque de reacción mediante un brazo de palanca en una balanza electrónica. Para sostenerlo se colocó un rodamiento exterior de donde se sujetó el eje y un punto de pivote delantero con el cual se soportó la carcasa. De esta forma el torque transmitido por el eje debería ser absorbido por el estator y, como este puede pivotar sobre el eje del rotor, la única fuente de torque antagónico viene dada por el brazo de palanca y la balanza electrónica. Así, mediante la medición de la fuerza sobre la balanza, es posible conocer el torque mecánico. Es importante, de todas formas, hacer un análisis de las diferentes fuerzas o interacciones que representa la medición observada en la balanza.

MECANISMOS DE RACCIÓN OBSERVABLES

En primer lugar se debe tener especial cuidado en no generar pares resistentes significativos en los puntos de apoyo del generador para no introducir errores sistemáticos en la medición. Con tal fin se sostuvo al eje con un rodamiento externo. De esta forma no se altera el torque que ingresa al generador ya que la fricción del rodamiento exterior es contrarrestada por el soporte y no por el estator del conjunto. Así, el único par resistente del sistema es aportado por el punto de pivote delantero. Para reducir su valor se implementó mediante un tornillo de 4mm de diámetro recubierto con Teflón sobre una hendidura cuadrada en una chapa delgada también recubierta con teflón. Finalmente el torque que traspasa el rodamiento exterior ingresa al generador a través del eje y se traslada a la carcasa por cuatro mecanismos identificables a priori:

El primer nexo lo representan los rodamientos internos del generador. Su par resistente es contrarrestado por el alojamiento que los contiene y el efecto puede apreciarse en la medición de la balanza. La pérdida de potencia en éste punto puede esperarse importante frente a la potencia generada, especialmente por trabajar a altos regímenes con rodamientos no adecuados a tal fin. El siguiente mecanismo es la reacción entre los conductores del estator y el campo magnético de los imanes como se describe en la ecuación [1.3]. Este factor debe esperarse mayor que los demás ya que está relacionado directamente con la potencia eléctrica generada y cobra mayor peso cuanto más eficiente es el generador.

Existen, en principio, dos fuentes más de resistencia mecánica que son las fuerzas viscosas del aire de ventilación y las fuerzas generadas en las pérdidas de potencia por corrientes parásitas en el rotor. Dadas las dimensiones reducidas de las superficies rotantes es de esperar que las pérdidas por ventilación sean pequeñas frente a las potencias de generación involucradas. Dichas pérdidas se traducen en par en el estator por la tensión de corte del aire contra sus paredes y el efecto es, por lo tanto, observable. Por último, se generan corrientes parásitas en los discos de aluminio del rotor como efecto del campo magnético espacialmente fijo de las bobinas cuando circula corriente por éstas. Ya que las bobinas tienen sólo 26 espiras y no poseen núcleo ferromagnético, es de esperar que el campo que alcanza al rotor sea muy débil como para generar pérdidas de magnitud relevante. Ya que se trata de una interacción netamente electromagnética, el par resistente que aparece en el rotor debe ser acompañado de un par igual y opuesto en las bobinas del estator por lo que el fenómeno también se supone observable.

4.2) Rendimiento eléctrico

Los rodamientos utilizados en este prototipo no son aptos para trabajar a la velocidad de diseño y las mediciones de rendimiento global no resultan prácticas para predecir el comportamiento del generador en esas condiciones. Por tal motivo se decidió medir sólo el rendimiento eléctrico del prototipo, descontando las pérdidas en los rodamientos como se describe a continuación.

POTENCIA BAJO CARGA

Para medir la potencia mecánica suministrada al generador bajo carga se llevó la máquina a la velocidad de interés en vacío y se puso en cero la balanza electrónica. De esta forma se descontó el torque mecánico y fue posible obtener valores relacionados a fenómenos electromagnéticos únicamente. A continuación se cargó el generador hasta alcanzar la corriente de interés corrigiendo la velocidad del motor de alimentación. En cada punto de trabajo particular se midió la fuerza de reacción contra la balanza y la tensión en bornes del generador. La corriente se monitoreó de la misma forma que en el ensayo de cortocircuito. De esta forma se pudo conocer la potencia eléctrica disipada en las resistencias de carga y la potencia mecánica entregada al generador. Esta última representa, por lo visto anteriormente, las pérdidas internas por efecto Joule y por corrientes parásitas. Se repitió el procedimiento a siete velocidades diferentes y a tres valores de corriente. En cada caso se calculó el rendimiento porcentual obtenido como promedio de tres mediciones. Los resultados se muestran en el *Gráfico 4.1*

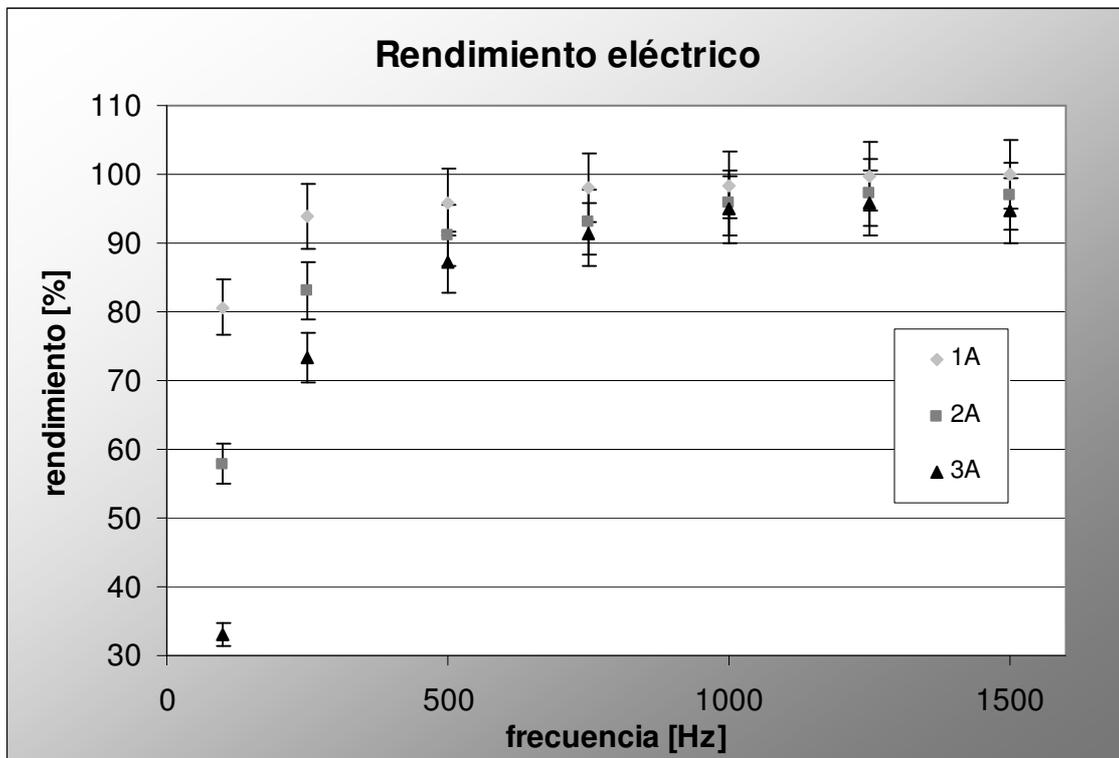


Gráfico 4.1: valores obtenidos para el rendimiento eléctrico del generador bajo carga.

Los valores mostrados se midieron luego de numerosas mejoras al sistema de medición. Un punto importante es la integración de la fuerza que realiza la balanza. Más allá de la vibraciones propias del conjunto, el torque de reacción del estator es de naturaleza pulsante dado que la interacción de los imanes con las bobinas alcanza su máximo cuando éstos enfrentan las paredes de conductores y es nula en el centro, como se explicará en el **CAPÍTULO 5**. La pulsación lleva a una subestimación de la fuerza y por ende de la potencia mecánica de entrada. Inicialmente se obtuvieron valores de rendimiento superiores al 100% lo que delataba la fuente de error sistemática. Se corrigió colocando una masa de medio kilo sobre la balanza y otra menor sobre el brazo de palanca para reducir las vibraciones. Para mitigar el efecto de la fuerza pulsante se colocó un resorte entre el brazo y la balanza para actuar como integrador físico. Se puede observar que los valores alcanzados tienden al rendimiento de 100% pero no lo sobrepasan. No es posible discernir, de todas formas, si aún persiste algún tipo de error sistemático. El error de medición del rendimiento resultó ser de 5%.

ESTIMACIÓN DEL RENDIMIENTO ELECTRICICO

Con el circuito equivalente corregido según [3.7] se pudo obtener el rendimiento eléctrico en los puntos de trabajo del ensayo de rendimiento bajo carga con el fin de comparar ambos valores y estimar el rendimiento en el punto de diseño. Como el circuito equivalente no abarca el efecto de las corrientes parásitas esperables en el rotor sólo se estimaron las pérdidas de calor por efecto Joule en los conductores P_{cu} . Para salvar la diferencia mencionada, a partir de los valores obtenidos en la medición experimental se intentó estimar la pérdida por corrientes parásitas como la diferencia ΔP entre la potencia mecánica P_{mec} y las potencias eléctrica y de disipación interna P_{elec} y P_{cu} .

$$\Delta P = P_{mec} - P_{elec} - P_{Cu} \quad [4.1]$$

La potencia mecánica logró medirse con un 3% de error (sin considerar el posible error sistemático discutido anteriormente) y la potencia eléctrica con un 2% de error. Luego la potencia de pérdidas P_{Cu} se obtuvo directamente del circuito equivalente. Propagando los errores se pudo observar que los valores resultantes de ΔP están dentro del margen de

incerteza y entonces, con la apreciación alcanzada, no fue posible discriminar las pérdidas por corrientes parásitas. Cabe recordar los aspectos anteriormente mencionados que llevaban a suponer que las corrientes parásitas resultarían poco influyentes.

Finalmente se estimaron las pérdidas de origen eléctrico para el punto de diseño según las suposiciones mencionadas arriba para la corriente $I=4,2A$ estimada en el capítulo anterior. Con dichas pérdidas se obtuvo el rendimiento eléctrico estimado sin considerar el posible efecto de las corrientes parásitas. El resultado se muestra a continuación y predice una eficiencia menor a la del modelo teórico del **CAPÍTULO 2** debido, principalmente, a que allí no se consideraba el aumento de la resistencia interna por efecto pelicular.

