

**“Análisis técnico–económico de la
modernización de los accionamientos
eléctricos de los motores sincrónicos de la
molienda convencional
de la Planta Concentradora
de Codelco Andina”**

Nicolás Balthazar Estay Loo

2025

Requisito parcial para obtener el título de:
Ingeniero Civil Electricista

Profesor Guía:

Dra. Margarita Norambuena Valdivia (UTFSM)

Profesor Correferente:

Dr. Alejandro Angulo Cárdenas

Comisión:

Dra. Margarita Norambuena Valdivia (UTFSM)

Dr. Alejandro Angulo Cárdenas (UTFSM)

Supt. Guillermo Olivares Chacana (DAND)

Valparaíso, enero, 2026.



CONSTANCIA DE VALIDACIÓN Y CONFIDENCIALIDAD DE MONOGRAFÍA A REPOSITORIO ACADÉMICO

1.- IDENTIFICACIÓN DEL TRABAJO ACADÉMICO

Tipo de monografía (marcar una opción): Memoria o trabajo de título Tesis de Postgrado

Título del trabajo: Análisis técnico-económico de la modernización de los accionamientos eléctricos de los motores sincrónicos de la Planta Concentradora de Codelco Andina.

Nombre del candidato(a): Nicolás Balthazar Estay Loo

Carrera / Grado: Ingeniería Civil Eléctrica

Campus: Casa Central **Departamento:** Ingeniería Eléctrica

2.- VALIDACIÓN DEL PROFESOR GUÍA/DIRECTOR DE TESIS

Yo, Margarita Norambuena Valdivia, en mi calidad de profesor(a) guía/director(a) del trabajo académico mencionado anteriormente **DEJO CONSTANCIA** que:

- He revisado esta versión del documento y corresponde a la versión final aprobada del trabajo.
- El trabajo cumple con los requisitos académicos y de formato establecidos por la institución.

3.- EVALUACIÓN DE CONFIDENCIALIDAD POR PROPIEDAD INDUSTRIAL (marcar una opción)

El trabajo **NO contiene** información que amerite confidencialidad y puede ser publicado de inmediato en repositorio con acceso abierto.

El trabajo **CONTIENE** información con potenciales implicancias de propiedad industrial o intelectual y requiere un periodo de confidencialidad (**embargo**) por (**marcar una opción**):

6 meses 12 meses 2 años 3 años 5 años 10 años

Fundamentación de la necesidad de confidencialidad (obligatorio si se solicita embargo):


4.- FIRMAS

Profesor(a) guía o director(a) de memoria o tesis:

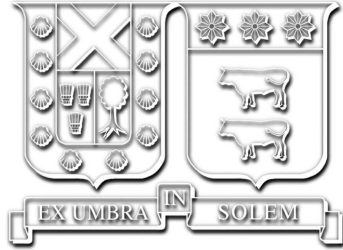
Fecha: 20.01.2026

Firma: 

Estudiante o Candidato(a):

Fecha: 12-01-2026 Firma: 

Este formulario debe ser insertado como página 2 de la memoria o tesis, completado y firmado por estudiante y profesor(a) antes de la entrega en portal PRISMA de Biblioteca USM.



**“Análisis técnico–económico de la
modernización de los accionamientos
eléctricos de los motores sincrónicos de la
molienda convencional
de la Planta Concentradora
de Codelco Andina”**

Nicolás Balthazar Estay Loo

2025

“Siempre parece imposible hasta que se hace.”
— *Nelson Mandela*

Agradecimientos

Este trabajo marca el cierre de una etapa fundamental en mi vida, y no habría sido posible sin el apoyo de quienes me han acompañado en este camino.

En primer lugar, quiero agradecer a mis padres. Gracias por entregarme el regalo de la vida, pero sobre todo por brindarme la educación y los valores que hoy me definen como persona y profesional. Este éxito es el fruto de su esfuerzo, su guía y su amor incondicional; lo que soy hoy, se los debo a ustedes.

Agradezco profundamente a Luna, por su apoyo incondicional durante este último tiempo de mi carrera. Tu presencia y aliento fueron fundamentales para mi desarrollo, dándome la fuerza y la tranquilidad necesarias para culminar este proceso.

A mis profesores guía, Margarita y Alejandro, mi más sincera gratitud. Su rol trascendió lo puramente académico para convertirse en verdaderos mentores. Gracias por ser un ejemplo de excelencia, por impulsarme a mejorar constantemente y, sobre todo, por creer en mis capacidades incluso en los momentos en que yo mismo dudaba.

A Guillermo y Luis, de la División Andina de Codelco, por confiar en mí y brindarme la oportunidad de desarrollar este tema de memoria. Gracias por su acogida, su disposición para ayudarme y por la excelente experiencia profesional que me permitieron vivir.

A mi grupo de amigos de la carrera. Gracias a ustedes la experiencia universitaria fue completa. Juntos compartimos desde la diversión hasta las interminables noches de estudio, las penas y las alegrías. Solo nosotros entendemos realmente el sacrificio y la satisfacción de haber recorrido y superado este camino.

Finalmente, expresar mi agradecimiento a ANID a través del proyecto AFB240002 Advanced Center for Electrical and Electronics Engineering y del FONDECYT 1230250 por el apoyo brindado.

Índice de Contenidos

Índice de Contenidos	I
Índice de Figuras	V
Índice de Tablas	VII
Resumen	1
Abstract	2
Glosario	3
1. Introducción	5
1.1. Objetivos	7
1.1.1. Objetivo general	7
1.1.2. Objetivos específicos	7
2. Contexto	8
2.1. Proceso productivo	8
2.2. Molienda convencional	9
2.3. Motores sincrónicos de la molienda convencional	10
2.3.1. Distribución de equipos	10
2.3.2. Condición operativa y brechas	10
2.4. Accionamientos eléctricos de los molinos	11
2.4.1. Partidores de media tensión para motores sincrónicos con escobillas	11
2.4.2. Partidores de media tensión para motores sincrónicos sin escobillas	13
2.4.3. Sistema de transmisión piñón-corona	14
2.5. Historial de fallas en la molienda convencional	15
2.5.1. Fallas mecánicas críticas	16
2.5.2. Fallas eléctricas y de aislación	16
2.5.3. Excitación y accesorios	17
2.5.4. Factores ambientales y operacionales	17
2.5.5. Consecuencias operacionales	17
2.5.6. Estadística reciente de fallas e impacto operacional (2022-2025)	18
2.5.6.a. Valorización del impacto operacional	19
2.5.7. Síntesis actual	20

3. Fundamentos del motor sincrónico	21
3.1. Características constructivas	21
3.1.1. Motor sincrónico con escobillas	21
3.1.2. Motor sincrónico sin escobillas	22
3.2. Principio de funcionamiento	23
3.2.1. Arranque del motor	23
3.2.2. Operación en vacío	25
3.2.3. Operación con carga	25
3.3. Modelo matemático general: Ecuaciones de Park	25
3.4. Ecuaciones de equilibrio eléctricas estacionarias	27
3.5. Diagrama fasorial	28
3.6. Potencia y momento en régimen permanente	29
3.7. Curvas características y efectos de la saturación	30
3.7.1. Curvas V	31
3.7.2. Efecto de la saturación magnética	31
3.8. Fenómenos transitorios: frenado y detención	32
3.8.1. Desexcitación y pérdida de sincronismo	32
3.8.2. Energía cinética y estimación de parada	33
3.8.3. Estrategias de frenado	33
3.8.4. Gestión térmica y seguridad operativa	33
3.9. Estrategias de control moderno	34
3.9.1. Control de excitación digital	34
3.9.2. Control de arranque: partidores suaves y SFC	35
3.9.3. Control vectorial (FOC)	35
4. Análisis de confiabilidad y árbol de fallas	37
4.1. Caracterización y modelado del motor sincrónico	37
4.1.1. Parámetros nominales y valores de placa	38
4.1.2. Parámetros del modelo VBR	38
4.1.3. Modelado de la saturación e inercia	39
4.2. Dinámica de arranque y acoplamiento de carga	39
4.2.1. Etapa 1: Arranque asincrónico	41
4.2.2. Etapa 2: Sincronización y vacío	41
4.2.3. Etapa 3: Impacto del acoplamiento de la carga	41
4.3. Análisis de fallas en el estator	41
4.3.1. Cortocircuito trifásico simétrico: análisis dinámico	42
4.3.1.a. Fundamento teórico	42
4.3.1.b. Esfuerzos mecánicos	43
4.3.2. Cortocircuito monofásico a tierra	44
4.3.2.a. Análisis de componentes de secuencia	44
4.3.2.b. Impacto en el torque y diagnóstico	44
4.3.3. Operación en fase abierta	46
4.3.3.a. Sobrecarga en las fases sanas	46
4.3.3.b. Secuencia negativa y calentamiento del rotor	49
4.3.3.c. Torque pulsante y estrés mecánico	49
4.4. Análisis de fallas en el sistema de excitación y rotor	49
4.4.1. Análisis de asimetría magnética por cortocircuito en polos de campo	49
4.4.1.a. Fundamento teórico y modelación de la FMM	49

4.4.1.b. Simulación del comportamiento en falla	50
4.5. Análisis del sistema de excitación en estado normal	51
4.5.1. Comportamiento temporal y formas de onda	52
4.5.2. Análisis espectral	52
4.5.3. Estrés de tensión en los tiristores (V_{ak})	53
4.5.4. Falla de circuito abierto en tiristor de rama negativa	54
4.5.4.a. Diagnóstico del estado del semiconductor	54
4.5.4.b. Degradación de la tensión y corriente de campo	54
4.5.4.c. Impacto electromecánico en el motor	55
4.6. Síntesis de confiabilidad y patrones de falla críticos	56
4.6.1. Conclusión del análisis de vulnerabilidad	57
5. Revisión del mercado	60
5.1. Criterios de evaluación técnica	60
5.2. Evaluación de oferta: WEG	61
5.2.1. Especificaciones técnicas y alcance	61
5.2.2. Análisis de brechas y riesgos	61
5.2.3. Condiciones comerciales plazos	62
5.3. Evaluación de oferta: TMEIC	62
5.3.1. Especificaciones técnicas y homologación	62
5.3.2. Ventajas competitivas y tecnología	62
5.3.3. Condiciones comerciales y desafíos logísticos	63
5.4. Limitaciones del estudio de mercado	63
5.5. Síntesis comparativa y selección	64
6. Evaluación económica del ciclo de vida	65
6.1. Metodología de evaluación	65
6.1.1. Enfoque de mitigación de riesgo (molinos de barras)	65
6.1.2. Enfoque de eficiencia operacional (molinos de bolas)	66
6.2. Supuestos y parámetros de cálculo	66
6.3. Análisis de inversión	67
6.3.1. Alternativa A: WEG	67
6.3.2. Alternativa B: TMEIC	67
6.3.2.a. Estimación de costo para motor WEG de 1.000 HP	68
6.3.3. Resumen comparativo de inversión	68
6.4. Evaluación económica - molino de barras	69
6.4.1. Análisis de mitigación de riesgo	69
6.4.1.a. Definición del escenario de falla	69
6.4.1.b. Retorno de inversión por evitación de falla	70
6.5. Evaluación económica - molino de bolas	70
6.5.1. Comparativa de indicadores financieros	71
6.5.1.a. Valor Actual Neto (VAN)	71
6.5.2. Análisis de punto de equilibrio	72
6.6. Sustento técnico y normativo de la evaluación financiera	72
6.6.1. Aplicación de depreciación acelerada	72
6.6.2. Efecto del escudo tributario	73
6.7. Conclusiones de la evaluación	73
6.7.1. Respecto a la molienda de barras (activo crítico)	73

6.7.2. Respecto a la molienda de bolas	74
6.7.3. Recomendación final de inversión	74
7. Conclusiones	76
Apéndices	78
A. Planos partidores de media tensión y diagrama unilineal	78
B. Modelación, parametrización y validación del motor sincrónico	82
B.1. Descripción del modelo computacional	82
B.2. Parámetros del motor y conversión de bases	82
B.2.1. Bases de cálculo y datos de placa	82
B.2.2. Resistencias e inductancias	83
B.3. Modelación de la saturación magnética	83
B.4. Simplificación de la Saturación Cruzada Dinámica	84
B.5. Validación del modelo	84
B.5.1. Resultados de la validación	84

Índice de Figuras

1.1. Nudo 3.500-Traspaso [3]	6
1.2. Molienda convencional [5]	6
1.3. Molino SAG [6]	6
2.1. Diagrama simplificado desde el Traspaso hasta la molienda convencional	8
2.2. Diagrama de flujo de la molienda convencional	9
2.3. Esquema simplificado del sistema de excitación rotativo para motores sincrónicos sin escobillas.	13
2.4. Sistema de transmisión piñón-corona entre el motor sincrónico y el molino [7]	15
2.5. Daño por roce interno en MOBO2 tras desplazamiento del rotor.	16
2.6. Evidencias de desplazamiento de eje y daño asociado en MOBO5.	16
2.7. Evento monofásico a tierra en MOBO4 por terminal suelto en circuito asociado.	17
2.8. Impacto económico por fallas eléctricas en el periodo 2022-2025.	19
3.1. Motor sincrónico de polos salientes con escobillas [13]	22
3.2. Motor sincrónico <i>brushless</i> [14]	23
3.3. Diagrama fasorial de la máquina sincrónica operando como motor.	29
3.4. Característica momento-ángulo de carga de la máquina sincrónica de polos salientes.	30
3.5. Curvas V típicas de un motor sincrónico.	31
3.6. Característica de vacío (OCC) vs. línea de entrehierro.	32
4.1. Simulación de la secuencia operativa completa: (1) Corrientes de estator; (2) Corriente de campo; (3) Velocidad mecánica; (4) Torque electromagnético.	40
4.2. Resultados de simulación cortocircuito trifásico simétrico	43
4.3. Respuesta transitoria ante cortocircuito monofásico (Fase C - Tierra): (1) Corrientes de estator; (2) Corriente de campo; (3) Velocidad mecánica; (4) Torque electromagnético.	45
4.4. Espectro armónico de las corrientes durante la falla monofásica. Superior: Estator (Fase A, B, C). Inferior: Rotor (Corriente de Campo I_f).	46
4.5. Respuesta temporal ante pérdida de fase C: (1) Corrientes de estator; (2) Corriente de campo; (3) Velocidad mecánica; (4) Torque electromagnético.	47
4.6. Espectro armónico durante la pérdida de fase. Superior: Corrientes de estator; Medio: Corriente de campo; Inferior: Torque electromagnético.	48

4.7.	Simulación de asimetría magnética por falla en dos polos adyacentes.	
	(a) Distribución espacial mostrando la caída de FMM (negro) y Flujo (azul). (b) Locus de la fuerza neta rotatoria. (c) Oscilación temporal de la fuerza en un eje. (d) Espectro de frecuencia destacando la componente fundamental a 4,17 Hz ($1 \times \text{rpm}$).	51
4.8.	Oscilografía de las tensiones de entrada y referencia de disparo para $\alpha = 30^\circ$.	52
4.9.	Formas de onda en el circuito de campo en estado normal. Superior: Tensión rectificadora (V_f). Inferior: Corriente de campo (I_f).	53
4.10.	Espectro armónico de referencia ($\alpha = 30^\circ$). Superior: Tensión de campo (V_f). Inferior: Corriente de campo (I_f).	54
4.11.	Tensión Ánodo-Cátodo (V_{ak}) en un tiristor bajo operación normal ($\alpha = 30^\circ$).	55
4.12.	Tensión Ánodo-Cátodo (V_{ak}) en el tiristor fallado (inferior) comparado con uno sano (superior). El dispositivo bloquea tensión positiva durante todo el ciclo.	56
4.13.	Formas de onda de salida durante la falla. Se observa la pérdida de simetría en V_f y el rizado resultante en I_f .	57
4.14.	Espectro armónico bajo falla. Aparece una componente fundamental de 50 Hz dominante en el circuito de campo.	58
4.15.	Respuesta del sistema completo. La falla provoca una caída de velocidad y oscilaciones de torque a 50 Hz.	59
5.1.	Vista general del motor sincrónico WEG SDA 180.	62
5.2.	Motor sincrónico de la marca TMEIC para aplicación en molienda.	63
A.1.	Partidor EATON - visión general	78
A.2.	Partidor EATON - vista rotor	79
A.3.	Partidor para motor Toshiba	80
A.4.	Diagrama unilineal molienda convencional	81

Índice de Tablas

2.1.	Características eléctricas de los motores sincrónicos de la planta convencional	10
2.2.	Características eléctricas de excitación de los motores sincrónicos de la planta convencional	10
2.3.	Evolución del Índice de Polarización (IP) - Parte 1 (MOBO1 a MOBO7)	11
2.4.	Evolución del Índice de Polarización (IP) - Parte 2 (MOBO8 a MOBA3)	11
2.5.	Resumen de horas de falla (Total y Eléctrica) periodo 2022-2025	18
4.1.	Datos nominales de placa del motor sincrónico (Toshiba 1750 HP)	38
4.2.	Parámetros físicos del modelo VBR configurados en PLECS	39
5.1.	Especificaciones Técnicas - Motor WEG SDA 180	61
5.2.	Especificaciones Técnicas - Motores TMEIC	63
5.3.	Matriz Comparativa de Soluciones Evaluadas	64
6.1.	Parámetros generales para la evaluación económica	66
6.2.	Matriz comparativa de costos de inversión (CAPEX)	69
6.3.	Análisis de retorno ante falla catastrófica (molino de barras)	70
6.4.	Comparativa económica molino de bolas (escenario 12 h/año)	71
6.5.	Exigencia de confiabilidad mínima (molino de bolas)	72
6.6.	Matriz de recomendación económica y estratégica	75
B.1.	Resumen de Parámetros Finales Configurados en PLECS	84

Resumen

El presente trabajo de título aborda la problemática de la obsolescencia tecnológica en la flota de motores sincrónicos de la molienda convencional de Codelco División Andina, activos críticos cuya antigüedad promedio supera los 45 años. El objetivo principal fue desarrollar una estrategia de modernización que garantice la continuidad operacional, mitigando el creciente riesgo de fallas catastróficas asociadas a la degradación del aislamiento y al desgaste de los sistemas de excitación con escobillas.

La metodología integró un análisis de confiabilidad mediante Árbol de Fallas (FTA) con simulaciones dinámicas del motor utilizando las ecuaciones generalizadas de Park. Esto permitió caracterizar la respuesta transitoria ante fallas severas —como cortocircuitos de estator y asimetrías de campo— estableciendo firmas espectrales para el diagnóstico temprano. Posteriormente, se realizó una evaluación de mercado y un Análisis de Costo de Ciclo de Vida (LCC), comparando alternativas de reemplazo estándar (WEG) y soluciones de ingeniería personalizada *Drop-In* (TMEIC).

Los resultados demostraron que el costo de inacción es financieramente inaceptable: una detención mayor en el molino de barras (cuello de botella sin redundancia) genera un lucro cesante estimado en 14,3 millones de dólares, cifra que supera en más de diez veces la inversión de reemplazo. La evaluación económica concluye que, para los activos críticos, la modernización actúa como un seguro operacional, recomendándose la tecnología *Drop-In* por su menor riesgo de integración. Para los equipos con redundancia, se validó la viabilidad financiera de soluciones estándar que optimizan el Valor Actual Neto (VAN).

Finalmente, el estudio propone una hoja de ruta de inversión alineada con los valores corporativos de seguridad y sustentabilidad, priorizando la migración hacia tecnologías *brushless* y control digital para asegurar la disponibilidad del proceso de conminución durante las próximas décadas.

Palabras Clave: Motores Sincrónicos, Obsolescencia Tecnológica, Costo de Ciclo de Vida (LCC), Simulación Dinámica, Molienda Convencional.

Abstract

Title: Techno-economic analysis of the modernization of synchronous motor electrical drives in the conventional grinding plant at Codelco Andina Concentrator.

This thesis addresses the technological obsolescence issue within the synchronous motor fleet of the conventional grinding plant at Codelco Andina Division, critical assets with an average service life exceeding 45 years. The main objective was to develop a modernization strategy to ensure operational continuity, mitigating the increasing risk of catastrophic failures associated with insulation degradation and brush-type excitation systems.

The methodology integrated Reliability analysis using Fault Tree Analysis (FTA) with dynamic motor simulations based on Park's generalized equations. This allowed characterizing the transient response to severe faults—such as stator short circuits and field asymmetries—establishing spectral signatures for early diagnosis. Subsequently, a market assessment and Life Cycle Cost Analysis (LCCA) were conducted, comparing standard replacement alternatives (WEG) against customized Drop-In engineering solutions (TMEIC).

Results demonstrated that the cost of inaction is financially unacceptable: a major shutdown in the rod mill (a bottleneck with no redundancy) generates an estimated profit loss of USD 14.3 million, a figure exceeding the replacement investment by more than tenfold. The economic evaluation concludes that for critical assets, modernization serves as operational insurance, recommending Drop-In technology due to its lower integration risk. For redundant equipment, the financial viability of standard solutions optimizing Net Present Value (NPV) was validated.

Finally, the study proposes an investment roadmap aligned with corporate safety and sustainability values, prioritizing the migration towards brushless technologies and digital control to ensure comminution process availability for the coming decades.

Keywords: Synchronous Motors, Technological Obsolescence, Life Cycle Cost (LCC), Dynamic Simulation, Conventional Grinding.

Glosario

- AMFE: Análisis de Modos de Falla y Efectos. Metodología sistemática para identificar fallas potenciales en un sistema, evaluar su severidad, ocurrencia y detección, y proponer acciones preventivas.
- CAPEX: *Capital Expenditure* (Gastos de Capital). Costo inicial de inversión requerido para la adquisición, actualización y puesta en marcha de activos físicos, como los nuevos sistemas de excitación y partidores.
- DAND: División Andina. División minera perteneciente a la Corporación Nacional del Cobre (Codelco), ubicada en la región de Valparaíso, donde se desarrolla el caso de estudio de esta memoria.
- Excitatriz: Sistema encargado de suministrar la corriente continua al devanado de campo (rotor) del motor sincrónico para generar el flujo magnético necesario para su operación y control del factor de potencia.
- FTA: *Fault Tree Analysis* (Análisis de Árbol de Fallas). Técnica deductiva de análisis de confiabilidad que, partiendo de un evento no deseado (falla superior), determina las causas raíz y las combinaciones de eventos básicos que lo provocan.
- IP: Índice de Polarización. Indicador del estado del aislamiento del devanado, calculado como la relación entre la resistencia de aislamiento medida a los 10 minutos y la medida a 1 minuto (R_{10}/R_1).
- LCC: *Life Cycle Cost* (Costo del Ciclo de Vida). Metodología de evaluación económica que considera la suma de todos los costos recurrentes y no recurrentes (adquisición, operación, mantenimiento y disposición final) durante la vida útil estimada del activo.
- LCI: *Load Commutated Inverter*. Tipo de convertidor de frecuencia utilizado en accionamientos de media tensión y alta potencia, común en el arranque suave de motores sincrónicos.
- MOBA: Código de identificación técnica utilizado en la División Andina para referirse a los Molinos de Barras (ej. MOBA1, MOBA2). En esta memoria, hace referencia específica a los motores sincrónicos que accionan dichos molinos.
- MOBO: Código de identificación técnica utilizado en la División Andina para referirse a los Molinos de Bolas (ej. MOBO1 a MOBO10). En esta memoria, hace referencia específica a los motores sincrónicos que accionan dichos molinos.

- Molienda Convencional: Proceso de conminución que utiliza molinos de barras y/o bolas accionados por piñón y corona, a diferencia de los sistemas GMD (*Gearless Mill Drives*).
- Motor Sincrónico: Máquina eléctrica de corriente alterna cuya velocidad de rotación es constante y proporcional a la frecuencia de la red eléctrica, caracterizada por tener un devanado de campo en el rotor alimentado por corriente continua.
- OPEX: *Operational Expenditure* (Gastos Operacionales). Costos continuos asociados al funcionamiento diario del sistema, incluyendo consumo de energía eléctrica, mantenimiento preventivo/correctivo y personal de operación.
- PLC: *Programmable Logic Controller* (Controlador Lógico Programable). Dispositivo electrónico digital utilizado para la automatización de procesos electromecánicos.
- SCADA: *Supervisory Control And Data Acquisition*. Sistema de software y hardware que permite supervisar, controlar y adquirir datos de procesos industriales a distancia.
- THD: *Total Harmonic Distortion* (Distorsión Armónica Total). Medida de la distorsión armónica presente en una señal eléctrica, definida como la relación entre la suma de las potencias de todos los componentes armónicos y la potencia de la frecuencia fundamental.
- UMP: *Unbalanced Magnetic Pull* (Tiro Magnético Desbalanceado). Fuerza radial neta que actúa sobre el rotor debido a asimetrías en el flujo magnético del entrehierro, capaz de generar vibraciones y daños en los cojinetes.
- VBR: *Voltage Behind Reactance*. Formulación de modelado de máquinas eléctricas que representa al estator y al rotor como una fuente de tensión detrás de una reactancia, permitiendo la interfaz directa con redes externas en simulaciones dinámicas.
- VFD: *Variable Frequency Drive* (Variador de Frecuencia). Dispositivo de control de potencia que controla la velocidad de rotación de un motor de corriente alterna variando la frecuencia y el voltaje suministrados.

Capítulo 1

Introducción

La División Andina de Codelco se ubica en la cordillera de Los Andes, Región de Valparaíso, a más de 3.500 m.s.n.m., a unos 80 km al noreste de Santiago. La producción actual se sustenta en la explotación del yacimiento Rajo Sur Sur, base operativa de la división. La mina subterránea Río Blanco fue parte vital del proceso productivo de la división pero a la fecha, se encuentra con cese de actividades, previéndose su eventual reactivación hacia 2050. Al cierre de 2024 se reportaron 182 ktmf de cobre fino^[1]; para 2025, el plan operacional considera del orden de 185 ktmf de cobre fino. En este contexto, concluyó la construcción del Proyecto Traspaso Andina e inició su fase de *ramp-up*, con el propósito de sostener el nivel de tratamiento a largo plazo. La continuidad operacional es fundamental, dado que los excedentes son transferidos al Estado de Chile, constituyendo un aporte primordial para el desarrollo y progreso del país.

En términos operacionales, la división procesa mineral con ley típica del orden de 0,65–0,70 % Cu, con 80–83 % de recuperación metalúrgica global y una capacidad nominal combinada de molienda cercana a 4.500 tph^[2].

El mineral proveniente del Rajo se somete a chancado primario y se transporta por un sistema de correas hacia la Planta Cordillera. Con el Traspaso, el chancador primario se reubicó en el “Nodo 3.500” e incorporó un túnel–correa de 4,8 km hasta la concentradora.

El Nuevo Sistema Traspaso Andina (figura 1.1) asegura la continuidad de la explotación mediante la reorientación del rajo, el reemplazo del sistema de chancado y transporte y su conexión con la Planta Cordillera, a fin de mantener el nivel de procesamiento y extender la vida operacional. El proyecto habilita el acceso a 1.200 Mt de mineral; en operación regular, la división trabaja con leyes de alimentación en el rango 0,65–0,70 % Cu.



Figura 1.1: Nodo 3.500-Traspaso [3]

Históricamente, la planta ha considerado dos líneas de molienda: convencional y SAG (ver figuras [1.2] y [1.3]). En la etapa de desarrollo se manejaron, como referencia, configuraciones de 72 ktpd para la línea convencional y 37 ktpd para la SAG. En presentaciones recientes asociadas al Traspaso se consigna una configuración de 35 ktpd (convencional) y 53 ktpd (SAG) para sostener el tratamiento global [4].



Figura 1.2: Molienda convencional [5]



Figura 1.3: Molino SAG [6]

Esta memoria se acota a la molienda convencional (barras y bolas) de la Planta Concentradora. En esta configuración, el mineral primero pasa por molinos de barras, donde la reducción de tamaño ocurre principalmente por fricción y desgaste longitudinal, generando una granulometría intermedia adecuada para alimentar a los molinos de bolas. En estos últimos, la conminución ocurre por impacto y abrasión de la carga de bolas, alcanzando típicamente tamaños en torno a $180 \mu\text{m}$ previos a la flotación. Aunque la División opera en paralelo con instalaciones SAG, el análisis técnico-económico se enfoca en los motores sincrónicos de la molienda convencional y sus accionamientos, considerando condiciones de operación subterráneas y ambientes con alta carga de polvo.

1.1. Objetivos

1.1.1. Objetivo general

- Analizar técnica y económicamente la modernización de los accionamientos eléctricos de los motores sincrónicos de la molienda convencional de la Planta Concentradora de Codelco Andina, en un contexto de continuidad operacional crítica.

1.1.2. Objetivos específicos

- Caracterizar la flota de motores sincrónicos de la molienda convencional según año de instalación, condición operativa, tipo de accionamiento y mantenibilidad.
- Analizar la obsolescencia tecnológica de los equipos antiguos (1968–1998), destacando limitaciones en eficiencia, excitación, repuestos y tiempos de reparación.
- Comparar motores y accionamientos actuales con tecnologías modernas en rendimiento, pérdidas, factor de potencia, confiabilidad, mantenibilidad y tiempo de reparación.
- Evaluar la modernización de los accionamientos eléctricos en eficiencia energética, confiabilidad, factor de potencia y ciclo de vida, bajo condiciones subterráneas críticas.
- Estimar el impacto económico mediante análisis de ciclo de vida (LCC), considerando CAPEX, OPEX, pérdidas por detenciones y beneficios en eficiencia y factor de potencia.

Capítulo 2

Contexto

2.1. Proceso productivo

En la figura 2.1 se esquematiza el tramo del proceso productivo que conecta la extracción en mina rajo con la molienda convencional de la Planta Concentradora.