• Frecuencia eléctrica:	5kHz
• Corriente:	4,2A
• Potencia en la carga:	1.001W
• Potencia en el cobre:	50W
• Rendimiento:	95%

4.3) Rendimiento mecánico y temperatura de trabajo

Para comprender mejor el funcionamiento propio del prototipo diseñado se midieron algunas características funcionales como el rendimiento global y la temperatura de trabajo. Estos parámetros son difícilmente extrapolables al punto de diseño o simplemente no son representativos, como se discutió en la sección anterior. A continuación se presentan los ensayos y algunos análisis sobre los resultados obtenidos.

TORQUE EN RODAMIENTOS Y VENTILACIÓN

Se midió el torque de entrada al generador en vacío para obtener las pérdidas de potencia de origen mecánico τ_{mec} . Por lo explicado anteriormente resulta indistinguible la proporción del torque en vacío que se debe a la fricción de los rodamientos y la debida a la

viscosidad del aire de ventilación, si bien puede suponerse que los rodamientos son los principales responsables del par resistente.

Se tomó el valor de la fuerza de reacción en la balanza para siete velocidades diferentes, aumentando hasta la máxima de una sola corrida y deteniendo el generador entre mediciones sucesivas. También se registró la lectura de fuerza remanente en cada caso al detener por completo el giro. Debido a que el generador flotado no estaba completamente restringido a pivotar sólo sobre su eje, existían algunos grados de libertad adicionales (ej: la hendidura del soporte anterior era de mayor tamaño que el tornillo al que alojaba) y se generaban vibraciones y acomodamientos al comenzar a girar. Esto le quitó repetitividad al método y se optó por realizar estadística sobre diez mediciones similares. En la estimación del error se tomó la desviación estándar de los puntos y la máxima variación de la fuerza remanente una vez detenido el generador. Los resultados obtenidos para el torque mecánico τ_{mec} se muestran en el *Gráfico 4.2*

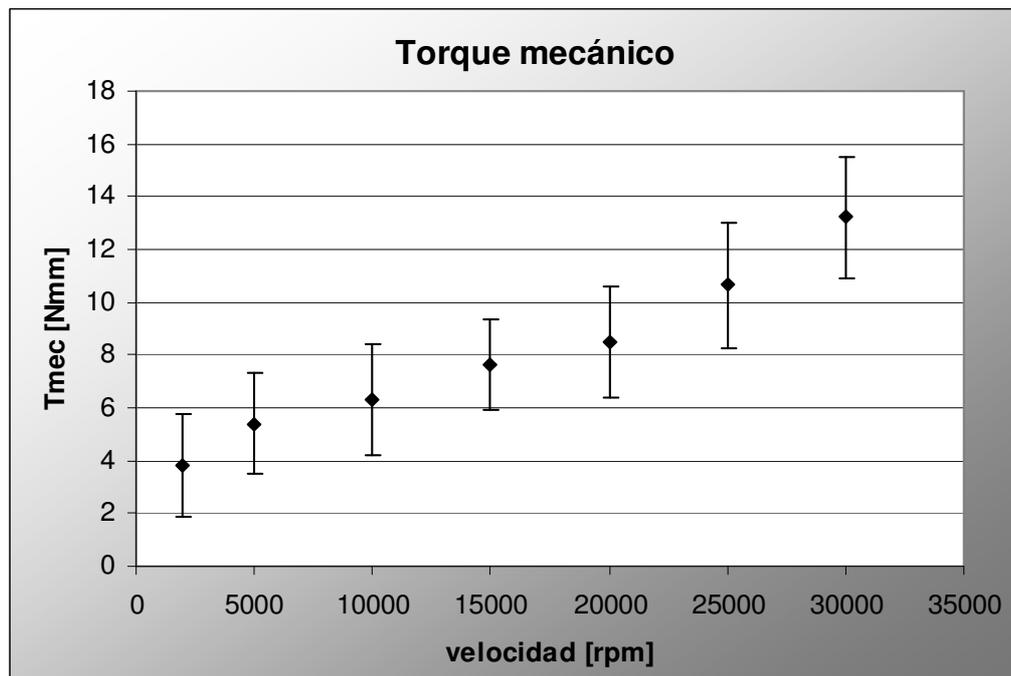


Gráfico 4.2: torque de entrada al generador girando en vacío.

Se observó un aumento monótono del torque resistente mecánico dentro del rango medido. Con los valores de torque mecánico de este ensayo se calcularon las potencias

mecánicas P_{mec} correspondientes según [1.1] y se ajustaron los resultados con una relación cuadrática. Los valores obtenidos se muestran en el *Gráfico 4.3* junto con el ajuste correspondiente

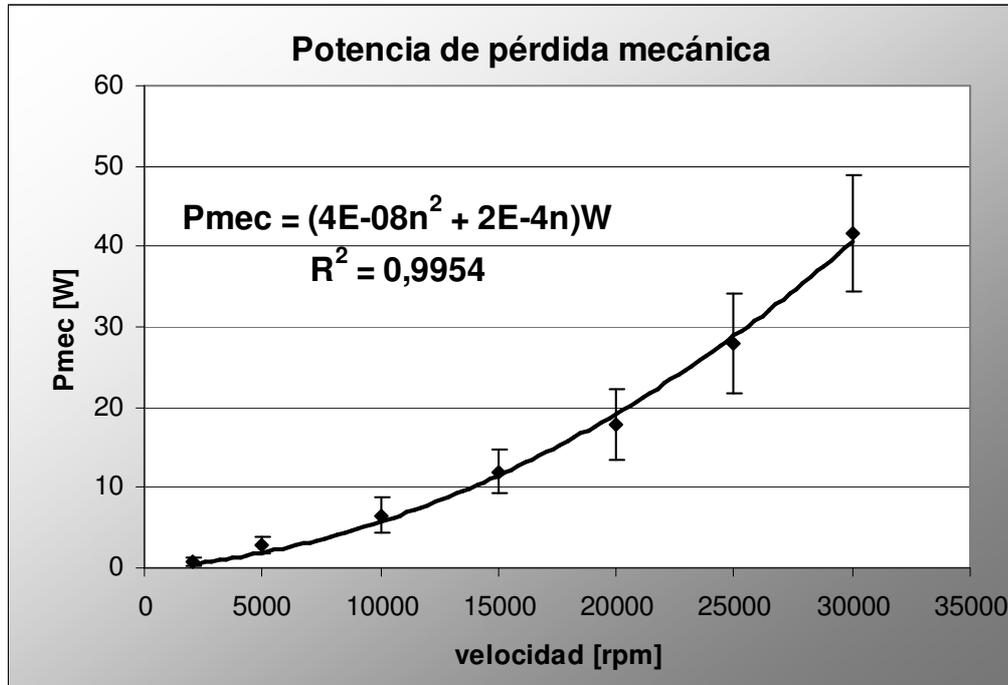


Gráfico 4.3: pérdida de potencia por disipación de origen mecánico.

Al observar el comportamiento de la potencia mecánica disipada respecto a la velocidad queda en evidencia la importancia de utilizar rodamientos adecuados. Se debe tener en cuenta que los rodamientos utilizados en este prototipo no están diseñados para alta velocidad por lo que este ensayo no se utilizó para estimar el rendimiento global en el punto de diseño. De todas formas se calculó el rendimiento global del prototipo a modo ilustrativo. Los resultados se muestran en el *Gráfico 4.4* para el ensayo de 3A. El rendimiento máximo alcanzado fue de $(84 \pm 7)\%$ con un error mayoritariamente aportado por la medición de la potencia mecánica en vacío.

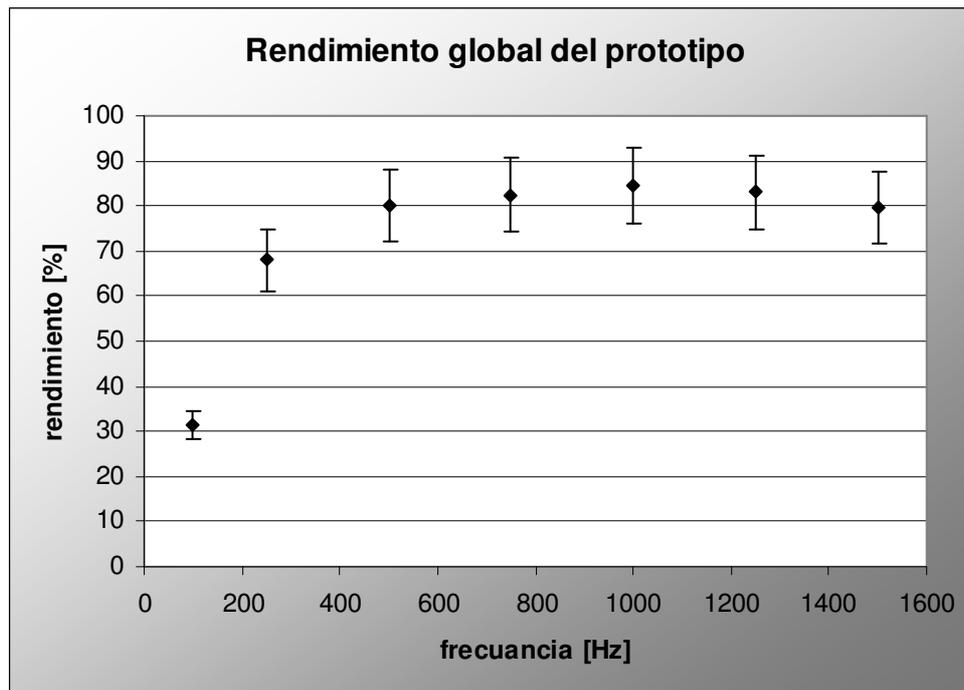


Gráfico 4.4: rendimiento global del prototipo ensayado.