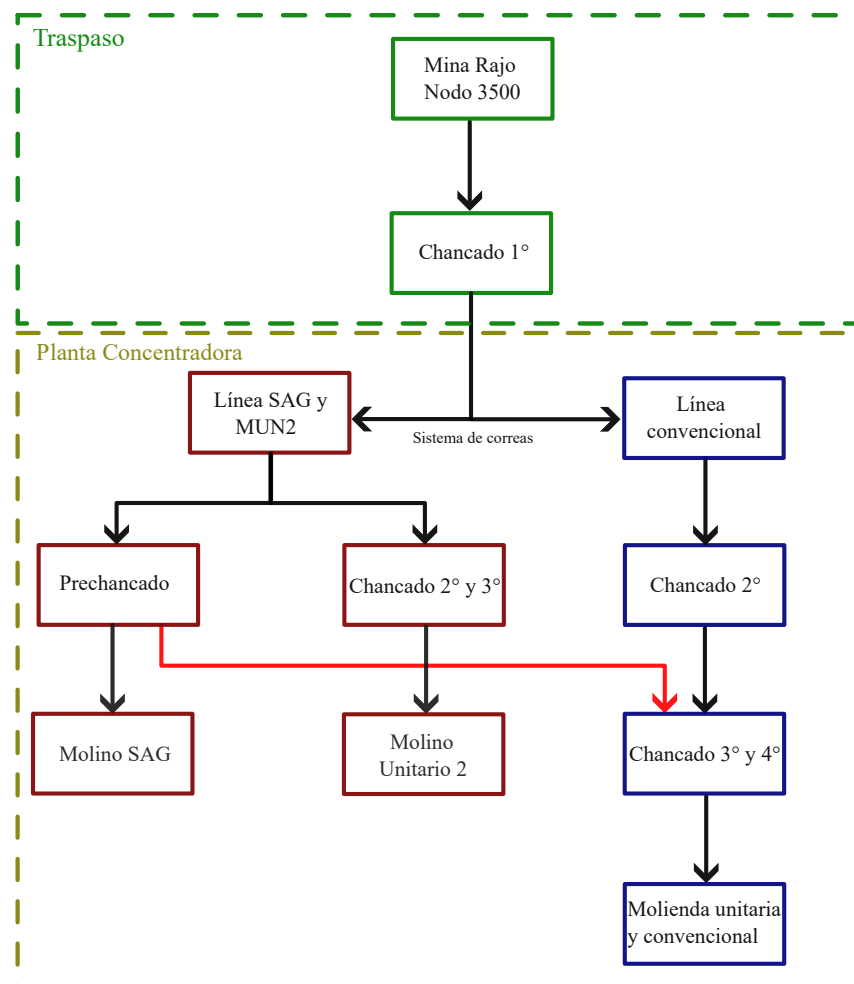


Figura 2.1: Diagrama simplificado desde el Traspaso hasta la molienda convencional

El mineral es transportado en camiones de alto tonelaje (CAEX) hacia las tolvas de gruesos y de compensación, que alimentan el chancado primario. Esta etapa acondiciona el tamaño a rangos manejables para las secciones siguientes. Luego, el material ingresa al chancado secundario y terciario, donde chancadores de cono y harneros clasifican por granulometría: el producto fino avanza a tolvas de almacenamiento intermedio y el retorno se recircula hasta cumplir especificación.

Desde dichas tolvas, el flujo alimenta la sección de molienda, compuesta por dos líneas: SAG y convencional. Esta memoria se centra en la molienda convencional, donde se emplean motores sincrónicos de gran potencia en configuración piñón–corona con embrague. El producto de molienda se clasifica en baterías de ciclones; su rebose (P80 típico 190–240 μm) alimenta la flotación *rougher*, mientras que el *underflow* retorna a los molinos para completar la conminución (figura 2.2).

2.2. Molienda convencional

La molienda convencional constituye la etapa de reducción final previa a flotación. El sistema se organiza en tres líneas paralelas: cada línea dispone de un molino de barras de 1.000 HP que alimenta a molinos de bolas de 1.750 HP. El mineral proveniente de los cajones distribuidores se reparte entre los equipos y la pulpa descargada se clasifica en ciclones; el rebose se envía a flotación y el *underflow* se recircula al circuito (figura 2.2).

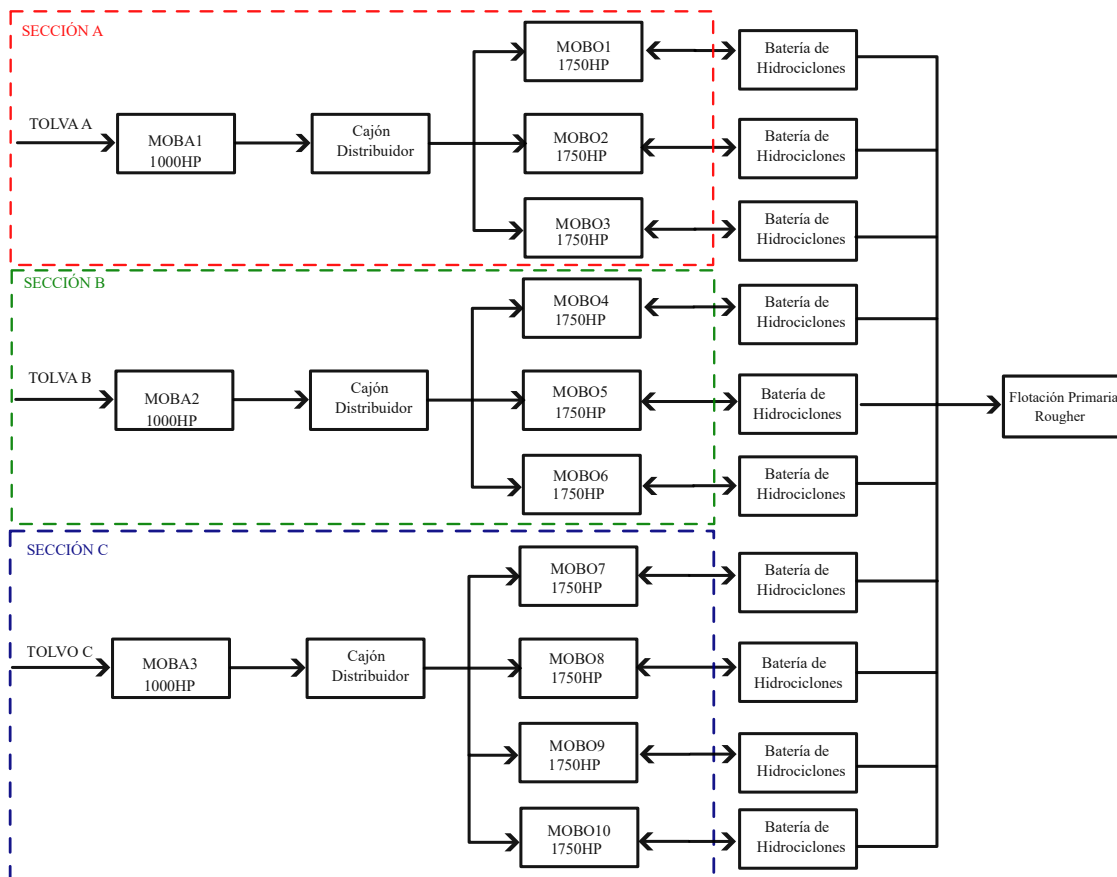


Figura 2.2: Diagrama de flujo de la molienda convencional

Este esquema permite operación continua con control de granulometría y adecuada liberación de cobre.

2.3. Motores sincrónicos de la molienda convencional

La Planta Concentradora de Codelco Andina opera 13 motores sincrónicos en la molienda convencional: tres en molinos de barras y diez en molinos de bolas. Dado su rol en la continuidad operacional, constituyen un activo crítico del proceso.

2.3.1. Distribución de equipos

La molienda convencional se organiza en tres secciones, A, B y C. Las secciones A y B cuentan con un molino de barras de 11, 5' x 16' con motor de 1.000 HP, más tres molinos de bolas de 12, 5' x 16' con motor de 1.750 HP cada uno. La sección C dispone de un molino de barras de 1.000 HP y cuatro molinos de bolas de 1.750 HP.

Tabla 2.1: Características eléctricas de los motores sincrónicos de la planta convencional

Motor	Tipo	Marca	Potencia [HP]	Tensión [kV]	Corriente [A]	Velocidad [rpm]	Polos	Excitación	Año
MOBA1	Barras	Electric Products Co.	1.000	4,00	142	231	26	Escobillas	1968
MOBO1	Bolas	Electric Products Co.	1.750	4,00	196	250	24	Escobillas	1968
MOBO2	Bolas	Electric Products Co.	1.750	4,00	196	250	24	Escobillas	1968
MOBO3	Bolas	Electric Products Co.	1.750	4,00	196	250	24	Escobillas	1968
MOBA2	Barras	Electric Products Co.	1.000	4,00	142	231	26	Escobillas	1968
MOBO4	Bolas	Electric Products Co.	1.750	4,00	196	250	24	Escobillas	1968
MOBO5	Bolas	Electric Products Co.	1.750	4,00	196	250	24	Escobillas	1968
MOBO6	Bolas	Toshiba	1.750	4,16	238	230	26	Sin escobillas	1985
MOBA3	Barras	Toshiba	1.000	4,16	138	231	26	Sin escobillas	1985
MOBO7	Bolas	Toshiba	1.750	4,16	238	230	26	Sin escobillas	1985
MOBO8	Bolas	Toshiba	1.750	4,16	238	230	26	Sin escobillas	1985
MOBO9	Bolas	Toshiba	1.750	4,16	238	230	26	Sin escobillas	1985
MOBO10	Bolas	Toshiba	1.750	4,16	238	230	26	Sin escobillas	1985

Tabla 2.2: Características eléctricas de excitación de los motores sincrónicos de la planta convencional

Motor	Tipo	Marca	Tensión excitación (Vdc) [V]	Corriente excitación nominal [A]	Corriente excitación máx. [A]
MOBA1	Barras	Electric Products Co.	250	48	51
MOBO1	Bolas	Electric Products Co.	250	48	51
MOBO2	Bolas	Electric Products Co.	250	48	51
MOBO3	Bolas	Electric Products Co.	250	48	51
MOBA2	Barras	Electric Products Co.	250	48	51
MOBO4	Bolas	Electric Products Co.	250	48	51
MOBO5	Bolas	Electric Products Co.	250	48	51
MOBO6	Bolas	Toshiba	250	52	57
MOBA3	Barras	Toshiba	250	52	57
MOBO7	Bolas	Toshiba	250	52	57
MOBO8	Bolas	Toshiba	250	52	57
MOBO9	Bolas	Toshiba	250	52	57
MOBO10	Bolas	Toshiba	250	52	57

2.3.2. Condición operativa y brechas

Los motores exhiben obsolescencia por antigüedad (40–55 años) y limitada disponibilidad de repuestos: Electric Products Co. discontinuó su fabricación y Toshiba ya no produce estos modelos. La evaluación realizada por mantenimiento e ingeniería de confiabilidad indica:

- Los equipos aún satisfacen la demanda, pero su vida útil remanente es acotada, elevando el riesgo de indisponibilidad.
- Ensayos eléctricos (ABB LEAP e índice de polarización) evidencian degradación del aislamiento, con necesidad de intervenciones mayores.
- La obsolescencia tecnológica y la escasez de repuestos tornan estratégica la modernización para mitigar fallas críticas.

Para sustentar este diagnóstico, las tablas 2.3 y 2.4 se presenta la evolución del Índice de Polarización (IP) medido entre 2024 y 2025. Según la norma IEEE 43, valores de IP inferiores a 2,0 (zona roja) indican presencia de humedad, contaminación conductiva o degradación severa del aislamiento, requiriendo intervención inmediata.

Tabla 2.3: Evolución del Índice de Polarización (IP) - Parte 1 (MOBO1 a MOBO7)

Devanado	MOBO1	MOBO2	MOBO3	MOBO4	MOBO5	MOBO6	MOBO7
Estator 2024	4,47	5,86	6,22	3,76	5,39	2,47	4,43
Rotor 2024	3,63	3,74	4,09	3,25	2,59	2,50	4,64
Estator 2025	2,78	8,36	7,90	5,15	5,52	4,27	3,92
Rotor 2025	4,43	5,55	1,52	2,55	2,12	4,26	3,46

Tabla 2.4: Evolución del Índice de Polarización (IP) - Parte 2 (MOBO8 a MOBA3)

Devanado	MOBO8	MOBO9	MOBO10	MOBA1	MOBA2	MOBA3
Estator 2024	2,95	5,66	4,64	2,78	8,93	6,18
Rotor 2024	1,71	4,27	4,95	2,92	4,63	2,26
Estator 2025	4,26	3,33	4,80	1,76	5,67	6,24
Rotor 2025	4,93	3,44	8,08	2,45	4,03	4,48

El análisis de las tablas revela puntos críticos de deterioro acelerado. Se destaca el caso del MOBA1, cuyo estator cayó drásticamente a un IP de 1,76 en 2025 (zona crítica), y el MOBO3, cuyo rotor presenta un IP de 1,52, evidenciando una falla de aislación severa. Adicionalmente, equipos como el MOBO5 mantienen índices en rangos de advertencia (zona amarilla), lo que confirma la tendencia de degradación estructural de la flota y valida la urgencia de la modernización.

2.4. Accionamientos eléctricos de los molinos

El accionamiento comprende el conjunto de elementos eléctricos y mecánicos encargados de transferir potencia desde el sistema eléctrico hasta el eje del molino, garantizando un arranque seguro, operación estable y control adecuado de la potencia mecánica entregada al proceso.

2.4.1. Partidores de media tensión para motores sincrónicos con escobillas

En la molienda convencional, los motores sincrónicos con escobillas se ponen en marcha mediante partidores de media tensión tipo *Ampgard Mark VII*, desarrollados por EATON.

Estos equipos constituyen la solución actualmente instalada y cumplen funciones esenciales de conmutación, excitación del rotor y protección básica del sistema durante la operación en régimen.

Dado que el objetivo de este trabajo es analizar y evaluar la modernización de estos equipos, considerando su obsolescencia tecnológica y la necesidad de estandarizar la flota, en esta sección se resumen únicamente sus funciones principales. Los diagramas eléctricos, planos y listados de componentes se incluyen en el Anexo **A** para referencia detallada.

A continuación se describen los roles funcionales del partidor actualmente en servicio:

- **Conmutación y arranque:** ejecuta la secuencia de conexión y desconexión del motor sincrónico, permitiendo su partida como máquina de inducción hasta alcanzar la velocidad de sincronismo y realizar la captura del campo.
- **Excitación de rotor:** provee y regula la corriente continua de campo del rotor a través de una excitatriz de estado sólido tipo *Mark VII*, operando bajo dos modos seleccionables: control por corriente de campo o control automático de factor de potencia (FP).
- **Protecciones integradas:** incorpora funciones de sobrecorriente, pérdida de excitación, falla de sincronismo, rotor bloqueado y enclavamiento por relé maestro 86, entre otras, asegurando la protección del motor y del sistema de control.
- **Supervisión y control:** permite la operación local o remota mediante HMI, con integración al sistema de control distribuido (SCADA) a través de protocolos Modbus/RS-485.

A pesar de su robustez constructiva, la generación de partidores *Ampgard Mark VII* presenta limitaciones importantes en términos de mantenibilidad y fiabilidad electrónica. En particular, se han registrado fallas recurrentes en la tarjeta controladora PLC (modelo PV28), componente responsable de la gestión lógica de secuencias y del ajuste automático de excitación. En más de una ocasión, esta placa se ha visto dañada por sobretensión o transitorios de tensión, afectando la capacidad del sistema para operar en modo de control automático de factor de potencia.

Como medida operativa, el control del FP debió migrarse temporalmente al modo manual de corriente de campo, realizando el ajuste de excitación de manera fija para mantener un factor de potencia cercano a la unidad. Este cambio redujo la flexibilidad de regulación dinámica del sistema y evidenció la vulnerabilidad de la arquitectura actual frente a fallas electrónicas en la unidad de control.

En consecuencia, la motivación principal para el recambio de los partidores *Ampgard Mark VII* se fundamenta en los siguientes aspectos:

1. **Confiabilidad y mantenibilidad:** heterogeneidad de configuraciones entre frentes, desgaste en componentes de excitación (escobillas, tarjetas de potencia) y tiempos de recuperación prolongados ante fallas en módulos de control o comunicaciones.
2. **Seguridad y cumplimiento normativo:** mejoras tecnológicas disponibles en mitigación de arco interno, enclavamientos eléctricos y monitoreo predictivo que no están plenamente cubiertas por la generación instalada.

3. **Estandarización y operación:** oportunidad de unificar plataforma de arranque y control de excitación, reduciendo la diversidad de repuestos, mejorando la interoperabilidad con el sistema de control de planta y facilitando la asistencia técnica futura.

En capítulos posteriores se presentan las alternativas de modernización propuestas, los criterios técnicos de selección y la evaluación técnico-económica correspondiente. Los antecedentes completos de la solución actual, incluyendo esquemas eléctricos y planillas de configuración, se mantienen en el Anexo [A](#) para trazabilidad y referencia comparativa.

2.4.2. Partidores de media tensión para motores sincrónicos sin escobillas

En los motores sincrónicos *brushless* (sin escobillas), la corriente de excitación del rotor no se suministra mediante anillos rozantes y escobillas, sino a través de un sistema de excitatriz rotativa, lo que elimina el contacto eléctrico directo y reduce significativamente las labores de mantenimiento. El principio de funcionamiento se basa en los siguientes elementos:

1. **Excitatriz de corriente alterna:** generador de corriente alterna montado en el mismo eje del motor, cuyo estator permanece fijo mientras el rotor gira solidario con el rotor principal del motor.
2. **Rectificador rotativo:** convierte la corriente alterna producida por la excitatriz en corriente continua mediante un conjunto de diodos montados en el rotor, suministrando la excitación al campo principal.
3. **Control de excitación:** la regulación de la tensión de campo se realiza ajustando la corriente en el **enrollamiento de campo de la excitatriz** (ubicado en el estator), controlado electrónicamente por un regulador automático de tensión que modula la excitación a través de tiristores (SCRs) o controladores estáticos.
4. **Sensado y protección:** el sistema incorpora resistencias de descarga, sensores de corriente y filtros de armónicos para estabilizar la excitación y proteger frente a sobretensiones o fallas en los diodos rotativos.

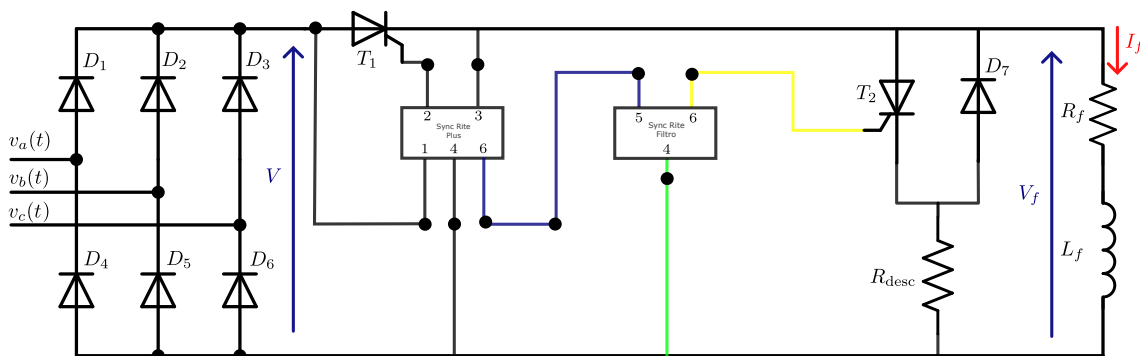


Figura 2.3: Esquema simplificado del sistema de excitación rotativo para motores sincrónicos sin escobillas.

Las principales ventajas de este tipo de sistema *brushless* son:

- Eliminación de escobillas y anillos rozantes, reduciendo el mantenimiento y el riesgo de chispas o contaminación por polvo conductor.
- Mayor confiabilidad en ambientes de alta humedad o polvorientos.
- Menor desgaste mecánico y mayor vida útil de los componentes rotativos.

En el caso específico de los motores sincrónicos Toshiba instalados en la molienda convencional, la excitatriz rotativa es controlada mediante un sistema WEG Sync Rite Plus, encargado de regular la corriente de campo a través del estator de la excitatriz. Este controlador combina funciones de:

- **Regulación automática del factor de potencia (FP):** manteniendo el FP del motor en el valor de referencia mediante control dinámico de la excitación.
- **Control por corriente de campo:** modo alternativo en el cual se fija un valor de corriente de excitación constante para estabilizar el campo rotórico.
- **Protecciones integradas:** supervisión de fallas de sincronismo, sobrecorriente de campo, pérdida de excitación y disparo por relé 86 de seguridad.

Sin embargo, durante la operación en terreno se han registrado fallas recurrentes en módulos electrónicos del sistema Sync Rite, particularmente en las tarjetas de control y disparo de SCRs que regulan la excitación del campo. Estas averías, evidenciadas por sobrecalentamiento o fallas de aislamiento en los semiconductores de potencia, han ocasionado la quema de componentes del regulador, afectando directamente la capacidad del sistema para operar en modo automático de control de factor de potencia.

Como medida mitigatoria, se optó por configurar el sistema en modo manual de corriente de campo, ajustando manualmente el nivel de excitación para mantener el factor de potencia del motor cercano a la unidad. Esta solución operativa permitió la continuidad del proceso, pero implica pérdida de regulación automática y una mayor dependencia del monitoreo manual por parte del operador.

En términos generales, aunque el conjunto *brushless* presenta ventajas mecánicas notables sobre los motores con escobillas, las limitaciones observadas en la electrónica de control del sistema *Sync Rite Plus* han impactado la confiabilidad del accionamiento. Este escenario refuerza la necesidad de considerar en el plan de modernización alternativas de excitación más robustas y con soporte técnico unificado, preferentemente integradas al nuevo sistema de control de planta.

2.4.3. Sistema de transmisión piñón–corona

La transmisión de potencia entre el motor sincrónico y el molino se realiza mediante una configuración mecánica tipo piñón–corona, que constituye el elemento de acople fundamental entre el accionamiento eléctrico y el conjunto rotatorio del molino. Este sistema convierte el par desarrollado por el motor en el esfuerzo de torsión necesario para hacer girar el casco del molino, garantizando una transmisión eficiente y controlada del movimiento.

El piñón, montado directamente en el eje del motor, engrana con una corona dentada de gran diámetro acoplada al casco del molino. De esta manera, el motor se engancha mecánicamente con la carga mediante contacto directo de los dientes, conformando una relación de reducción típica entre 1:10 y 1:12, según la geometría del equipo. La robustez de este sistema lo hace altamente confiable en aplicaciones mineras de gran potencia, aunque su desempeño depende críticamente de la correcta alineación, la calidad de lubricación y la rigidez de los apoyos.

Durante el arranque, los motores sincrónicos generan transitorios de par que pueden inducir impactos o vibraciones torsionales sobre los dientes del engranaje. En los sistemas antiguos, estos esfuerzos dinámicos pueden acelerar el desgaste superficial, provocar picado (pitting) o fisuras en la raíz de los dientes. Con la implementación de accionamientos modernos, como partidores suaves o convertidores SFC (Static Frequency Converter), se logra un control más preciso del par de arranque y del tiempo de aceleración, reduciendo de manera significativa las sollicitaciones mecánicas sobre el conjunto piñón, corona y, en consecuencia, mejorando su vida útil y disponibilidad operativa.

El mantenimiento del sistema incluye la verificación periódica de la alineación axial y radial, el monitoreo de vibraciones y temperatura mediante sensores montados en los cojinetes, y la supervisión del estado del lubricante. La lubricación se realiza típicamente por pulverización de aceite presurizado sobre la línea de contacto, asegurando una película constante que evita el desgaste por fricción y la formación de micropitting bajo condiciones de carga elevada y régimen continuo.

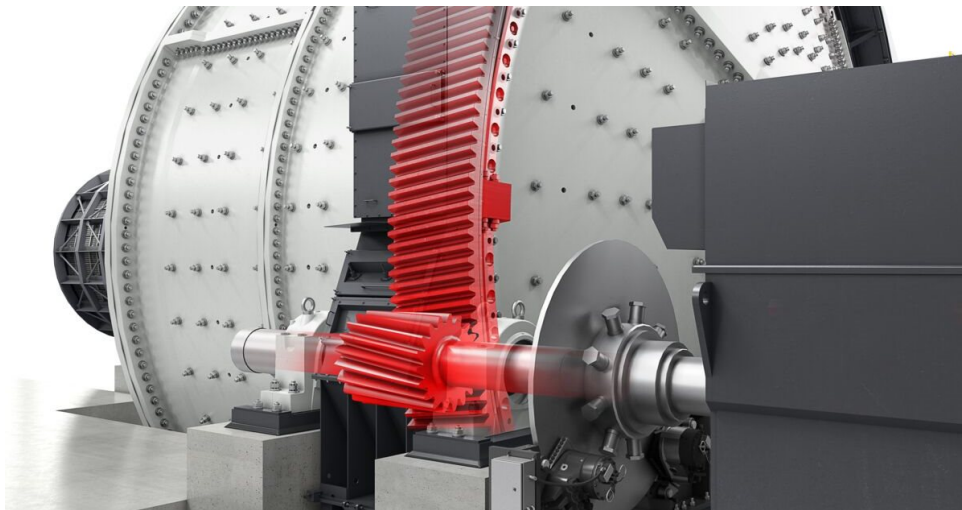


Figura 2.4: Sistema de transmisión piñón–corona entre el motor sincrónico y el molino [7].

2.5. Historial de fallas en la molienda convencional

Los motores sincrónicos de la molienda convencional presentan un historial de fallas mecánicas y eléctricas de carácter recurrente. La revisión de reportes internos, bitácoras de mantenimiento y evidencias fotográficas muestra patrones claros: degradación progresiva de componentes críticos, sensibilidad a las condiciones ambientales y tiempos de recuperación crecientes por obsolescencia y falta de repuestos. En conjunto, estos antecedentes sostienen la necesidad de modernizar los accionamientos eléctricos y estandarizar plata-

formas de control y excitación.

2.5.1. Fallas mecánicas críticas

Desplazamiento de rotor y eje: En el MOBO2 se registró un desplazamiento de 19 mm del núcleo del rotor hacia el lado carga, con contacto rotor–carcasa y daño asociado en el sistema de ventilación. En el MOBO5 se reportaron desplazamientos de eje con consecuencias sobre carbones, anillos y bobinas. En ambos casos, la hipótesis causal converge en relajación de holguras mecánicas, desgaste de cojinetes y desalineaciones que evolucionan sin detección temprana; la fricción incipiente eleva temperaturas locales y acelera la degradación dieléctrica del estator.

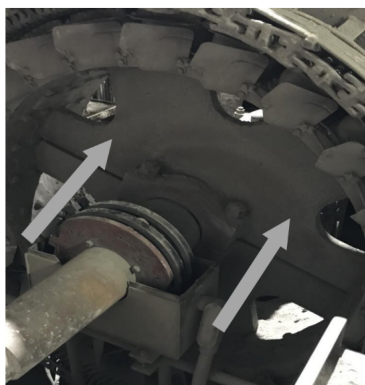


Figura 2.5: Daño por roce interno en MOBO2 tras desplazamiento del rotor.



Figura 2.6: Evidencias de desplazamiento de eje y daño asociado en MOBO5.

Corte de eje–piñón: En el MOBO4 se produjo fractura del eje, con afectación del embrague y el conjunto motriz. La evidencia sugiere fatiga de bajo ciclo asociada a múltiples arranques bajo carga y a transitorios torsionales repetitivos. El evento obligó a reparación mayor y generó una ventana extendida de indisponibilidad del molino.

2.5.2. Fallas eléctricas y de aislación

Fallas a tierra en estator: En MOBA1 se detectaron resistencias de aislación críticas (10 k Ω y 72 k Ω por fase), concluyendo en reemplazo completo del estator. En MOBO2, el roce interno posterior al desplazamiento del rotor derivó en contaminación y daño dieléctrico, con caída adicional de la aislación. Estos casos muestran el acoplamiento mecánico–eléctrico de las fallas: un evento mecánico inicial termina degradando la integridad eléctrica.

Bobinas dañadas: En MOBO5 se identificó una bobina capada por roce interno, reduciendo la capacidad operativa y elevando corrientes de línea para una misma carga. Talleres externos ejecutaron rebobinado y pruebas *Surge* e *Hipot* para certificar el reemplazo, con impactos de costo y tiempo relevantes.

2.5.3. Excitación y accesorios

Desgaste de sistemas con escobillas: En equipos con excitatriz estática, se observa desgaste acelerado de carbones y picado de anillos, generando intermitencias de campo, chispas y contaminación por polvo conductor. Los ciclos de mantención se han acortado y la reposición de repuestos no siempre está garantizada por obsolescencia.

Falla monofásica a tierra: En MOBO4 se registró falla a tierra en fase B, atribuida a terminal suelto en el circuito de condensadores y pararrayos. La conexión deficiente elevó esfuerzos dieléctricos y condujo al disparo, con involucramiento del sistema de protección.



Figura 2.7: Evento monofásico a tierra en MOBO4 por terminal suelto en circuito asociado.

2.5.4. Factores ambientales y operacionales

La operación en ambiente subterráneo, con polvo y humedad elevados, ha favorecido la contaminación de bobinados y rodamientos, acelerando desgaste y corrosión. Adicionalmente, restricciones logísticas (disponibilidad de grúas, ventanas de izaje, transporte de componentes pesados) y faltas de repuestos originales prolongan el tiempo medio de reparación (MTTR). La antigüedad de los equipos (1968–1982) agrava el riesgo técnico por discontinuidad de soporte y variabilidad entre frentes (diferentes configuraciones y revisiones).

2.5.5. Consecuencias operacionales

Las fallas descritas han derivado en paradas no programadas de varios días, con impacto directo en producción. A modo de orden de magnitud, una hora de detención en molienda convencional implica pérdidas estimadas entre USD\$80–200 mil, dependiendo de ley y recuperación. En eventos mayores:

- Para un molino de bolas, una detención de 60 h representa aproximadamente 8.730 t de mineral no procesado (59 t de cobre fino), con un impacto cercano a USD\$ 5,2 millones por evento.
- Para un molino de barras, 60 h de detención implican 29.100 t no procesadas (198 t de cobre fino), con costos del orden de USD\$ 21,6 millones por evento.

Para determinar estos valores, se considera la producción de cobre fino asociada a cada tipo de molino mediante la siguiente expresión:

$$Cu_{\text{fino}} = \text{Tratamiento}_h \times \text{Ley}_{Cu} \times \text{Rec}_{Cu} / 10.000 \quad \text{t/h} \quad (2.1)$$

donde:

- Tratamiento_h corresponde al mineral tratado por hora t/h ,
- Ley_{Cu} es el porcentaje de cobre contenido en el mineral [%],
- Rec_{Cu} es la recuperación metalúrgica del circuito de flotación [%].