El comportamiento del rendimiento global observado para el prototipo también podría obtenerse en el generador definitivo. Se encontró un óptimo por encima del cual las pérdidas mecánicas se vuelven significativas y el rendimiento disminuye. De todas formas la velocidad de operación es un parámetro que será fijado principalmente por la turbina y no por el punto de mayor rendimiento global del generador. Para este parámetro no optimizable sólo puede buscarse el tipo de rodamiento que genere las menores pérdidas posibles. Debe considerarse, además, que las pérdidas originadas por los rodamientos afectarán a generador y turbina por igual requiriendo un análisis de la eficiencia diferente al mostrado aquí.

TEMPERATURA DE TRABAJO DE LAS BOBINAS

Como caracterización final del prototipo se midió la temperatura de trabajo estacionaria en diferentes condiciones. Una de las pautas de diseño fue la capacidad de refrigeración del prototipo. La incidencia de esta capacidad en la potencia máxima extraíble ya fue discutida. Para comprobar la eficacia del sistema de ventilación concebido (*Figura 2.7*) se observó la temperatura de las bobinas del generador al trabajar bajo carga.

Se midió el aumento de temperatura de las bobinas del generador a tres regímenes y corrientes diferentes. Se colocó una termocupla tipo K en contacto con una bobina en la zona exterior a los discos porta imanes y se registró, mediante un multímetro *BAW* (modelo UT60E), la temperatura estacionaria que alcanzaban los bobinados a 1A, 2A y 3A en velocidades de 10.000rpm, 20.000rpm y 30.000rpm. La temperatura estacionaria se alcanzó, típicamente, en el orden de los 5 minutos. También se midió el aumento de temperatura en el mismo punto con el generador girando en vacío para discriminar el efecto del calentamiento de los rodamientos. Para comprender mejor el efecto de la generación interna de calor, en el *Gráfico 4.5* se muestra el aumento de temperatura producido por la propia rotación del generador (en vacío) y los incrementos de temperatura adicionales bajo carga. Se consideró un error de medición $\Delta T = \pm 2^\circ C$

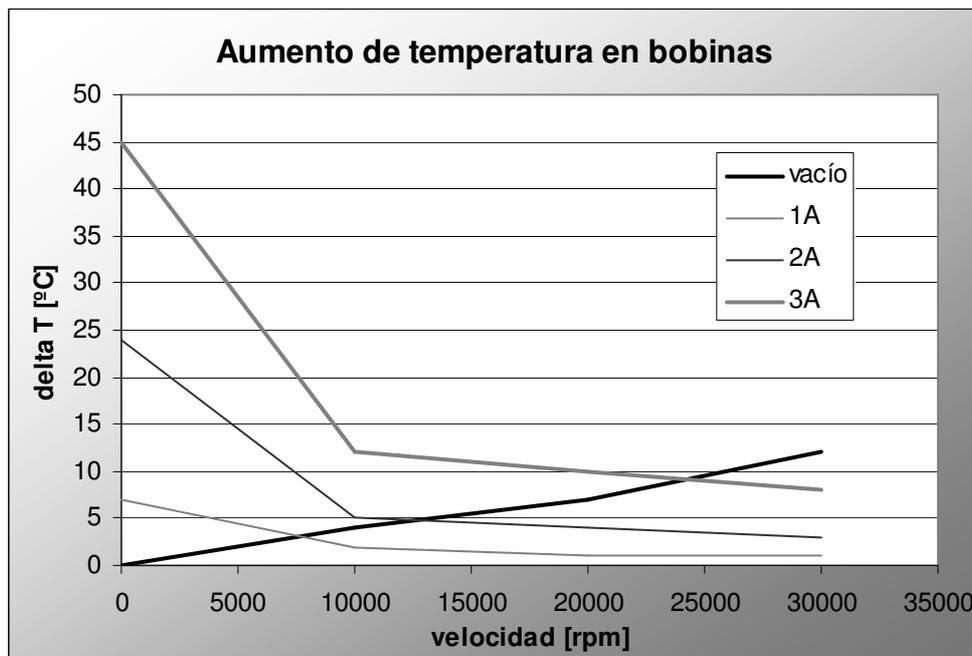


Gráfico 4.5: aumento de temperatura sobre la ambiente para el generador rotando en vacío e incremento adicional debido a la circulación de corriente.

En el *Gráfico 4.5* puede observarse también un ensayo que consistió en determinar el aumento de temperatura bajo las mismas potencias de disipación internas pero sin ventilación. Esto se llevó a cabo inyectando una corriente continua con una fuente *Agilent* (modelo E3642A) y considerando la resistencia interna de $1,07\Omega$. Las potencias de disipación ensayadas fueron de 1,4W 5,7W y 12,8W tomadas como el promedio de las

disipaciones para cada corriente del ensayo en movimiento y considerando la resistencia interna según el ajuste explicado en la **sección 3.2**.

Con estas mediciones se observó la efectividad del sistema de ventilación diseñado. Es de esperarse que a mayor velocidad se incremente aún más el efecto si bien no se puede aseverar nada acerca del aumento de temperatura por la disipación de los rodamientos ya que varía según su tipo. Es importante comprender que la carcasa de aluminio mejora la refrigeración ya que por conducción permite distribuir el calor sobre una superficie de convección mayor.

5) IMPLEMENTACIÓN COMO MOTOR DE ARRANQUE

En este capítulo se presenta el trabajo complementario realizado en la materia *Laboratorio III* de la carrera de Ingeniería Mecánica del Instituto Balseiro. El mismo trató sobre el estudio del prototipo funcionando como motor de corriente continua y el comportamiento de su rendimiento global respecto a diversos parámetros de funcionamiento.

Se conceptualizó primero el principio básico de funcionamiento del motor y algunos aspectos sobre los motores de corriente continua en general. Luego se desarrolló un sistema electrónico de control para impulsarlo y que permitió variar el ancho del pulso de alimentación, su avance respecto a la posición del rotor y su tensión. Se caracterizó el rendimiento del motor según estos parámetros en un rango operativo definido, principalmente, por los valores admisibles por la electrónica y finalmente intentó ajustarse la teoría mencionada inicialmente para predecir su comportamiento más allá de dicho rango de estudio.

5.1) Motivación, conceptos generales

El generador diseñado en este trabajo fue concebido para ser impulsado por una turbina de gas y pretende conformar un conjunto turbina – generador portátil. La turbina es una máquina térmica que requiere ser impulsada hasta cierta velocidad inicial para arrancar. Para simplificar el dispositivo portátil que se pretende, es necesario que el generador mismo cumpla la función de motor de arranque. Durante este periodo transitorio de trabajo la energía será suministrada por una fuente de corriente continua. A continuación se describe el principio básico por el cual es posible utilizar este generador como motor.

PRINCIPIO DE FUNCIONAMIENTO

En la *Figura 5.1* se muestra un diagrama desarrollado del rotor y el estator. Se representan las bobinas del estator en un corte tangencial y se indica en cada caso el sentido de la corriente que circula por ellas (cruz: entrante, punto: saliente).

- 1) Cuando los imanes se hallan en el centro de las bobinas (posición *A*) las paredes radiales de las bobinas de longitud l no se ven sometidas a campo magnético B en el sentido axial ^[5]. Según la relación [1.3] al inyectar una corriente i en el estator no se obtiene ninguna fuerza resultante en la dirección tangencial. Por estar alineados los campos magnéticos de bobina e imán sólo se obtienen fuerzas en dirección axial que, en el caso perfectamente simétrico, están compensadas.
- 2) Cuando el rotor se encuentra en la posición *B* los imanes enfrentan las paredes radiales de las bobinas. Según la relación [1.3] la corriente i que circula por las bobinas interactúa con el campo y se obtiene una fuerza tangencial sobre ellas. La fuerza igual y opuesta que se genera sobre los imanes resulta en un torque mecánico τ sobre el rotor.

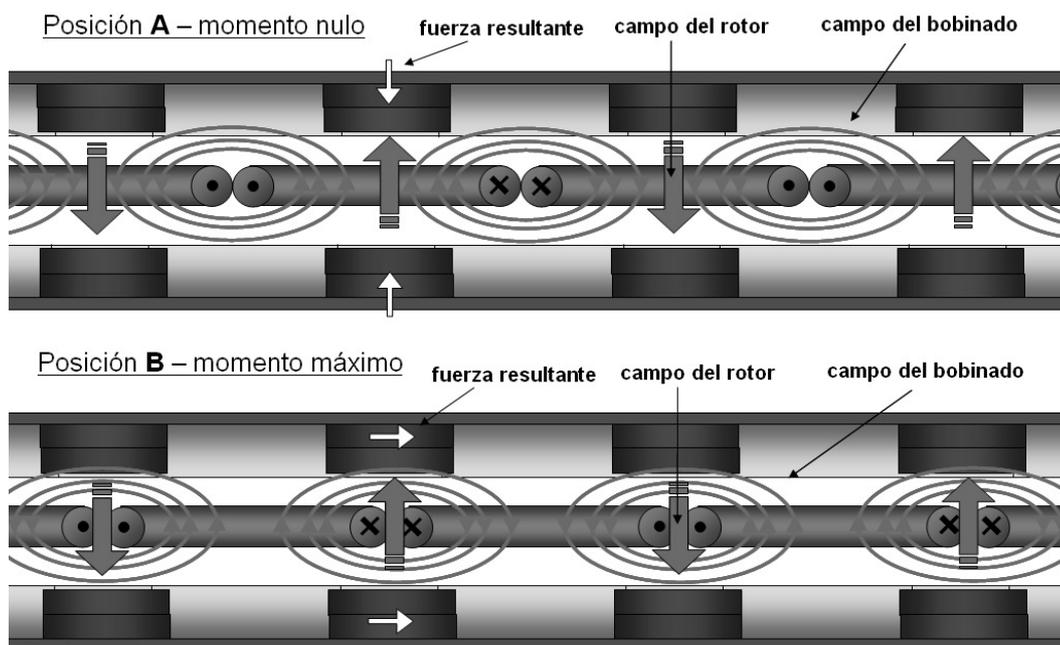


Figura 5.1: Diagrama desarrollado del rotor y estator.

De esta forma el rotor se desplaza hasta enfrentar nuevamente los imanes contra el centro de las bobinas. Para mantener el giro del rotor es necesario, entonces, alternan el sentido de la corriente inyectada mediante un sistema electrónico. La potencia mecánica P_{eje} obtenida al girar a una velocidad ω sigue la relación [1.1].

En lo que respecta al motor ensayado, basta con conocer esta fenomenología para comprender las fuerzas e interacciones involucradas en su movimiento. Sin embargo, para entender mejor el comportamiento del motor desde el punto de vista electromecánico se puede recurrir a la teoría de motores de corriente continua [4]

MOTORES DE CORRIENTE CONTINUA

Un motor de corriente continua posee generalmente un rotor inducido girando en un campo magnético inductor proveniente del estator. La corriente inyectada al rotor se distribuye entre varias bobinas que este posee mediante un sistema de delgas y escobillas. La conmutación de los contactos (aquí implementada electrónicamente) se realiza en una posición tal que el torque medio resultante sea máximo.

Al estar afectado por un campo magnético con velocidad relativa v , en los conductores del inducido se genera una fuerza electro motriz (fem) que sigue la relación [1.2] y representa la tensión mínima de alimentación que se debe tener en bornes de la máquina si se quiere que el flujo de potencia sea entrante. Si la tensión de alimentación fuese menor, el conjunto se comportaría como un generador (dínamo) y la corriente circularía en sentido contrario hacia la fuente.

Si se desprecia la reactancia inductiva del sistema (aproximación útil en la práctica) puede obtenerse la corriente I de entrada al motor como

$$I = \frac{V_{bornes} - fem}{R_{int}} \quad [5.1]$$

donde R_{int} es la resistencia interna equivalente del inducido. La potencia eléctrica resultante que ingresa al motor $P_{in} = V_{bornes} \cdot I$ puede discriminarse fundamentalmente en dos

componentes. La primera es la potencia de disipación interna en el cobre por efecto *Joule* que puede obtenerse como $P_{cu} = R_{int} \cdot I^2$. La potencia restante es $P_{ch} = I \cdot fem$ y representa la potencia electromagnética en el entrehierro del motor. El término *entrehierro* se utiliza suponiendo que el inducido se devana sobre un material ferromagnético, que no es el caso en estudio. Si a la potencia en el entrehierro se restan las pérdidas mecánicas en los rodamientos P_{rod} se obtiene la potencia mecánica útil de salida P_{eje} .

Esta teoría sobre motores de corriente continua se utilizó para intentar predecir el comportamiento del motor, como se ve más adelante. Más allá de su utilidad, para el capítulo aquí presentado es fundamental tener en cuenta que la fuerza impulsora de todos los efectos es la diferencia entre la tensión de alimentación del motor y la *fem* inducida internamente, como muestra la relación [5.1].

Entendiendo estos conceptos, el **objetivo** de este trabajo complementario fue caracterizar el desempeño del motor respecto a tres variables fundamentales:

1. Avance del pulso de corriente respecto a la posición *B* (central) mencionada arriba.
2. Duración del pulso de corriente.
3. Tensión de alimentación del motor según la velocidad de giro.

Se buscó el valor de cada variable que permitiese utilizar el motor en su punto de trabajo de mayor rendimiento. Es importante aclarar que la optimización del rendimiento no busca minimizar el consumo de energía. Como se mencionó antes, el período de trabajo del motor pretende hacerse lo más corto posible (del orden de algunos segundos) y no requiere una economía particular de energía. Con la búsqueda del rendimiento máximo se pretende, en cambio, reducir las corrientes involucradas en el proceso de arranque para minimizar el desgaste de los componentes electrónicos y del propio motor.

5.2) Dispositivo experimental

Se mencionó anteriormente la necesidad de alternar el sentido de la corriente inyectada a las bobinas del motor para mantener el movimiento del rotor. La utilización de un sistema de escobillas y delgas resultaría poco práctico dada la alta velocidad de funcionamiento del dispositivo como generador y el consecuente desgaste que esto generaría. Una mejor solución puede encontrarse en un sistema de control electrónico que conmute la corriente de alimentación (por ejemplo, mediante un puente H) en el momento preciso. Se desarrolló, entonces, un sistema de control que cumplió esta función y permitió variar las condiciones de operación, como se describe a continuación.

Para obtener la conmutación electrónica mencionada anteriormente se requiere una señal de disparo o sincronía que genere el cambio de sentido de la corriente en el momento indicado. El mecanismo de disparo se implementó mediante un sistema óptico. Dentro del generador, sobre la carcasa, se montó un LED infrarrojo *IR333C* y un fototransistor *PT331C* enfrentados al hierro posterior del disco más interno. Éste último se pintó de negro y se le adhirieron seis cintas de aluminio equiespaciadas para reflejar la señal del LED. Se posicionó el conjunto de forma que el pulso de luz se genere cuando los imanes cruzan el centro de las bobinas. Con esta señal se comandó el circuito electrónico diseñado para controlar el motor, cuyo diagrama en bloques se muestra en la *Figura 5.2* y cuyo funcionamiento se explica a continuación:

- a) En primer lugar, el circuito adapta la señal proveniente del fototransistor mediante un amplificador con histéresis (Schmidt trigger) para obtener un pulso cuadrado. Se utilizó para tal fin un amplificador operacional *LM741*. Así se evita trabajar en la zona de alta impedancia de la lógica CMOS durante la saturación progresiva del transistor.
- b) Con el flanco descendente del Schmidt trigger se disparan dos monoestables que entregan una señal cuadrada cuya duración se ajusta independientemente mediante dos potenciómetros. Los flancos descendentes de cada monoestable marcan el comienzo y fin del pulso de corriente que se inyecta al motor. Se utilizaron integrados *LM555*.

- c) La señal de un monoestable ingresa a un flip-flop JK en configuración *Toggle*. En este modo de trabajo el flip-flop invierte el estado de su salida cada con cada flanco ascendente que recibe. La salida del *Toggle* se utiliza para indicar el sentido de la corriente del motor.

- d) Las señales de inicio y fin de pulso provenientes de los monoestables se componen con lógica AND resultando en un pulso cuadrado de duración variable. Ingresan a la entrada PWM de un puente H cuyo funcionamiento se describe en un trabajo similar ^[6] realizado anteriormente en *Laboratorio de Ingeniería 2*. La señal de sentido proveniente del flip-flop ingresa al mismo puente H por la entrada de sentido.

- e) Finalmente los terminales de potencia del puente H se conectan a los bornes de alimentación del motor.

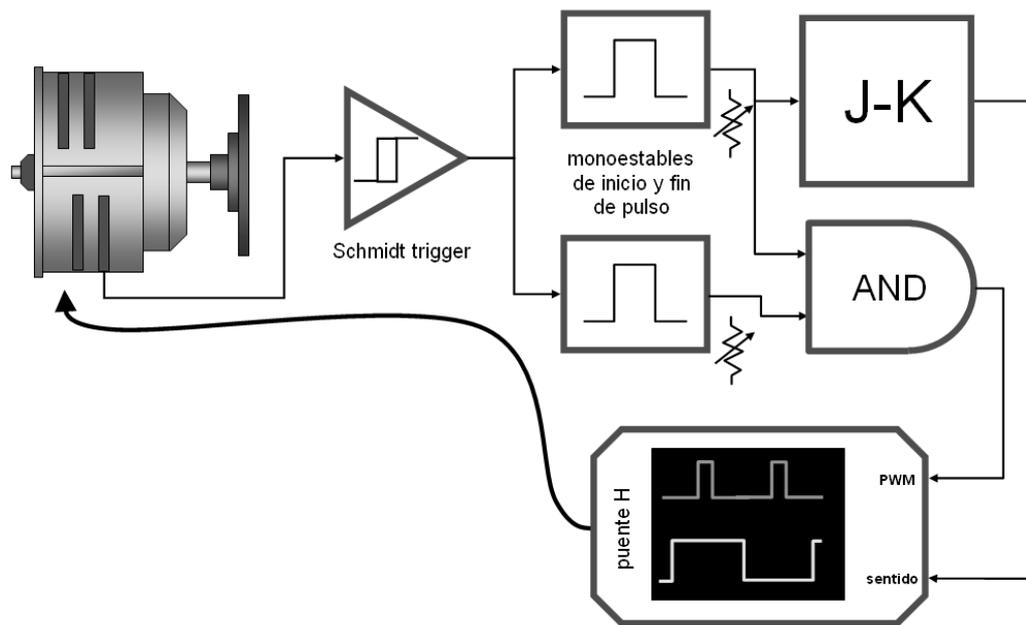


Figura 5.2: Diagrama en bloques del circuito electrónico para comandar el motor.

El circuito completo se alimentó mediante una fuente marca *Gwinstek* (modelo GPS-3030D). Con la electrónica implementada fue posible controlar el ancho del pulso de corriente y su avance respecto al paso de los imanes sobre las paredes de bobina. Esto representa un avance respecto del antecedente ^[6] donde los pulsos de corriente eran de duración completa.

Funcionando como generador las bobinas se conectaron en serie para obtener la mayor tensión posible y extraer potencia mediante corrientes del orden del ampere. Como motor, sin embargo, fue necesario inyectar corrientes del mismo orden a partir de fuentes de tensión continua tradicionales cuya tensión (12V, 24V) puede resultar insuficiente. El problema, entonces, se solucionó conectando las bobinas en paralelo. Para este trabajo se optó por conectarlas en dos paralelos de tres bobinas en serie cada uno.

Para medir la potencia mecánica generada se utilizó un freno de corrientes parásitas conformado por dos bobinas de aproximadamente 960 espiras cada una montadas sobre un brazo pivotante de acero. Las bobinas se conectaron en paralelo y se alimentaron con una fuente de corriente continua marca *Agilent* (modelo E3630A) hasta una intensidad total de 2,5A. Se obtuvo el torque en el freno midiendo la fuerza generada contra una balanza electrónica de 0,01g de apreciación al final de un brazo de palanca de (154 ± 1) mm de longitud. En el eje de salida del generador se montó un soporte de aluminio con un disco de cobre para ubicar dentro del circuito magnético del freno.

La tensión en bornes del generador se monitoreó con un osciloscopio digital *Agilent*. Con este osciloscopio también se observó la corriente de entrada mediante la caída de tensión un una resistencia patrón de $4,1\text{m}\Omega$. Se adquirieron los valores de muestreo del osciloscopio con una PC para calcular luego la corriente media I_{med} y la potencia entregada al motor P_{in} a partir de sus valores instantáneos. La tensión del pulso de potencia se midió con un voltímetro integrado a la fuente de alimentación, de 0,1V de apreciación.