El resultado de cobre fino se multiplica posteriormente por el precio promedio del cobre (que se entrega generalmente en USD/1b), lo que permite estimar el impacto económico directo asociado a una detención de los molinos. Este procedimiento entrega una cuantificación rápida del costo de oportunidad en términos de producción no realizada y sirve como base para evaluar el beneficio de reducir tiempos de mantención o fallas no programadas.

2.5.6. Estadística reciente de fallas e impacto operacional (2022-2025)

Para complementar el análisis histórico cualitativo presentado en las secciones anteriores, se recopiló la data operativa cuantitativa del periodo 2022-2025. El objetivo es dimensionar el impacto real que la obsolescencia tecnológica está teniendo sobre la continuidad de marcha.

La tabla 2.5 resume las horas de detención total y las horas atribuidas específicamente a fallas de naturaleza eléctrica (excitación, estator, control) para la flota de molienda convencional.

Tabla 2.5: Resumen de horas de falla (Total y Eléctrica) periodo 2022-2025

Motor	Marca	2022 (h)	2023 (h)	2024 (h)	2025 (h)*	Total Falla Eléctrica (h)
<i>Molinos de Bolas (1.750 HP)</i>						
MOBO1	Elec. Products	198	297	1378	173	32
MOBO2	Elec. Products	230	289	143	201	71
MOBO3	Elec. Products	1189	316	626	769	27
MOBO4	Elec. Products	234	163	239	397	150
MOBO5	Elec. Products	166	166	1352	359	1167
MOBO6	Toshiba	211	42	130	109	3
MOBO7	Toshiba	73	441	166	346	113
MOBO8	Toshiba	842	686	128	226	0
MOBO9	Toshiba	642	225	673	406	86
MOBO10	Toshiba	452	176	154	120	2
<i>Molinos de Barras (1.000 HP)</i>						
MOBA1	Elec. Products	334	194	100	92	187
MOBA2	Elec. Products	470	129	28	136	22
MOBA3	Toshiba	85	110	53	185	5

*Datos 2025 proyectados a la fecha de corte del estudio.

Los datos evidencian una alta dispersión en la confiabilidad, destacando la criticidad del motor **MOBO5**. Durante el año 2024, este equipo acumuló 1.352 horas fuera de servicio, de las cuales el 86 % (1.119 horas) correspondieron a fallas eléctricas críticas, validando la hipótesis de degradación acelerada en los equipos Electric Products.

2.5.6.a. Valorización del impacto operacional

Más allá de las horas físicas de detención, es fundamental cuantificar el lucro cesante asociado. Para ello, se calculó la pérdida económica anualizada considerando la capacidad de tratamiento diferencial entre los Molinos de Bolas (150 tph) y los Molinos de Barras (450 tph).

El modelo de cálculo incorpora la variabilidad de los parámetros de negocio año a año, aplicando la siguiente relación para cada evento de falla i en el año a :

$$Pérdida_{USD} = \sum_{a=2022}^{2025} (H_{falla,a} \times TPH_{motor} \times LC_{u,a} \times R_{Cu,a} \times P_{Cu,a}) \quad (2.2)$$

Donde se utilizaron los promedios reales de Ley de Cabeza (LC_u), Recuperación Metalúrgica (R_{Cu}) y Precio del Cobre (P_{Cu}) correspondientes a cada periodo fiscal.

La figura 2.8 presenta el impacto monetario acumulado exclusivamente por fallas eléctricas.

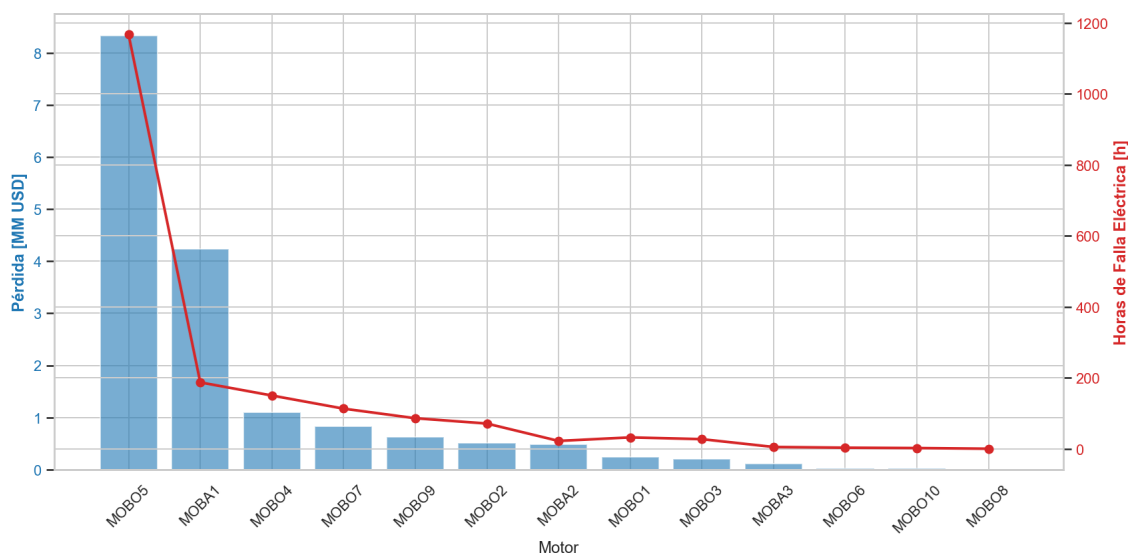


Figura 2.8: Impacto económico por fallas eléctricas en el periodo 2022-2025

El análisis gráfico revela dos hallazgos críticos para la evaluación del proyecto:

1. **Concentración del riesgo:** El motor MOBO5 representa, por sí solo, una pérdida económica acumulada superior a la inversión requerida para modernizar múltiples unidades. Esto convierte su reemplazo en una decisión de retorno inmediato.

2. **Sensibilidad al tonelaje:** Como se observa en la Figura 2.8, el motor MOBA1 acumula una cantidad de horas de falla (187 h) significativamente menor que el MOBO5, pero su impacto económico es desproporcionadamente alto. Esto se debe a que procesa 450 tph (el triple que un molino de bolas), lo que eleva su criticidad financiera dentro de la matriz de riesgos.

En conclusión, la estadística reciente confirma que la obsolescencia de los accionamientos no es solo un problema de mantenimiento, sino un **desafío financiero mayor**. La permanencia del status quo en equipos como el MOBO5 y MOBA1 implica aceptar pérdidas operacionales que exceden el costo de capital de la solución propuesta.

2.5.7. Síntesis actual

El patrón es consistente: vulnerabilidades mecánicas (eje, rotor, vibraciones) disparan degradaciones eléctricas (aislación, bobinas, excitación), y ambas dimensiones se ven exacerbadas por ambientes severos, obsolescencia y brechas logísticas. De aquí se desprenden tres lecciones para la modernización:

1. **Integridad mecánica primero:** monitoreo *on-condition* (vibraciones, temperatura de cojinetes, alineación) para intervenir antes del daño dieléctrico.
2. **Excitación y control robustos:** migrar a plataformas con control de campo y protecciones integradas y estandarizadas, con soporte vigente y repuestos asegurados.
3. **Diseño para el ambiente:** sellos, filtración y calefactores; protocolos de limpieza y aislamiento acordes a polvo/humedad; y stock crítico para reducir MTTR.

En conclusión, la evidencia de campo confirma que la obsolescencia de los motores sincrónicos y sus sistemas de excitación no solo eleva la probabilidad de fallas catastróficas, sino que compromete la estabilidad financiera de la operación. La modernización de los accionamientos eléctricos, con estandarización tecnológica y mejoras de mantenibilidad, emerge como una medida estratégica para asegurar continuidad operacional y mitigar pérdidas millonarias por paradas no programadas.

Capítulo 3

Fundamentos del motor sincrónico

Es de vital importancia para un proyecto de este tipo, conocer el funcionamiento a nivel técnico de cómo operan estas máquinas ya que este conocimiento entrega la base primordial para el control y la correcta operación de los motores en el terreno respectivo. Los motores sincrónicos de polos salientes tienen particularidades que hacen que sea un motor confiable para la operación minera, tal como se vio en el capítulo anterior, estos motores presentan fallas pero debido al ambiente hostil en el cual están insertos pero no por su diseño.

3.1. Características constructivas

Los motores sincrónicos se componen esencialmente de un estator trifásico, encargado de generar el campo giratorio, y un rotor con un devanado de campo alimentado en corriente continua, cuya función es sincronizar y modular la operación de la máquina [8], [9]. La construcción interna del rotor incluye típicamente un bobinado amortiguador (jaula de ardilla) además del devanado de campo; este bobinado permite arrancar el motor como una máquina de inducción y amortiguar oscilaciones durante transitorios [9], [10]. Para energizar el campo del rotor existen dos sistemas principales de excitación —con y sin escobillas— (*brush-type* y *brushless*) [11], [12]. En ambos casos se suministra corriente continua al devanado de campo, pero difieren en su realización física y requerimientos de mantenimiento [8].

3.1.1. Motor sincrónico con escobillas

En los sincrónicos tradicionales con escobillas, el rotor está equipado con anillos rozantes conectados al devanado de campo, y un conjunto de escobillas de carbón que hacen contacto deslizable con dichos anillos. A través de este mecanismo se introduce la corriente continua al rotor desde una fuente externa. Típicamente se emplea un convertidor CA-CC (rectificador controlado) estacionario que suministra la corriente de excitación adecuada, la cual ingresa al rotor mediante las escobillas y anillos rozantes [8], [9]. En esencia, las escobillas actúan como interfaz entre la parte estacionaria y el rotor en movimiento, permitiendo alimentar el campo mientras el motor gira.

Desde el punto de vista constructivo, este sistema añade anillos montados en el eje y

portaescobillas. Estos elementos están sujetos a desgaste mecánico y eléctrico (fricción y circulación de corriente), por lo que requieren mantenimiento periódico; las escobillas se desgastan y generan polvo, y los anillos deben mantenerse en buen estado para asegurar que el contacto esté correctamente ensamblado. La presencia de contactos deslizantes puede ser un punto débil en confiabilidad: problemas de contacto (desgaste, suciedad, chispas) afectan la entrega de corriente de campo. En la figura 3.1 se aprecia un motor con escobillas.



Figura 3.1: Motor síncrono de polos salientes con escobillas [13]

Una ventaja práctica de la excitación con escobillas es su simplicidad de control directo de la corriente de campo desde velocidad cero, lo cual facilita el arranque síncrono y ciertas estrategias cuando se emplean variadores de frecuencia o secuencias especiales de sincronización [8], [9]. Los motores con excitatriz estática (escobillas) son comunes en aplicaciones con convertidores de frecuencia para variación de velocidad, aprovechando que la corriente de campo se controla independientemente del giro [8].

3.1.2. Motor síncrono sin escobillas

Los motores síncronos modernos de tipo “sin escobillas” eliminan los contactos deslizantes mediante un sistema de excitación rotativa acoplado al mismo eje del motor. En este diseño, en lugar de usar escobillas, se monta en el extremo del eje una excitatriz rotativa: esencialmente un pequeño generador AC cuyo estator es alimentado con corriente (puede ser corriente continua o alterna, según el diseño) y cuyo rotor gira solidario con el eje. El rotor de esta excitatriz genera una tensión alterna trifásica que es rectificadora por un puente de diodos giratorio montado también en el eje, produciendo así la corriente continua que alimenta directamente el devanado de campo principal del motor. Todo este conjunto (excitatriz-rectificador) está ubicado típicamente en un compartimiento en la parte trasera del motor, formando un sistema compacto de auto-excitación. Cabe destacar que algunos sistemas incluyen además una pequeña excitatriz piloto de imanes permanentes o una alimentación inicial para arrancar el proceso de excitación cuando el rotor está estacionario, garantizando que el campo se establezca sin necesidad de escobillas.

En términos constructivos (ver figura 3.2), el sistema brushless prescinde totalmente de anillos rozantes y escobillas, lo que aporta importantes beneficios. Al no haber contac-

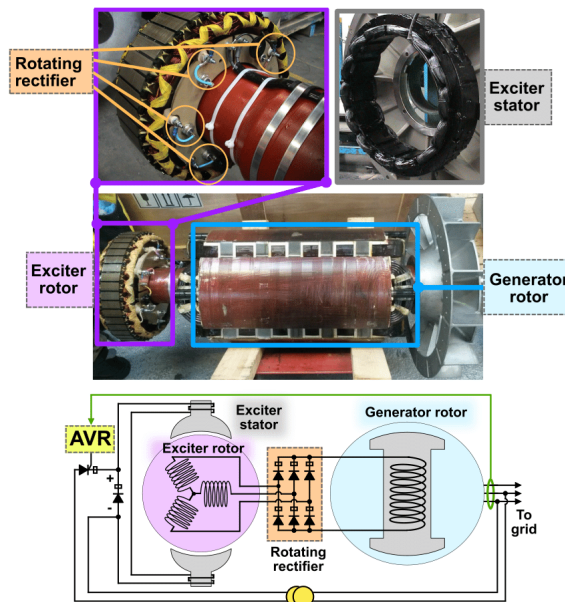


Figura 3.2: Motor sincrónico *brushless* [14]

tos eléctricos deslizantes, se eliminan las tareas de mantenimiento, inspección y limpieza asociadas a esos componentes. Esto aumenta la confiabilidad en entornos industriales severos, ya que se evitan problemas de polvo, desgaste o chispas en el rotor. De hecho, desde su introducción, la excitación sin escobillas fue bienvenida en la industria porque resolvió los problemas de formación de chispas en las escobillas y el mantenimiento de los anillos rozantes, facilitando la adopción de motores sincrónicos de gran potencia en aplicaciones industriales.

Como contrapartida, la excitación brushless agrega un subsistema adicional (el generador excitatriz y los diodos), por lo que el diseño es más complejo y puede requerir una regulación electrónica de campo ligeramente más sofisticada. Además, la respuesta de la corriente de campo puede ser un poco más lenta ante cambios bruscos, debido a la inercia eléctrica del sistema excitatriz-rectificador. No obstante, en la práctica estos sistemas están muy optimizados y predominan en motores de media y gran potencia donde la reducción de mantenimiento y la robustez son prioritarias. Es común que motores sincrónicos de polos salientes utilizados en minería incorporen excitación brushless para minimizar intervenciones de mantenimiento en sitios remotos y mejorar la continuidad de servicio.

3.2. Principio de funcionamiento

3.2.1. Arranque del motor

El motor sincrónico no desarrolla momento de arranque puramente sincrónico [15]; por ello, se utilizan estrategias que lo lleven desde reposo hasta una velocidad cercana a la sincrónica para luego enclavar el campo del rotor con el del estator. Los métodos prácticos más comunes son: arranque asincrónico con barras amortiguadora, arranque con motor auxiliar y arranque por convertidor de frecuencia (SFC/VFD). En todos los casos se aplican chequeos de interbloqueo y protecciones para limitar la corriente de arranque y el calentamiento del rotor.