5.3) Caracterización del rendimiento

En primera instancia se buscó la posición óptima del pulso de alimentación. Inmediatamente al familiarizarse con el sistema de control y el comportamiento general del motor se encontró que la posición óptima es central. Esto significa que el pulso de corriente debe estar centrado respecto al pico de f_{em} inducida y este comportamiento se observó en todo el rango de operación. No se realizaron

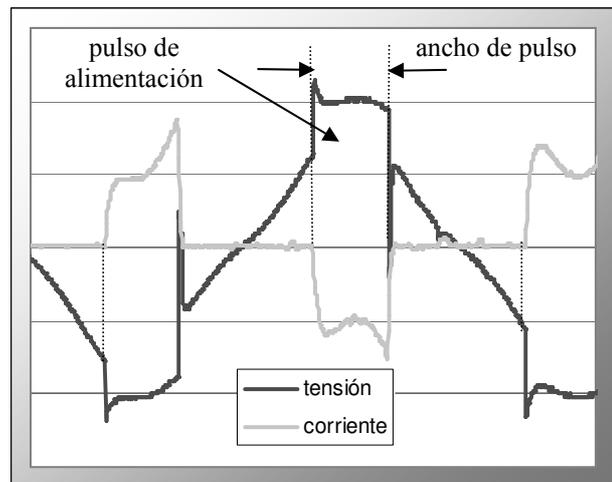


Figura 5.3: Señales de tensión y corriente obtenidas. La corriente está invertida para facilitar su lectura.

mediciones al respecto ya que, a una distancia significativa de la posición central, el motor apenas logra mantenerse en régimen. Luego, todas las mediciones que se presentan en este trabajo se llevaron a cabo con el pulso centrado. En la *Figura 5.3* se muestra la forma de onda típica de tensión y corriente adquirida con el osciloscopio.

ANCHO DE PULSO

En segundo lugar se estudió el comportamiento del motor según el ancho del pulso de alimentación. Se llevó el motor a diferentes velocidades ω y se midió en cada caso la corriente media I_{med} suministrada como se explicó anteriormente. Se incrementó gradualmente la carga del freno y el ancho de pulso para mantener estable la velocidad. Se caracterizó el motor en cuatro velocidades aproximadas, 3800rpm, 4300rpm, 6300rpm y 7000rpm. La velocidad se obtuvo directamente de la frecuencia eléctrica medida en el osciloscopio con un error de apreciación del 2%. La tensión de alimentación del circuito V_{in} varió en cada caso siendo 9V, 11,9V, 14,8V y 15,9V respectivamente. Estos valores se escogieron arbitrariamente, con el único criterio de representar valores de tensión disponibles en baterías comunes.

El límite superior de tensión se fijó por razones de integridad del circuito. Si bien la electrónica utilizada corresponde a la lógica CMOS que soporta típicamente una tensión de 18V, el puente H posee un capacitor electrolítico de 16V. El límite inferior, por otro lado, se debió a que debajo de 7,3V la corriente del LED no es suficiente para saturar el fototransistor y no se obtienen pulsos de disparo.

Con el valor del torque τ en el freno y la velocidad ω se calculó la eficiencia global del motor según la relación

$$\eta_{global} = \frac{\tau \cdot \omega}{P_{in}} \cdot 100\% \quad [5.2]$$

Se repitió cada ensayo 3 veces y se promediaron los resultados. Las eficiencias promedio obtenidas en función de la potencia mecánica en el freno se muestran en el *Gráfico 5.1*, para todas las velocidades de ensayo. En el *Gráfico 5.2* se presentan los valores de corriente correspondientes a las mismas mediciones. El error en la estimación del rendimiento resultó de 5%.

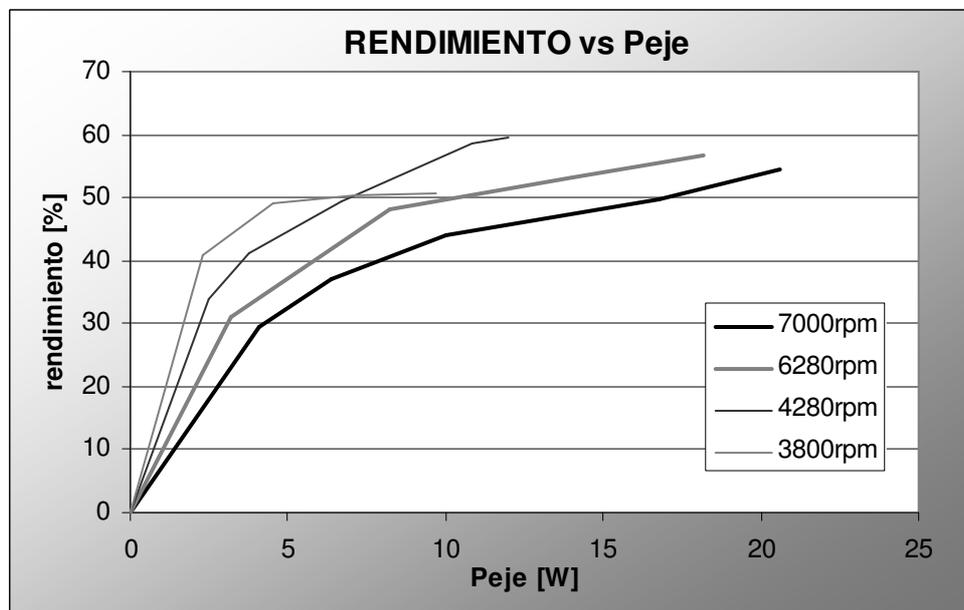


Gráfico 5.1: Curvas de rendimiento según la potencia extraída para cuatro velocidades.

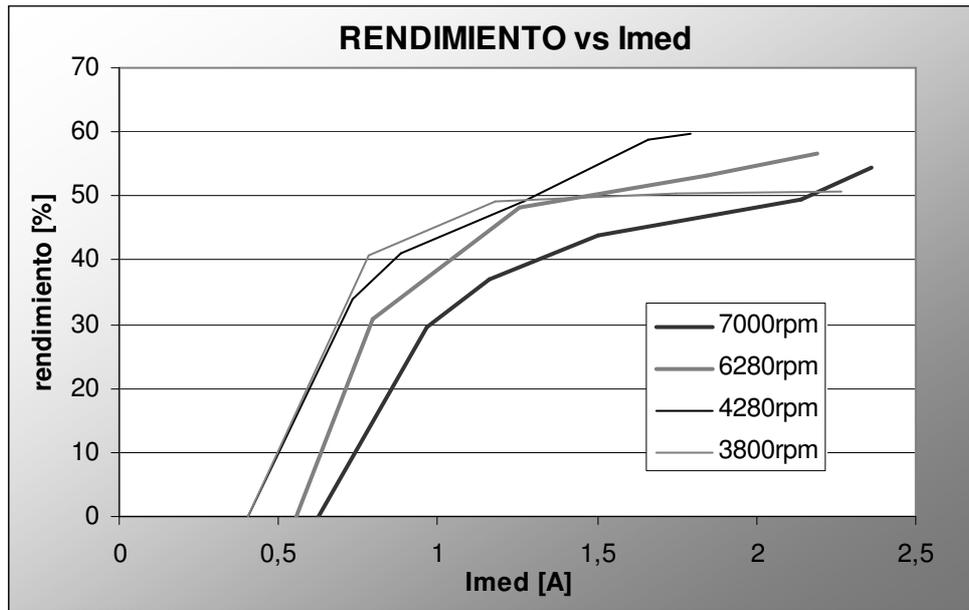


Gráfico 5.2: Curvas de rendimiento según la corriente consumida por el motor.

No se pudo extraer mayor potencia debido a que la fuente contaba con un limitador de corriente. Esto incidió directamente en el torque desarrollado por el motor como se puede ver en la ecuación [1.3]. Otro limitante sobre la corriente estuvo dado por la electrónica de control. Debido al ancho de las cintas reflectoras del disco, la máxima duración de pulso que se puso obtener fue de 60% aproximadamente.

Se observó que el rendimiento global del motor aumenta con el ancho de pulso, es decir, con la corriente suministrada. Los valores máximos de rendimiento se ubicaron entre el 50% y el 60% para los diferentes ensayos y dentro del rango de medición no se observó ninguna tendencia a decrecer. Sí es apreciable, sin embargo, una saturación de la eficiencia. El cruce entre los valores de las diferentes velocidades puede deberse a que no se mantuvo constante el valor de *sobretensión* de alimentación (que se explica más adelante) de un ensayo a otro. Este aspecto se caracterizó posteriormente encontrándose que también afecta al rendimiento.

Otro aspecto importante es que el comportamiento del rendimiento respecto a la corriente es similar, dentro de un rango del 15%, para las diferentes velocidades. Puede verse que para una corriente de 2A el motor alcanza una eficiencia de 50% en la mayoría de los casos. La variación de la *sobretensión* puede explicar la distancia entre curvas observada.

SOBRETENSIÓN DE ALIMENTACIÓN

A continuación se caracterizó el motor respecto a del valor de tensión de alimentación. Teniendo en cuenta que la razón por la que se transmite potencia *hacia* el motor es la diferencia entre dicha tensión y la *fem* inducida, se optó por ensayar diferentes valores de sobretensión por encima de la *fem* máxima. Conocida la relación lineal [3.3] que existe entre la velocidad de giro del motor y la *fem* inducida internamente, se estimó en cada caso su valor pico. Luego la tensión de alimentación del sistema se fijó por encima de ese máximo en porcentajes dentro del rango de 10% a 65%.

El ensayo se realizó llevando el motor a una velocidad de 5000rpm e inyectando una corriente de ancho de pulso fijo de 25%. Para cada valor de tensión se aumentó la carga del freno para mantener constante la velocidad. Se midió el rendimiento y la corriente de entrada de la misma forma que en el ensayo anterior. Los valores obtenidos se muestran en los *Gráficos 5.3 y 5.4*

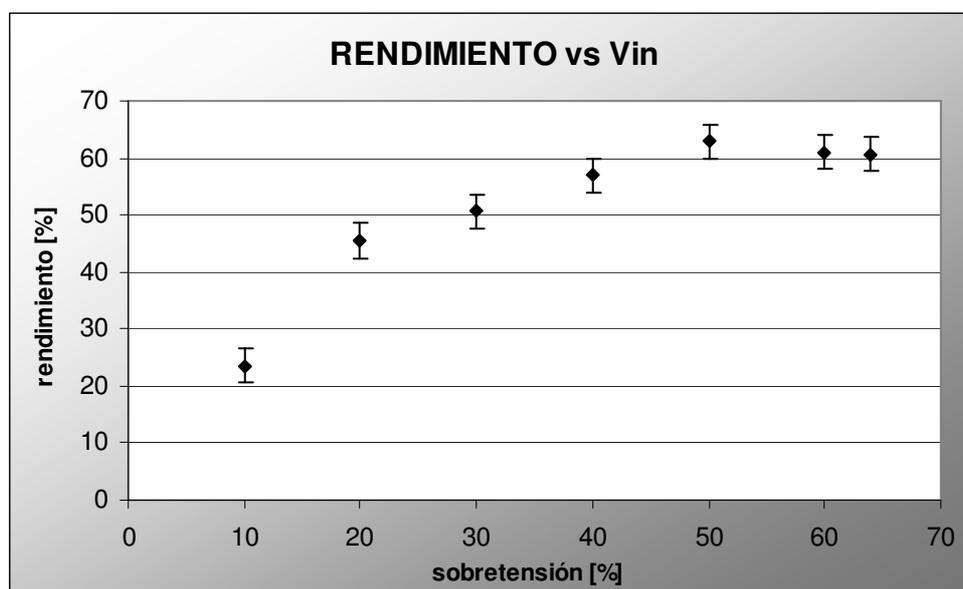


Gráfico 5.3: Rendimiento del motor según el porcentaje de sobretensión de alimentación para una velocidad de ensayo de 5000rpm.

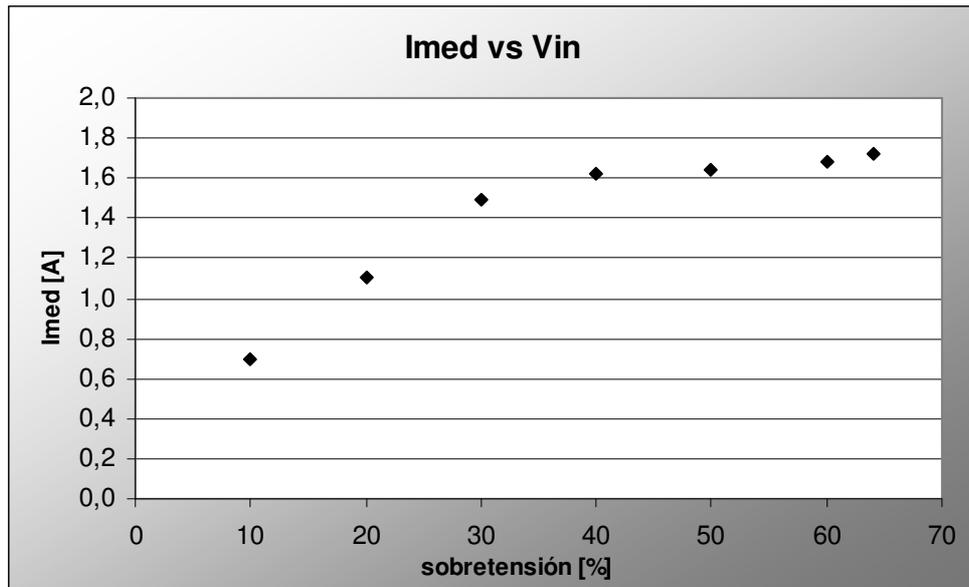


Gráfico 5.4: Corriente media I_{med} consumida por el motor según el porcentaje de sobretensión de alimentación para una velocidad de 5000rpm.

Del Gráfico 5.3 pudo observarse la existencia de un óptimo en el valor de tensión de alimentación. Dicho punto se ubicó entre el 50% y 55% de sobretensión que, para este ensayo, significó una tensión de $(15,3 \pm 0,3)V$. El rendimiento allí alcanzado fue de $(63 \pm 5)\%$ y se obtuvo una potencia útil de salida $P_{eje} = (13,1 \pm 0,3)W$.

Una posible explicación del comportamiento observado radica en la relación entre corriente y torque. Al aumentar la proporción de sobretensión crece proporcionalmente la corriente, como se ve en [5.1]. La potencia mecánica (a velocidad constante) es proporcional al torque generado y éste a la corriente instantánea. Así, es razonable suponer una dependencia aproximadamente lineal entre la potencia generada y la sobretensión. Por otro lado, las pérdidas de potencia en el cobre crecen con el cuadrado de la corriente. Estas pérdidas aumentan, respecto a la sobretensión, con mayor rapidez que la potencia mecánica. Los dos efectos compiten en el valor del rendimiento total y a partir de un cierto punto, el efecto de disipación se vuelve dominante.

La disminución del rendimiento para valores de sobretensión inferiores puede explicarse a raíz de las pérdidas en los rodamientos del motor. A velocidad constante requieren una cierta potencia mínima que debe ser suministrada para mantener el motor en movimiento.

A medida que se disminuye la sobretensión se genera menos torque, como se explicó arriba, y la proporción de éste que puede ser aprovechada en el eje disminuye.

Respecto de la corriente consumida mostrada en el *Gráfico 5.4* se observó que en los valores de sobretensión cercanos al óptimo, su magnitud varía muy poco (apenas el doble que la mínima variación apreciable). Esta insensibilidad se observó entre el 40% y el 60% de sobretensión y representa una zona de trabajo conveniente a la hora de diseñar un control de arranque definitivo.

No se llegó a medir esta característica a otras velocidades de trabajo. Bajo las suposiciones antes mencionadas es razonable pensar que el valor de sobretensión óptimo no varía con la velocidad. De todas formas, como se verá más adelante, el comportamiento del motor es complejo y una extrapolación de este tipo puede resultar incorrecta. Es necesario caracterizar experimentalmente otros puntos.

ENSAYO DE DESACELERACIÓN

Por último, a fin de discriminar entre pérdidas y adaptar mejor el **modelo teórico** se estimó la pérdida de potencia en los rodamientos del sistema mediante un ensayo de desaceleración ^[6]. El método consiste en conocer la desaceleración $d\omega/dt$ del sistema cuando se lo deja decaer a partir de una cierta velocidad. Suponiendo que las pérdidas por ventilación son despreciables (razonable para las superficies rotantes involucradas y las velocidades de ensayo) el torque resistente τ_{rod} del sistema es el generado en los rodamientos y tiene un valor

$$\tau_{rod} = J \cdot \left| \frac{d\omega}{dt} \right| \quad [5.3]$$

donde J es el momento de inercia de todo el conjunto rotante. De esta forma se puede obtener el torque resistente para cada punto de trabajo. No se utilizó aquí el ajuste mostrado en el *Gráfico 4.3* ya que el ensayo allí descrito abarca pocos puntos dentro del rango de velocidades ensayadas para el motor.

En primer lugar se calculó el momento de inercia J total del rotor discriminando entre 13 componentes diferentes. El cálculo se detalla en el **ANEXO II** y el valor obtenido fue

$$J = (9,9 \pm 0,5) \times 10^{-5} \text{ Kgm}^2$$

Se midió luego el tiempo total de frenado partiendo desde 7 diferentes velocidades iniciales en un rango mayor al de ensayo. Suponiendo una variación de velocidad de la misma forma que se encontró en ^[6] se estimó el torque resistente de los rodamientos como

$$\tau_{rod} = 2 \cdot A \cdot J \cdot \sqrt{w} \quad [5.4]$$

donde A es la pendiente de la recta de desaceleración $\sqrt{w} = f(t)$. Con los torques obtenidos se calculó la potencia de pérdida P_{rod} en cada velocidad de ensayo según [1.1]. Los resultados obtenidos se muestran en el *Gráfico 5.5*

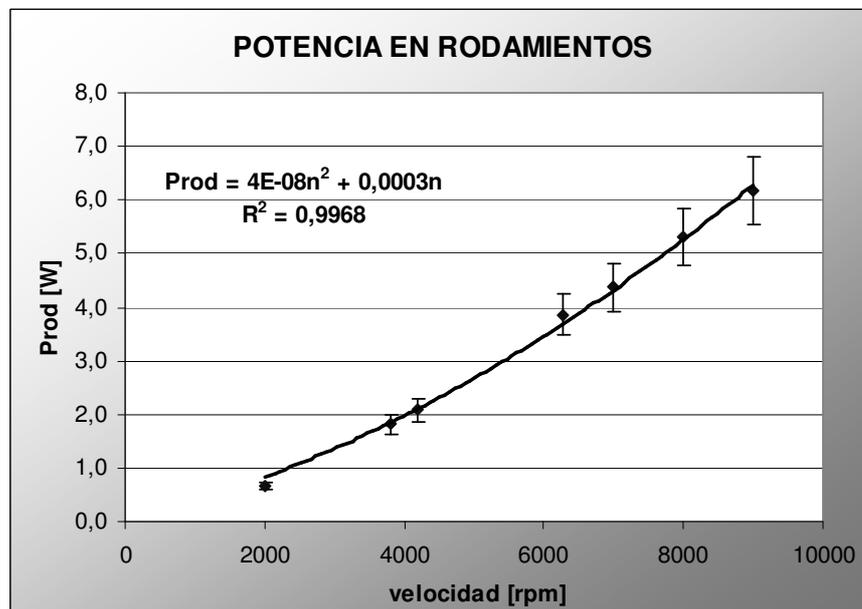


Gráfico 5.5: Potencia de pérdida en los rodamientos.

Con estos puntos se realizó el ajuste cuadrático mostrado en la figura para estimar las pérdidas en el modelo teórico.

5.3) Modelo teórico

DESCRIPCIÓN DEL MODELO

Como parte final del trabajo se generó un modelo teórico para predecir las potencias y los rendimientos que se obtendrían en rangos de operación más extensos que los ensayados. El objetivo principal de dicho modelo fue encontrar un valor óptimo para la duración del pulso de corriente y encontrar su forma funcional y la de la sobretensión óptima respecto de la velocidad.