La secuencia típica de arranque asíncrono con barras amortiguadoras es la siguiente:

1. **Pre-arranque:** verificación de aislamientos, sistema de excitación disponible, campo inicialmente desenergizado y normalmente cortocircuitado a través de una resistencia de descarga (para suprimir sobretensiones por tensión inducida durante la fase asíncrona), tensión y frecuencia nominales de la red dentro de tolerancias, sistema de refrigeración operativo y protecciones armadas (sobre/infra-tensión de campo, sobrecorriente estator, pérdida de campo, fuera de paso).
2. **Energización del estator:** cierre del interruptor del estator. La máquina acelera como motor de inducción gracias a las barras amortiguadoras; el torque es función del deslizamiento $s = (n_s - n)/n_s$ y de la reactancia de fuga, análogo al de un motor jaula de ardilla [16]. Para limitar corriente, puede emplearse autotransformador, reactancias serie o un partidador suave.
3. **Aproximación a velocidad sincrónica:** al aumentar n , decrece s y la frecuencia de la tensión inducida en el devanado de campo. Se supervisan la corriente de línea I_1 y el tiempo de aceleración para no exceder el tiempo térmico del rotor.
4. **Excitación y enganche sincrónico:** cuando $n \in [0,95, 0,98] n_s$, se abre el cortocircuito del campo y se aplica corriente continua I_f . El sistema de sincronización (sincronoscopio o relé automático) detecta ángulo y frecuencia residuales: al momento adecuado, el momento sincrónico supera al torque de frenado y el rotor tira a sincronismo.
5. **Estabilización:** ya en régimen sincrónico, se ajusta I_f según el factor de potencia deseado y se liberan los límites transitorios de corriente de campo.

Por el lado del arranque con motor auxiliar, se acopla un motor auxiliar que acelera el rotor hasta $n \approx n_s$ con el estator del sincrónico desenergizado. Luego se energiza el estator y se aplica I_f controlando el ángulo con sincronoscopio; una vez acoplado, se desacopla el auxiliar. Es habitual en máquinas grandes sin barras amortiguadoras o con restricciones severas de corriente de arranque.

El arranque mediante convertidor de frecuencia (SFC/VFD), se emplea un convertidor (LCI/VSI) alimenta el estator con tensión y frecuencia variables, elevando f_1 gradualmente desde cero hasta la nominal mientras controla el torque y la corriente [17]. El rotor puede excitarse desde baja velocidad para maximizar el control. Finalmente se realiza la transferencia a red cuando $\{V, f, \phi\}$ coinciden con la red. Las ventajas que tiene este método son: corriente limitada, par alto a baja velocidad y mínima solicitud térmica.

Las consideraciones que se deben tener en cuanto a protección y operación son:

- **Límites térmicos:** tiempo máximo de arranque por calentamiento del rotor y de la jaula amortiguadora; respetar $\sum I^2 t$.
- **Pérdida de campo - fuera de paso:** relés 40 (pérdida de excitación) y 78 (out-of-step) habilitados; supervisión de δ y potencia oscilante.
- **Corrientes desbalanceadas:** control de secuencia negativa durante la fase asíncrona.

- **Tensión de campo:** resistencia de descarga y supresión de sobretensiones por f.e.m. inducida durante el arranque.
- **Calidad de red:** limitar caídas de tensión y corrientes de irrupción según pliegos (p. ej., $I_{arr} \leq 4-6 I_N$).

En máquinas con polos salientes y barras amortiguadoras, el torque asíncrono es suficiente para la mayoría de las aplicaciones. En máquinas *brushless*, la excitación se aplica mediante rectificador giratorio; el sistema de control gestiona automáticamente el instante de enganche [11]. Tras la sincronización, el ajuste de I_f gobierna el intercambio de potencia reactiva.

3.2.2. Operación en vacío

Considérese el motor sincrónico alimentado en el estator por un sistema de tensiones trifásico balanceado de frecuencia f_1 y con el devanado de campo del rotor excitado con corriente continua I_f . La máquina esta impulsada a velocidad sincrónica.

El campo magnético creado por I_f es espacialmente fijo respecto del rotor; visto desde el estator, dicho campo gira a velocidad sincrónica, induciendo en las bobinas del estator un f.e.m. interna V_p de frecuencia

$$f_1 = p n, \quad (3.1)$$

donde p es el número de pares de polos y n la velocidad mecánica en revoluciones por segundo.

En vacío, es decir, sin carga mecánica útil y con pérdidas pequeñas, el ángulo de carga δ es cercano a cero en régimen estacionario y el torque electromagnético es prácticamente nulo; la máquina absorbe de la red únicamente la potencia necesaria para compensar pérdidas por rozamiento, ventilación y pérdidas en el hierro. En el modo motor, por la convención adoptada, tomando la tensión de estator \mathbf{V}_1 como fasor de referencia, \mathbf{V}_p atrasa levemente a \mathbf{V}_1 .

3.2.3. Operación con carga

Al aplicar carga mecánica al eje, el rotor tiende a retrasarse respecto del campo giratorio del estator, incrementándose en magnitud el ángulo de carga δ . Las corrientes de armadura \mathbf{I}_1 resultantes, determinadas por la impedancia interna y la carga eléctrica equivalente, generan una reacción de armadura que junto con el campo del rotor produce el par electromagnético. La tendencia de alineación entre el eje magnético del estator y el del rotor se traduce en un torque que acelera el rotor cuando éste queda por detrás del campo, manteniendo así la sincronía.

3.3. Modelo matemático general: Ecuaciones de Park

Para analizar el comportamiento dinámico completo de la máquina sincrónica (incluyendo transitorios electromecánicos y fallas), es necesario abandonar el modelo de fase

¹Se define como el ángulo entre la tensión en bornes de la armadura y la tensión inducida en el estator $\delta = \angle(\mathbf{V}_1, \mathbf{V}_p)$

estacionario y utilizar la transformación de Park. Este modelo proyecta las variables trifásicas (abc) sobre un sistema de referencia ortogonal $dq0$ que gira solidario al rotor a velocidad ω .

Las ecuaciones de tensión para los devanados del estator en las coordenadas d y q se expresan como:

$$v_{sd} = R_1 i_{sd} + \frac{d}{dt} \psi_{sd} - \omega \psi_{sq} \quad (3.2)$$

$$v_{sq} = R_1 i_{sq} + \frac{d}{dt} \psi_{sq} + \omega \psi_{sd} \quad (3.3)$$

Se observa que existen términos de acoplamiento rotacional ($\omega\psi$) que son dominantes en régimen permanente. Para el rotor, se modela el circuito de campo (f) y los circuitos amortiguadores equivalentes en los ejes directo (D) y en cuadratura (Q), resultando en:

$$v_f = R_f i_f + \frac{d}{dt} \psi_f \quad (3.4)$$

$$0 = R_D i_D + \frac{d}{dt} \psi_D \quad (3.5)$$

$$0 = R_Q i_Q + \frac{d}{dt} \psi_Q \quad (3.6)$$

Las relaciones magnéticas (enlaces de flujo) son fundamentales para resolver este sistema. Los flujos del estator dependen de las autoinductancias y de las inductancias mutuas con el rotor:

$$\psi_{sd} = L_{1d} i_{sd} + L_{1f} i_f + L_{1D} i_D \quad (3.7)$$

$$\psi_{sq} = L_{1q} i_{sq} + L_{1Q} i_Q \quad (3.8)$$

Finalmente, las ecuaciones de flujo para los circuitos del rotor, considerando los factores de acoplamiento característicos de la transformación utilizada, son:

$$\psi_f = L_f i_f + L_{fD} i_D + \frac{3}{2} L_{1f} i_{sd} \quad (3.9)$$

$$\psi_D = L_D i_D + L_{Df} i_f + \frac{3}{2} L_{1D} i_{sd} \quad (3.10)$$

$$\psi_Q = L_Q i_Q + \frac{3}{2} L_{1Q} i_{sq} \quad (3.11)$$

Estas ecuaciones diferenciales describen la evolución temporal completa de las variables eléctricas. Cuando la máquina opera en régimen permanente y velocidad constante ($\omega = \omega_1$), las derivadas temporales de los flujos (d/dt) se anulan y las corrientes de los amortiguadores (i_D, i_Q) se hacen cero, reduciéndose el sistema a las ecuaciones algebraicas fasoriales que se detallan en la sección siguiente.

3.4. Ecuaciones de equilibrio eléctricas estacionarias

En régimen sinusoidal permanente, el motor sincrónico opera conectado a una red trifásica balanceada, cuyo campo magnético giratorio presenta velocidad angular sincrónica $\omega_1 = 2\pi f_1$. El rotor, alimentado por una corriente continua I_f , gira a la misma velocidad que el campo giratorio (velocidad mecánica $\omega_m = \omega_1/p$), de manera que las magnitudes observadas desde el rotor se tornan constantes en el tiempo.

Debido a que el devanado de armadura está conectado en estrella sin neutro, las tensiones de línea impuestas por la red determinan un sistema de tensiones de fase simétricas. Estas pueden expresarse en forma instantánea como:

$$v_a(t) = \sqrt{2}V_1 \cos(\omega_1 t), \quad (3.12)$$

$$v_b(t) = \sqrt{2}V_1 \cos(\omega_1 t - \frac{2\pi}{3}), \quad (3.13)$$

$$v_c(t) = \sqrt{2}V_1 \cos(\omega_1 t + \frac{2\pi}{3}), \quad (3.14)$$

cuyos valores temporales se representan por el fasor espacial:

$$\mathbf{v}_1 = \frac{2}{3}(v_a(t) + \mathbf{a}v_b(t) + \mathbf{a}^2v_c(t)) = \sqrt{2}V_1 e^{j\omega_1 t}. \quad (3.15)$$

Cuando este fasor se observa desde un sistema de coordenadas fijo al rotor, que gira a velocidad sincrónica, la componente temporal desaparece, haciendo que las variables eléctricas sean constantes en el marco del rotor.

$$\mathbf{v}_{1r} = \mathbf{v}_1 e^{-j\gamma} = \sqrt{2}V_1 e^{j\gamma_0}, \quad (3.16)$$

donde se consideró que

$$\gamma = \omega_1 t - \gamma_0 \quad (3.17)$$

Esto permite transformar la ecuación diferencial general del circuito de armadura en una ecuación algebraica de equilibrio:

$$\mathbf{V}_1 = (R_1 + jX_{\sigma 1})\mathbf{I}_1 + jX_{md}\mathbf{I}_{1d} + jX_{mq}\mathbf{I}_{1q} + j\omega_f L_f \mathbf{I}_f, \quad (3.18)$$

donde:

- R_1 y $X_{\sigma 1}$ representan la resistencia y reactancia de dispersión de fase.
- X_{md} y X_{mq} son las reactancias sincrónicas en los ejes directo (d) y en cuadratura (q).
- \mathbf{I}_{1d} y \mathbf{I}_{1q} son las componentes de corriente del estator proyectadas sobre los ejes d y q .
- \mathbf{I}_f es la corriente de excitación de campo.

La descomposición fasorial de la corriente de armadura en los ejes directo y en cuadratura se define mediante el ángulo de carga δ , que representa el desfase entre la tensión interna inducida y la tensión terminal del estator:

$$\mathbf{I}_1 = I_{1d} + jI_{1q} = I_1(\cos \delta + j \sin \delta). \quad (3.19)$$

Esta representación bidimensional constituye la base de la teoría de los dos ejes de Blondel, que modela la máquina sincrónica anisotrópica mediante dos circuitos equivalentes acoplados: uno alineado con el eje del polo (d) y otro con el eje interpolar (q). En este marco, la ecuación de equilibrio por fase puede expresarse como:

$$V_1 = R_1 I_1 + jX_{\sigma 1} I_1 + jX_{md} I_{1d} + jX_{mq} I_{1q} + j\omega_f L_f I_f. \quad (3.20)$$

Cada término representa una contribución física:

- la caída de tensión óhmica en la resistencia de fase,
- la caída de tensión en la reactancia de dispersión,
- las tensiones inducidas por los campos magnéticos en los ejes d y q , y
- la tensión producida por la corriente continua del devanado de campo.

Estas ecuaciones describen el equilibrio eléctrico estacionario de la máquina sincrónica y constituyen la base para el análisis fasorial de potencia, factor de potencia y ángulo de carga. En condiciones estables, los fasores de tensión y corriente forman un triángulo fasorial característico que permite determinar la potencia activa y reactiva suministrada o absorbida por el motor, dependiendo de la magnitud de la excitación I_f .

3.5. Diagrama fasorial

La ecuación (3.20) puede interpretarse con mayor claridad mediante su representación gráfica en el plano complejo, relacionando las componentes simétricas con los fasores espaciales de tensión, corriente y flujo. Esta representación, mostrada esquemáticamente en la figura 3.3, permite visualizar la interacción entre el campo giratorio del estator y el campo magnético producido por el rotor excitado.

El fasor de tensión interna inducida \mathbf{V}_p está ahora atrasado respecto a la tensión terminal \mathbf{V}_1 en un ángulo igual al ángulo de carga δ , ya que el campo magnético del rotor debe arrastrarse ligeramente respecto al campo del estator para producir el torque motor. De este modo, el eje directo (d) del rotor queda **atrasado** respecto a la tensión aplicada en el sentido de rotación del campo girante.

En el plano fasorial, el fasor de corriente de armadura \mathbf{I}_1 se adelanta o atrasa respecto a la tensión terminal \mathbf{V}_1 según el nivel de excitación:

- En un motor **subexcitado**, \mathbf{I}_1 atrasa a \mathbf{V}_1 (comportamiento inductivo, absorción de potencia reactiva).
- En un motor **sobreexcitado**, \mathbf{I}_1 adelanta a \mathbf{V}_1 (comportamiento capacitivo, entrega de potencia reactiva).
- En la **excitación normal**, la corriente es prácticamente en fase con la tensión (factor de potencia unitario).

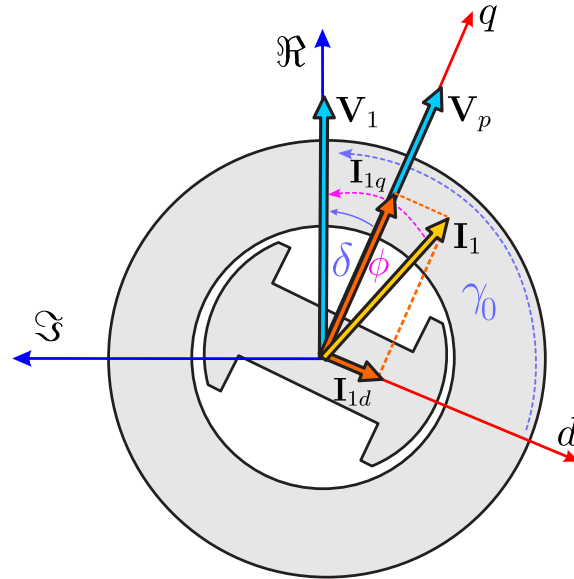


Figura 3.3: Diagrama fasorial de la máquina sincrónica operando como motor.

Para un caso típico de motor sincrónico sobreexcitado, donde se suministra potencia reactiva a la red, el fasor \mathbf{I}_1 se ubica adelantado respecto a \mathbf{V}_1 , mientras que la tensión interna inducida \mathbf{V}_p queda atrasada un ángulo δ .

La descomposición de la corriente en componentes de eje directo y en cuadratura se obtiene como:

$$\mathbf{I}_1 = I_{1d} + jI_{1q}, \quad (3.21)$$

donde I_{1d} está alineada con el eje del polo (d) y I_{1q} con el eje interpolar (q).