Para simular las condiciones dentro del motor ensayado fue necesario calcular las potencias antes mencionadas en forma instantánea dentro de la duración del pulso de corriente. Como se explicó en la sección **dispositivo experimental**, la inyección de corriente no tiene ciclo completo. En el tiempo que dura el pulso, se aplica al motor una tensión de alimentación constante contra un valor de fem interna que varía.

Para generar el modelo, entonces, se obtuvo en primer lugar la forma de onda de la fem haciendo funcionar el motor como generador en vacío. El modelo utilizó estos valores renormalizados en forma proporcional a la velocidad del generador, discretizados en 490 pasos. Por simetría se utilizaron los valores de medio ciclo

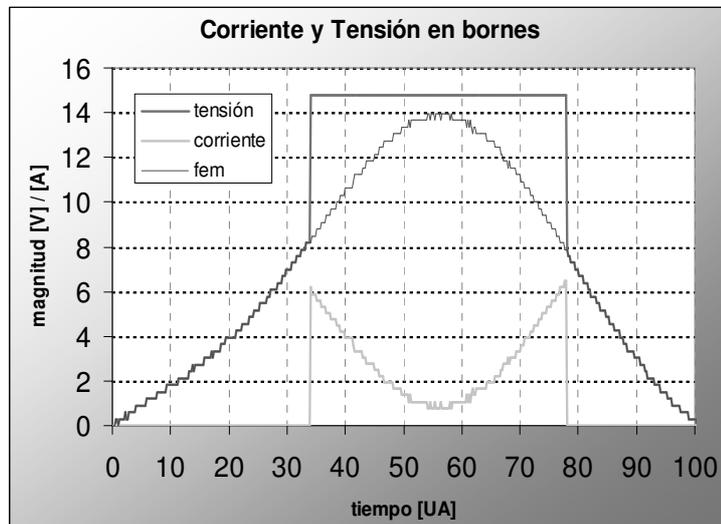


Figura 5.4: Tensión en bornes del motor y corriente calculadas con el modelo teórico.

únicamente. Sobre la forma funcional de la fem se supuso luego una tensión constante aplicada en bornes V_{ap} , de duración y avance variables. La corriente resultante en cada paso discreto se calculó según [5.1] y a partir de ella se obtuvo la pérdida en el cobre P_{cu} instantánea dentro del pulso de corriente. En la Figura 5.4 se pueden ver los valores de

tensión en bornes (trazo oscuro) y corriente (trazo claro) obtenidos en el modelo. Se utilizó el valor de resistencia interna total (para el bobinado conectado en serie) $R_{int} = 1,07\Omega$ medido en corriente continua mediante el método de cuatro puntas.

Finalmente se promediaron los valores instantáneos de corriente y potencia disipada para obtener valores medios. La potencia de entrada al motor se calculó directamente como

$$P_{in} = V_{ap} \cdot I_{med}$$

Se estimó la potencia de pérdida en los rodamientos P_{rod} según el ajuste cuadrático del *Gráfico 5.5* y se calculó el rendimiento global del generador como

$$\eta = \frac{P_{in} - P_{cu} - P_{rod}}{P_{in}} \cdot 100\% \quad [5.5]$$

COMPARACIÓN CON LOS VALORES EXPERIMENTALES

Una vez completado el modelo se obtuvieron valores de rendimiento en función de la potencia en el eje P_{eje} para una velocidad de 6280rpm. A la vez, se ensayó el motor a esta velocidad en más puntos que los mostrados anteriormente para obtener una mejor comparación de ambos resultados. La potencia extraída máxima fue de 20W.

En el *Gráfico 5.6* se muestran los resultados de rendimiento en función de la potencia útil. Se observó una marcada separación de las curvas medida y calculada. Más notorio aún es que las curvas representan comportamientos significativamente diferentes. Si bien el modelo teórico muestra la existencia de un óptimo, lo predice en un punto en que el rendimiento medido está francamente en ascenso. Como se mencionó anteriormente, de hecho, en el rango medido no se obtuvo evidencia alguna que suponga la existencia de un óptimo.

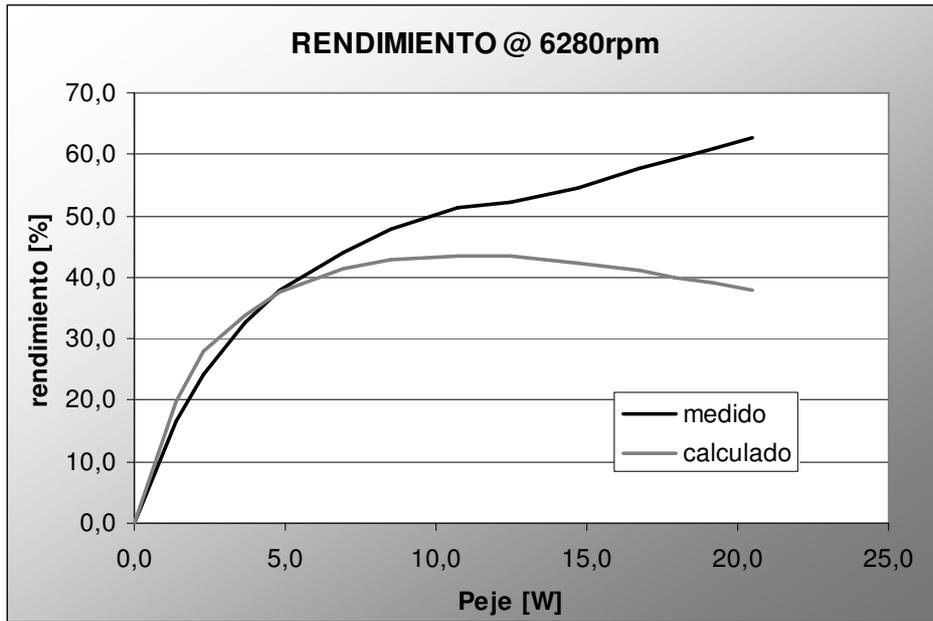


Gráfico 5.6: Rendimiento medido y calculado para el ensayo del motor a 6280rpm.

Se encontró una diferencia importante al discriminar la potencia de pérdida en el cobre para los ensayos realizados. El cálculo de dichas pérdidas se realizó según la relación

$$P_{cu} = P_{in} - P_{eje} - P_{rod} \quad [5.6]$$

obteniendo P_{rod} del ajuste del Gráfico 5.5. Al comparar estos valores con los calculados por el modelo teórico se observó la tendencia mostrada en el gráfico 5.7.

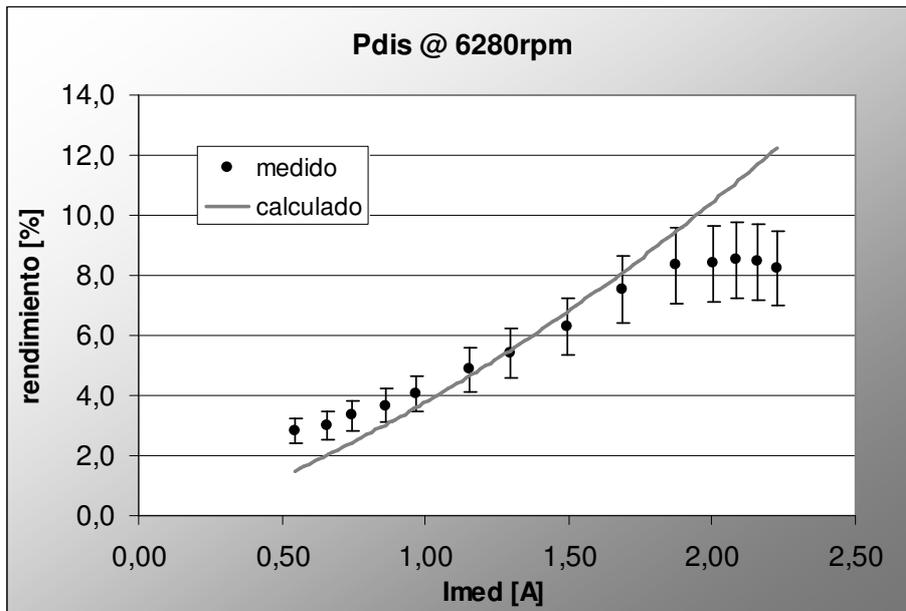


Gráfico 5.7: Potencia de pérdida en el cobre calculada a partir de los ensayos y del modelo.

Al aumentar el ancho del pulso de corriente crecen los valores pico a cada extremo del mismo. Este comportamiento lo predice el modelo (*Figura 5.4*) y se observó en la práctica (*Figura 5.3*). Como el modelo supone una disipación interna proporcional al cuadrado de la corriente instantánea, el aporte de los extremos del pulso se vuelve cada vez más significativo. Si embargo, por la corta duración de estos picos, se observó en el modelo que la potencia disipada crece con una relación prácticamente cuadrática respecto de la corriente media.

Los valores de potencia disipada calculados a partir del ensayo también muestran un crecimiento cuadrático respecto de la corriente media, al menos en un determinado rango. Se observó, sin embargo, que su variación dentro de dicho rango fue menor que la calculada. Esto significaría que la resistencia que provoca las pérdidas es menor que la medida bajo corriente continua.

Mayor diferencia se observó en los valores próximos a la corriente máxima de ensayo I_{med} donde la potencia de disipación mostró una tendencia a saturarse e incluso disminuir.

Se intentó ajustar el modelo teórico a los puntos medidos agregando el efecto de otros fenómenos representativos del motor ensayado como ser:

- Variación de la resistencia con la frecuencia
- Reactancia inductiva
- Capacidad parásita
- Disminución de la *fem* interna por reacción del inducido

En todos los casos se obtuvo un comportamiento similar al mostrado en el *Gráfico 5.6* que no predice los valores medidos. Quedó en evidencia que el comportamiento electromecánico del motor, bajo las condiciones de operación en que se lo ensayó, no pueden ser descritas por la teoría convencional de motores de corriente continua tal y como se la adaptó aquí.

CONCLUSIONES

Se realizó el diseño integral de un generador eléctrico de flujo axial funcional a partir de una serie de requerimientos iniciales acerca de sus prestaciones.