Por relaciones geométricas, los triángulos formados por las proyecciones de las tensiones son semejantes y sus lados son proporcionales con un factor de escala X_{mq} . La hipotenusa de dicho triángulo auxiliar tiene una longitud $X_{mq}I_1$. Por tanto, para ubicar la posición del eje q basta con prolongar el fasor $jX_{\sigma 1}\mathbf{I}_1$ en una longitud adicional $jX_{mq}\mathbf{I}_1$, o equivalentemente, restar a \mathbf{V}_1 el fasor $(jX_{\sigma 1} + jX_{mq})\mathbf{I}_1$.

El diagrama fasorial resultante permite visualizar cómo el torque electromagnético se origina por el desfase entre \mathbf{V}_1 y \mathbf{V}_p , siendo proporcional al seno del ángulo de carga δ . El análisis fasorial en modo motor proporciona así una base clara para evaluar la potencia activa absorbida, la potencia reactiva intercambiada y el efecto de la excitación sobre el factor de potencia.

3.6. Potencia y momento en régimen permanente

En régimen sinusoidal estacionario y despreciando pérdidas, la potencia absorbida en bornes se entrega al eje:

$$P_1 = P_{\text{mec}} = T \omega_m = T \frac{\omega_1}{p}. \quad (3.22)$$

Usando la formulación en ejes d - q (transformación de Park), la potencia trifásica puede escribirse como

$$P_1 = \frac{3}{2} (v_d \bar{i}_d + v_q \bar{i}_q). \quad (3.23)$$

Para una máquina síncrona de polos salientes con $R_1 \simeq 0$, se cumple

$$v_d = -X_q i_q, \quad v_q = V_p - X_d i_d, \quad (3.24)$$

donde V_p es la fem interna alineada con el eje q . Eliminando i_d e i_q en función de $(V_1, V_p, \delta, X_d, X_q)$ resulta:

$$P_1 = -\frac{3V_p V_1}{X_d} \sin \delta - \frac{3V_1^2}{2} \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d} \right) \sin 2\delta \quad (3.25)$$

En modo motor adoptamos la convención $\delta = \angle(\mathbf{V}_1, \mathbf{V}_p)$ con \mathbf{V}_p *atrasando* a \mathbf{V}_1 , por lo que $\delta < 0$ y las contribuciones de (3.25) resultan positivas.

Finalmente, el momento electromagnético cuasiestacionario se obtiene de (3.22):

$$T = -\frac{3p}{\omega_1} \frac{V_p V_1}{X_d} \sin \delta - \frac{3p}{2} \cdot \frac{V_1^2}{\omega_1} \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d} \right) \sin 2\delta \quad (3.26)$$

El primer término de (3.26) es el **momento de excitación**, análogo al de la máquina isotrópica ($X_d=X_q$). El segundo término es el **momento de reluctancia**, originado por la anisotropía ($X_d \neq X_q$) propia de los motores de polos salientes.

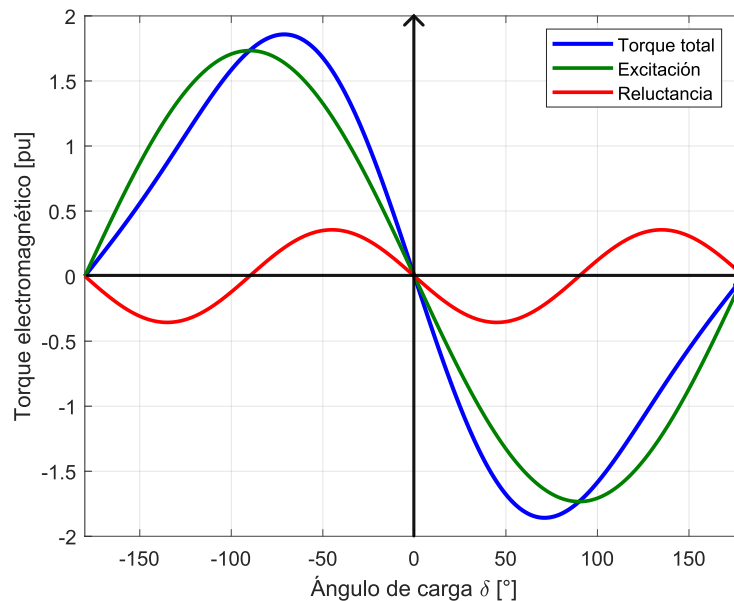


Figura 3.4: Característica momento-ángulo de carga de la máquina síncrona de polos salientes.

3.7. Curvas características y efectos de la saturación

El comportamiento del motor síncrono en estado estacionario no solo depende de las ecuaciones lineales y diagramas fasoriales teóricos, sino que está fuertemente influenciado por la capacidad de regulación de la corriente de campo y las propiedades magnéticas del núcleo.

3.7.1. Curvas V

Las curvas en V describen la variación de la magnitud de la corriente de armadura (I_a) en función de la corriente de campo (I_f) para un valor constante de potencia activa desarrollada. Estas curvas son fundamentales para comprender la versatilidad del motor síncrono, ya que demuestran su capacidad para variar el factor de potencia a voluntad.

Como se observa en la figura 3.5, para una potencia mecánica fija, existe un valor de corriente de campo que minimiza la corriente de estator; este punto corresponde a la operación con factor de potencia unitario.

- Si se reduce la excitación por debajo de este punto (subexcitación), la corriente de armadura aumenta y el motor consume potencia reactiva (comportamiento inductivo, factor de potencia en retraso).
- Si se aumenta la excitación (sobrexcitación), la corriente de armadura vuelve a crecer, pero el motor inyecta potencia reactiva a la red (comportamiento capacitivo, factor de potencia en adelanto).

El límite izquierdo de estas curvas (zona de subexcitación) está determinado por el límite de estabilidad estática; si la excitación es demasiado baja, el par máximo decrece hasta que el motor pierde el sincronismo.

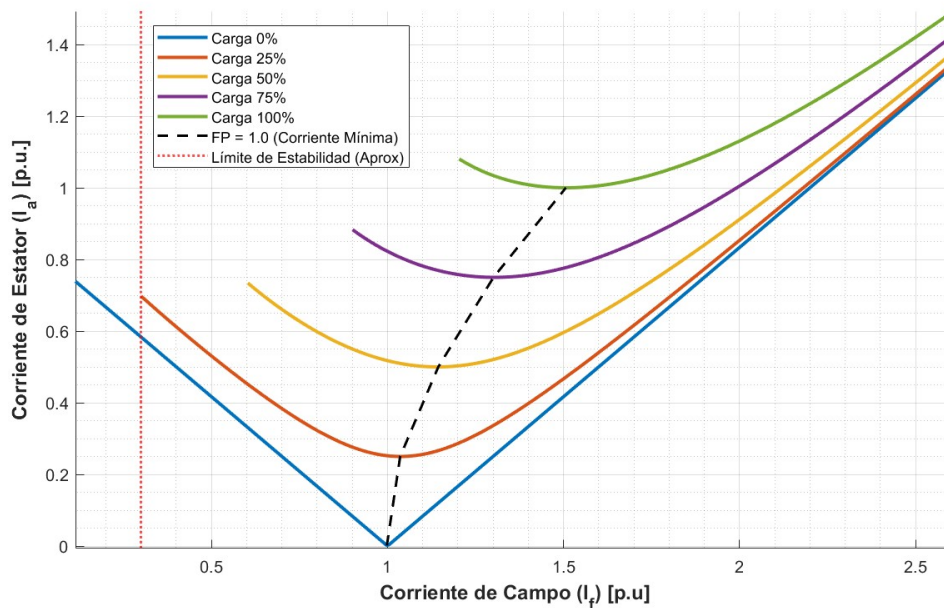


Figura 3.5: Curvas V típicas de un motor síncrono.

3.7.2. Efecto de la saturación magnética

El modelo matemático lineal asume que las reactancias sincrónicas son constantes. Sin embargo, en la práctica, los materiales ferromagnéticos del estator y rotor están sujetos a saturación magnética cuando el flujo es elevado.

La saturación provoca que la relación entre la corriente de campo y el voltaje inducido deje de ser lineal, desviándose de la línea de entrehierro teórica, tal como se aprecia en la figura 3.6.

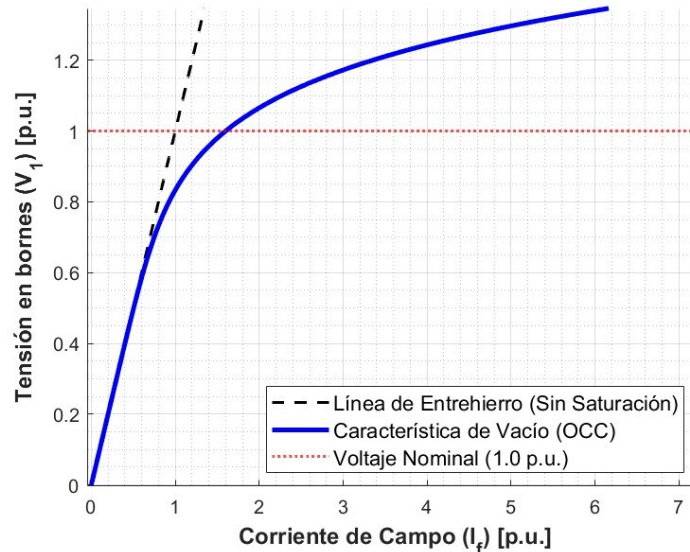


Figura 3.6: Característica de vacío (OCC) vs. línea de entrehierro. .

Esta desviación implica que, para operar cerca o por encima de la tensión nominal, el sistema de excitación debe suministrar una corriente mayor a la calculada teóricamente. Si no se considera este efecto no lineal, el control del factor de potencia sería impreciso en condiciones de alta carga, afectando la eficiencia del sistema [8].

3.8. Fenómenos transitorios: frenado y detención

3.8.1. Desexcitación y pérdida de sincronismo

La desconexión súbita o la reducción brusca de la corriente de excitación en un motor síncrono que opera a velocidad nominal provoca la pérdida inmediata del acoplamiento magnético entre el rotor y el campo girante del estator. Al desaparecer la fuerza magnetomotriz que mantiene el enganche, el ángulo de carga se incrementa más allá del límite de estabilidad, lo que desencadena la pérdida de sincronismo. En esta condición transitoria, el motor deja de girar a la velocidad síncrona y comienza a operar bajo un principio de inducción asíncrona; el rotor desliza respecto al campo del estator, induciendo corrientes en el devanado amortiguador que generan un torque de frenado opuesto al movimiento rotacional [18].

Simultáneamente, es crítico gestionar la energía magnética almacenada en el campo del rotor. Para disipar esta energía de manera segura tras la apertura del circuito de excitación, es práctica estándar la conexión automática de una resistencia de descarga, conocida como *crowbar*, a los bornes del devanado de campo. Este componente es fundamental, ya que proporciona una ruta controlada para la circulación de la corriente, limitando las sobretensiones transitorias que, de otro modo, podrían comprometer el aislamiento de los devanados del rotor o dañar los semiconductores de la excitatriz [19], [20].

3.8.2. Energía cinética y estimación de parada

El desafío principal durante la detención radica en la gran inercia del conjunto rotor-carga. La energía cinética acumulada (E_k), que depende del momento de inercia J y la velocidad mecánica ω_m , se define como:

$$E_k = \frac{1}{2} J \omega_m^2. \quad (3.27)$$

Toda esta energía debe ser disipada para llevar el motor al reposo. El tiempo requerido para esta maniobra es inversamente proporcional al torque de frenado aplicado (T_b), según la estimación simplificada:

$$t_{\text{stop}} \approx \frac{J \omega_m}{T_b}. \quad (3.28)$$

La magnitud de este tiempo puede ser considerable en máquinas de gran potencia. Existen registros de motores de alta inercia que, sin la aplicación de métodos activos de frenado, requieren periodos cercanos a los 15 minutos para detenerse completamente solo por efecto del roce [21].

3.8.3. Estrategias de frenado

La selección del método de detención no es trivial y depende del equilibrio deseado entre la rapidez de parada y el estrés térmico o mecánico admitido por la máquina.

La estrategia más elemental es el frenado natural (o por inercia), donde simplemente se desconecta la alimentación y la excitación, permitiendo que las pérdidas por fricción y ventilación disipen la energía cinética. Aunque es el método menos invasivo, su principal desventaja es la extensión del tiempo de parada, lo cual puede ser inaceptable en situaciones de emergencia o procesos continuos [21].

Para reducir estos tiempos, se recurre a métodos eléctricos activos. Una opción es el frenado por régimen de inducción, donde se mantiene el estator conectado tras desexcitar el campo, utilizando la jaula amortiguadora para generar par negativo, aunque esto conlleva un riesgo significativo de calentamiento en el rotor [18]. Alternativamente, el frenado por inyección de corriente continua aplica un campo estático desde el estator que frena el rotor; si bien es eficaz, transfiere la energía cinética en forma de calor directamente a los devanados del estator y rotor, elevando las pérdidas térmicas [22].

En instalaciones modernas, el frenado regenerativo mediante VDF se presenta como la solución técnica superior. El variador controla la desaceleración devolviendo la energía al bus de continua o a la red, permitiendo un control preciso de la velocidad y reduciendo drásticamente los esfuerzos térmicos en el motor [23]. Finalmente, el frenado mecánico suele reservarse para la inmovilización final o seguridad (freno de disco), debiendo activarse únicamente a baja velocidad para evitar daños estructurales en el eje o las zapatas [24].

3.8.4. Gestión térmica y seguridad operativa

El proceso de frenado implica inevitablemente la transformación de energía cinética en calor, lo que exige una estricta gestión térmica. Dependiendo del método empleado, este

calor se concentra en diferentes partes de la máquina: en el estator (aumentando las pérdidas I^2R y en el hierro), o severamente en el rotor, donde las corrientes inducidas pueden sobrecalentar las barras amortiguadoras si la duración del frenado es excesiva [18], [21]. Por el contrario, el uso de resistencias de descarga o frenado regenerativo permite extraer esta energía fuera de la carcasa del motor, protegiendo la integridad de los aislamientos [20].

Desde la perspectiva de la seguridad operativa, la detención segura exige una coordinación secuencial precisa. Esto incluye la inserción automática de la resistencia de descarga al corte de la excitación y la supervisión continua de la temperatura estatórica (vía RTDs o modelos térmicos) para prevenir daños acumulativos. Asimismo, es imperativo contar con protecciones contra sobrecorrientes ajustadas para las condiciones de frenado y enclavamientos lógicos que impidan errores de maniobra, asegurando así una vida útil prolongada del equipo [19], [24], [25].

3.9. Estrategias de control moderno

Dominando el conocimiento teórico de la máquina (como se vio en la sección 3.2), es posible determinar los métodos de control modernos considerando el equipamiento actual. El control va orientado principalmente a los objetivos de la modernización: maximizar la eficiencia energética y la confiabilidad operativa.

El objetivo principal es la regulación del factor de potencia. Se busca idealmente el factor unitario para ser lo más eficiente posible en términos energéticos, ahorrar en los costos de operación y evitar penalizaciones por bajo factor de potencia [26]. Estrategias de control modernas permiten optimizar simultáneamente la eficiencia y el factor de potencia [27].