Se diseñó mecánicamente un prototipo apto para trabajar a alta velocidad y ser montado en un conjunto generador – turbina con un solo juego de rodamientos. El diseño, además, permitió el montaje del estator en forma posterior al posicionamiento definitivo del rotor. Se construyó, además, un mecanismo de multiplicación simple mediante ruedas de fricción.

Se elaboró un modelo teórico que permitiese estimar las características eléctricas del generador en función de las variables constructivas de los devanados e imanes. El modelo utiliza como referencia los valores medidos sobre un prototipo antecedente similar. Luego, mediante el análisis de tendencia y sensibilidad de los resultados, el modelo permitió optimizar el diseño eléctrico del generador.

Se construyó y caracterizó el prototipo en un rango de 2000rpm a 30000rpm para corrientes de carga de hasta 3A y se extrajo una potencia máxima de 200W. Mediante una adaptación del método de caracterización para alternadores convencionales se elaboró un circuito equivalente para predecir su comportamiento eléctrico en el punto de diseño. La estimación final mostró cumplir correctamente con las metas fijadas a priori y la diferencia máxima respecto de los valores estimados con el modelo teórico fue de un 10%.

Se implementó un sistema mecánico para medir la potencia consumida por el generador y se caracterizó su rendimiento eléctrico y global. No se logró apreciar el efecto de las corrientes parásitas inducidas sobre el rotor. El rendimiento estimado para el puntote diseño fue de 95%. Finalmente se corroboró la incidencia del sistema de ventilación sobre la temperatura de trabajo de la máquina.

Se encontró un comportamiento particular de la resistencia interna y la inductancia del generador respecto a la frecuencia eléctrica. Se requiere un ajuste del modelo teórico elaborado para tener en cuenta estos efectos y mejorar la herramienta de diseño.

Se implementó un sistema electrónico para utilizar el prototipo como motor de corriente continua. Se caracterizó su rendimiento global respecto al ancho del pulso de alimentación sin encontrarse un óptimo en el rango de 0% a 60%. Respecto a la tensión de alimentación sí se encontró un óptimo a 50% por encima de la *fem* pico. La eficiencia máxima alcanzada fue de 63% y la potencia mecánica extraída 20W. Es necesario completar la caracterización sobre el ancho de pulso y extender las mediciones de tensión a otras velocidades.

ANEXO I

MEDICIÓN DEL CAMPO MAGNÉTICO ENTRE DISCOS

Se realizó una medición de la intensidad del campo magnético B_{gap} en la posición central entre ambos discos. Se varió la distancia entre imanes para cinco valores diferentes y se registró en cada caso el valor obtenido. Los resultados se muestran en el *Gráfico I-1*

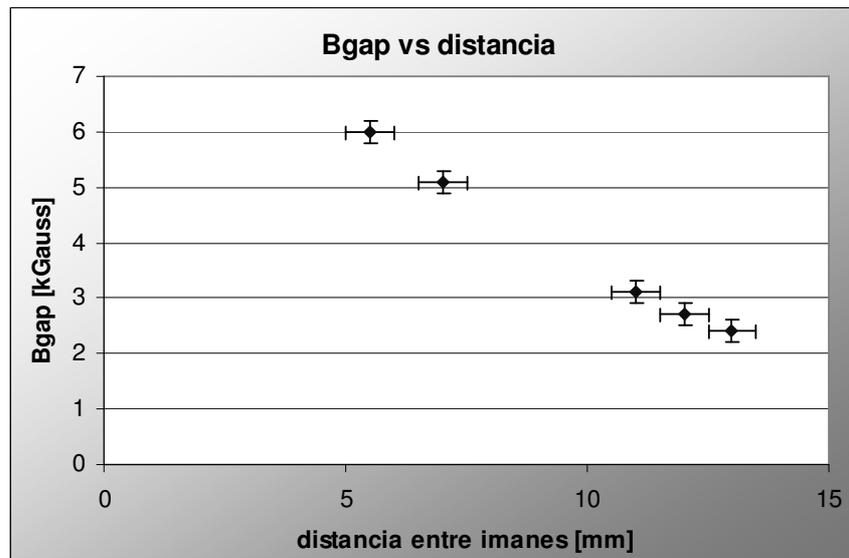


Gráfico I-1: Intensidad de campo B_{gap} según la distancia entre imanes.

Para ajustar los puntos obtenidos se analizaron tres relaciones posibles. Las tres se pueden ajustar razonablemente bien a los puntos pero el comportamiento que predicen es notoriamente diferente. Una primera relación es del tipo [I-1]

$$B_{gap} = \frac{1}{a + b \cdot x} \quad \text{[I-1]}$$

$$B_{gap} = \frac{1}{a + b \cdot x^{1,5}} \quad \text{[I-2]}$$

El problema con la ecuación [I-1] es que predice valores B_{gap} superiores a 2T en $x=0$. Es sabido que los imanes utilizados en este trabajo cuentan con un campo remanente sobre sus caras cercano a 1T. Luego se ajustaron los puntos con una relación del tipo [I-2] que presenta un crecimiento más moderado al acercarse a la distancia nula. De todas formas el valor de campo remanente mediante este ajuste resultó de 1,6T.

Finalmente se optó por el ajuste de la ecuación [a] cuyos resultados se mencionan en el capítulo correspondiente.

ANEXO II

ENSAYO DE DESACELERACIÓN PARA EL **CAPÍTULO 5**

Para el ensayo de desaceleración se calculó primero el momento de inercia del conjunto rotante. Se diferenciaron 13 componentes diferentes que se detallan en la *Tabla II-1* junto con el cálculo del momento de inercia J . A continuación se llevo el motor a siete diferentes velocidades dentro y fuera del rango de ensayo y se desconectó la alimentación sin cargar el freno. Se midió en cada caso el tiempo total de frenado con un cronómetro de 0,01s de precisión. La velocidad se midió a través de la frecuencia eléctrica observada en el osciloscopio.

Se repitió cada ensayo tres veces y se calculó el tiempo promedio. No fue posible medir la velocidad en función del tiempo por lo que se supuso una variación según el comportamiento encontrado en ^[6]

$$\sqrt{\omega} = A \cdot t + B \quad \text{[II-1]}$$

ítem	longitud	Dint	Dext	dist al eje	densidad	cantidad	masa	J [kgm2]
eje grueso	42	0	10	0	7870	1	26,0	3,2E-07
eje fino	83	0	8	0	7870	1	32,8	2,6E-07
separador 12	12	8	12	0	2700	1	2,0	5,3E-08
separador 16,5	16,5	8	12	0	2700	1	2,8	7,3E-08
separador 7	7	8	12	0	2700	1	1,2	3,1E-08
back iron	2	8	60	0	7870	2	87,4	4,0E-05
disco	5,5	8	60	0	2700	1	41,2	1,9E-05
iman	5	0	12	22	7000	12	47,5	2,4E-05
agujero iman	5	0	12	22	-2700	12	-18,3	-9,2E-06
tuerca	7	8	13	0	7870	2	9,1	2,6E-07
disco de freno	2	10	60	0	8980	1	49,4	2,3E-05
soporte grueso	10	10	25	0	2700	1	11,1	1,0E-06
soporte fino	10	10	16	0	7870	1	9,6	4,3E-07

J total	[kgm2]	9,9E-05
----------------	---------------	----------------

Tabla II-1: Cálculo del momento de inercia del conjunto rotante. Las dimensiones se muestran en [mm], la densidad en [g/mm³] y la masa de cada componente en [g].

AGRADECIMIENTOS

POR ESTE TRABAJO

A Kay y Ale por su adicción patológica e incurable al tema electromagnético y los constantes aportes desinteresados que de ella surgieron.

A Ale, Pancho y Seba, por fabricarme con tanto detalle las piezas que les pedí, por simples o innecesariamente complicadas que fueran.

A Martín, por el entusiasmo que puso cada vez que nos reunimos, más allá de su labor como director.

A la gente de electrónica, que siempre da una mano, un consejo, un componente.

POR TODOS ESTOS AÑOS

A Ale y Eze, mis amigos y compañeros de casa, que tuvieron que aprender a bancarme o quedar sordos en el intento.

A mis compañeros de mecánica, Fer, Eze, Freddy y Ale (otra vez), con los que me sentí muy cómodo trabajando grupalmente y nadando en un mar de mediocridad. Sin este grupo, hablando seriamente, creo que no hubiera aguantado.

A nuestra querida casa de estudios, el café La Antigua, por las incontables horas que pasamos allí.

A mis amigos del valle, los de la vida pasada, que se mantuvieron presentes y alegres todo este tiempo y me recibieron con más alegría aún cada vez que los visité. Son muchos para nombrar de a uno, así que sólo mencionaré a Mike, que ya es casi un hermano.

Gracias a Ire, también, que le puso al último año y medio una pizca de picante muy sana. Que me ocupó la mente todo el tiempo y me hizo olvidar el estudio... por suerte. Gracias también por bancarme durante esta tesis, en la que estuve más ausente que nunca.

Y finalmente quiero agradecer a mis viejos, que mantuvieron esa sonrisa y esa visión positiva que me salvó cada vez que los veía. En esos primeros tiempos en Bariloche, tan duros, siempre me alentaron a seguir hacia delante, aunque se muy bien que se quebraban por dentro. Gracias ma y gracias gordo... sí, tu hijo se hizo ingeniero. Lo lamento tanto...



BIBLIOGRAFÍA

- [1] Rivarola M, Kirtley J. Design of High Speed Axial Flux Permanent Magnet Generators.
USA: Massachusetts Institute of Technology.
- [2] Cuenca F, Labollita S. Construcción y caracterización de bobinados estáticos para un generador eléctrico de flujo axial.
Instituto Balseiro: Laboratorio de Ingeniería II, 2007.
- [3] Wowk V. Machinery vibration : measurement and analysis.
New Cork: McGraw-Hill , 2000
- [4] Fraile Mora J. Máquinas eléctricas. 5ª ed.
Madrid: McGraw-Hill, 2003
- [5] Dorval E, Gagliardi P. Avances en la implementación de un generador de flujo axial de imanes permanentes.
Instituto Balseiro: Laboratorio de Ingeniería, 2005
- [6] Carella A, Manavela Chiapero E. Transformación de un generador de flujo axial en motor y caracterización para aplicación en arranque de turbomáquinas.
Instituto Balseiro: Laboratorio de Ingeniería II, 2007.