Los objetivos del control moderno en esta aplicación de molienda son dobles:

1. **Control de Arranque:** Limitar el estrés eléctrico (corrientes de *in-rush*) y, fundamentalmente, el estrés mecánico (torque pulsante) sobre el sistema piñón-corona, mitigando las fallas documentadas en el historial (Sección 2.5).
2. **Control en Régimen:** Asegurar la operación óptima mediante la regulación activa del factor de potencia y la minimización de las pérdidas.

Para lograr esto, la modernización contempla dos áreas de control coordinadas: el control de excitación y el método de arranque.

3.9.1. Control de excitación digital

Esta es la modernización fundamental del sistema de excitación, reemplazando los controladores analógicos y PLC obsoletos (como los Mark VII y Sync Rite que han presentado fallas).

- **Descripción:** Se utiliza un regulador automático de tensión digital moderno, también conocido como FAP (Field Application Panel) en algunas implementaciones [26]. Este equipo gestiona la corriente de campo (I_f) basándose en mediciones en tiempo real de la línea.

- **Funciones clave:**

- **Control de factor de potencia (FP):** Opera en lazo cerrado para mantener un FP objetivo (ej. 1.0) independientemente de las variaciones de carga del molino.
- **Control de reactivos:** Puede configurarse para entregar o absorber una cantidad fija de reactivos, ayudando a la estabilidad de la tensión de la planta.
- **Protecciones integradas:** Incluye protecciones críticas como pérdida de excitación (Relé 40) y fuera de paso (Relé 78).
- **Coordinación de arranque:** La digitalización es esencial para gestionar la inserción de la excitación en el momento preciso.

3.9.2. Control de arranque: partidores suaves y SFC

Esta estrategia se enfoca en mitigar los problemas de arranque. Los métodos modernos como Partidores Suaves o Convertidores de Frecuencia Estáticos son cruciales.

Un beneficio clave de la digitalización del control de excitación es la mejora del arranque. Los circuitos analógicos convencionales a menudo aplican la excitación con un retraso, fallando en sincronizar bajo cargas de alta inercia como molinos y alto momento resistente.

El control digital permite aplicar la excitación en el ángulo de fase óptimo, maximizando el momento sincronizante [28].

Además, un control digitalizado permite un arranque suave al hacer simétrica la corriente de campo durante el arranque asíncrono. Esto reduce el torque pulsante y la vibración torsional, mitigando el estrés mecánico en el eje y el sistema piñón-corona.

3.9.3. Control vectorial (FOC)

En este contexto es común pensar en el **Control por Campo Orientado (FOC)**, o control vectorial, en donde separamos las variables en los ejes d y q .

La estrategia convencional, conocida como control $i_d = 0$, alinea la corriente del estator con el eje q [29]. Si bien esta estrategia es simple, cancela el momento de reluctancia y no es la más eficiente para motores de polos salientes [30].

El control moderno, en cambio, utiliza la saliencia del rotor. Permite que la corriente i_d tenga valores distintos de cero (específicamente $i_d < 0$ para motores WRSM) para sumar el torque de reluctancia al par de excitación.

Al controlar activamente tanto i_d como i_q , se obtienen múltiples beneficios:

- **Mayor torque:** Se produce un torque total más alto para la misma corriente de armadura (control de “máximo torque por ampere”).
- **Mayor eficiencia:** Se logra una minimización activa de las pérdidas de cobre (pérdidas Joule).
- **Mejor factor de potencia:** El factor de potencia de la máquina también mejora significativamente.

Basándonos en la literatura, es posible evidenciar que el **control vectorial óptimo** para este tipo de máquina es aquel que encuentra la combinación óptima de la corriente de flujo estática (I_{sd}) y la corriente de excitación del rotor (I_f) para lograr el máximo torque disponible. Esta estrategia es particularmente relevante para aplicaciones de alta potencia como la maquinaria minera [31].

Otra estrategia moderna de alto rendimiento, desarrollada después del control vectorial, es el Control Directo de Par (DTC), que también ha demostrado una rápida respuesta dinámica de par en motores sincrónicos de polos salientes [32].

Capítulo 4

Análisis de confiabilidad y árbol de fallas

La confiabilidad operativa de los sistemas de molienda convencional en Codelco Andina depende intrínsecamente de la robustez de sus accionamientos sincrónicos. Si bien el mantenimiento preventivo aborda el desgaste natural de los componentes, las fallas catastróficas, tanto eléctricas como mecánicas, suelen presentarse con dinámicas rápidas y severas que requieren una comprensión profunda de su fenomenología.

Este capítulo tiene como objetivo vincular la teoría del Análisis de Árbol de Fallas (FTA) con la simulación dinámica del motor. El propósito es doble: primero, cuantificar el impacto severo de fallas internas en el estator y rotor; y segundo, establecer una “firma de falla” (patrón de comportamiento en corrientes y torque) que permita a los técnicos ejecutores diferenciar entre una anomalía operativa del proceso de molienda y una falla incipiente o franca en el motor.

Para ello, se ha modelado el comportamiento del motor sincrónico bajo condiciones de falla utilizando las ecuaciones de Park generalizadas, permitiendo visualizar transitorios que son imposibles de replicar en pruebas reales sin riesgo de destrucción del activo. A continuación, se definen los parámetros constitutivos del motor modelado que servirán como línea base (estado nominal) para las comparaciones subsiguientes.

4.1. Caracterización y modelado del motor sincrónico

El objeto de estudio corresponde a un motor sincrónico de polos salientes de 1750 HP utilizado en la etapa de molienda convencional (Molino de Bolas). Para efectos de la simulación dinámica y el análisis de estabilidad transitoria, se abandonó el enfoque clásico de parámetros concentrados en por unidad (pu) en favor de un modelo basado en parámetros físicos referidos al estator, utilizando la formulación de Voltaje detrás de Reactancia (VBR).

Esta elección se justifica por la necesidad de integrar el motor con etapas de electrónica de potencia (excitación estática y potenciales variadores de frecuencia), donde la formulación VBR ofrece mayor estabilidad numérica que los modelos clásicos *qd* [33].

4.1.1. Parámetros nominales y valores de placa

A partir de los reportes de prueba del fabricante (Test Record, Toshiba Serial No. 8213122), se establecen los valores nominales que definen la capacidad operativa de la máquina. A diferencia de los modelos teóricos, se utilizaron los valores de corriente y potencia medidos para calibrar el punto de operación.

Considerando la tensión nominal de 4,16 kV y la potencia del motor, se calculó la impedancia base (Z_{base}) del estator para realizar las conversiones de magnitudes rotóricas al lado estatórico:

$$Z_{base} = \frac{V_n^2}{S_n} \approx 13,26 \Omega \quad (4.1)$$

La Tabla 4.1 resume las características operativas extraídas directamente de la placa y hojas de datos, incluyendo los valores de excitación del rotor.

Tabla 4.1: Datos nominales de placa del motor sincrónico (Toshiba 1750 HP)

Parámetro	Símbolo	Valor
Potencia de Salida	P_{out}	1750 HP (1305 kW)
Tensión Nominal Estator	V_n	4160 V
Corriente Nominal Estator	I_n	238 A
Tensión Nominal Campo	V_f	115 V
Corriente Nominal Campo	I_f	174 A
Frecuencia	f_n	50 Hz
Factor de Potencia	FP	0,8 (Adelantado)
Velocidad Sincrónica	n_s	250 rpm
Polos	$2p$	24

4.1.2. Parámetros del modelo VBR

Para la implementación en el software PLECS, los parámetros del circuito equivalente fueron convertidos al Sistema Internacional (SI). Debido a que el modelo matemático opera desde la referencia del estator, los parámetros del rotor (resistencia de campo e inductancias de fuga) fueron referidos utilizando una relación de transformación efectiva calculada a partir de la prueba de vacío (ver detalle de cálculo en Anexo B).

La Tabla 4.2 presenta los parámetros finales configurados en la simulación, los cuales permitieron validar el modelo con un error menor al 4% respecto a los datos de fábrica.

Tabla 4.2: Parámetros físicos del modelo VBR configurados en PLECS

Descripción	Símbolo	Valor	Unidad
<i>Estator</i>			
Resistencia de Estator (a 25°C)	R_s	0,03988	Ω
Inductancia de Dispersión	L_{ls}	0,00321	H
<i>Magnetización (Eje Directo y Cuadratura)</i>			
Inductancia Mutua no saturada (d)	L_{md0}	0,03333	H
Inductancia Mutua no saturada (q)	L_{mq0}	0,02473	H
Inductancia Mutua saturada (d)	$L_{md,sat}$	0,03030	H
<i>Rotor (Referidos al Estator)</i>			
Resistencia de Campo	R'_f	0,09832	Ω
Inductancia de Dispersión Campo	L'_{lf}	0,00796	H
Resistencia Amortiguador (d)	R'_{kd}	0,30880	Ω
Resistencia Amortiguador (q)	R'_{kq}	0,24296	Ω

4.1.3. Modelado de la saturación e inercia

La representación de la saturación magnética se realizó mediante el método de *Factor de Saturación Único* [34], utilizando la curva de circuito abierto real del motor. Esto implicó definir un flujo de transición (Ψ_T) de 10,2 Vs, punto donde el comportamiento magnético deja de ser lineal.

Respecto a la dinámica mecánica, se procedió a reflejar todos los parámetros de la carga hacia el eje del motor (lado de alta velocidad) para simplificar la topología de la simulación. La inercia propia del motor (J_{motor}) se determinó a partir de su constante de tiempo de inercia ($H = 0,56$ s) y la potencia base:

$$J_{motor} = \frac{2HS_{base}}{\omega_{mec}^2} = \frac{2 \cdot 0,56 \cdot 1,305 \times 10^6}{(2\pi \cdot 250/60)^2} \approx 2802,28 \text{ kg m}^2 \quad (4.2)$$

Para simular la secuencia real de operación con embrague neumático, el modelo incluye un acoplamiento mecánico controlado. Esto permite que el motor arranque acelerando únicamente su inercia propia (J_{motor}) y, una vez alcanzado el sincronismo, se acople la inercia de la carga referida (J'_{carga}) simultáneamente con la aplicación del torque resistente. Esta configuración es clave para observar la caída de velocidad y el pico de corriente (“golpe de carga”) analizados en la sección de resultados.

4.2. Dinámica de arranque y acoplamiento de carga

Previo al análisis de fallas, es fundamental caracterizar el comportamiento del motor durante su arranque y la posterior toma de carga. Debido a la gran inercia del molino de bolas, el proceso operativo se realiza en dos etapas: un arranque en vacío del motor desacoplado y, posteriormente, el acoplamiento mecánico mediante embrague una vez alcanzada la velocidad de régimen.

La figura [4.1] presenta la oscilografía completa de esta secuencia, incluyendo la evolución

de las corrientes de estator (I_{abc}), la corriente de campo (I_f), la velocidad mecánica (ω_m) y el torque electromagnético (T_e).

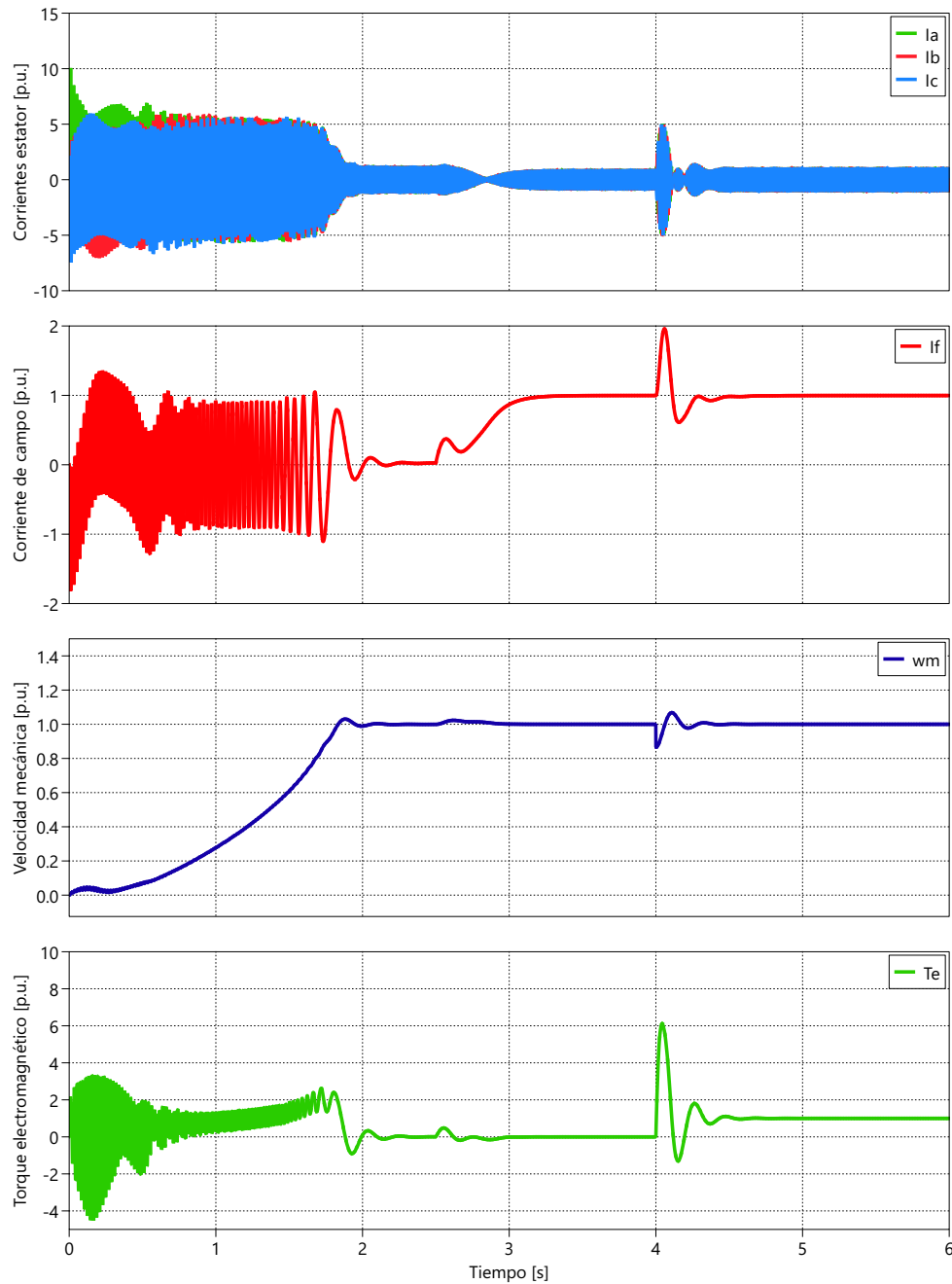


Figura 4.1: Simulación de la secuencia operativa completa: (1) Corrientes de estator; (2) Corriente de campo; (3) Velocidad mecánica; (4) Torque electromagnético.

4.2.1. Etapa 1: Arranque asincrónico

En el intervalo inicial, el motor arranca como una máquina de inducción utilizando los devanados amortiguadores. Se observa una corriente de inserción (*inrush*) en el estator con magnitudes de entre 6 y 8 pu, siendo la máxima de 11 pu en la fase A durante el instante de partida directa.

Un aspecto crítico se observa en la gráfica de la corriente de campo. Durante la aceleración, se induce una corriente alterna de gran magnitud en el devanado de campo debido al deslizamiento (s). La frecuencia de esta oscilación ($f_r = s \cdot f_s$) disminuye progresivamente desde 50 Hz (rotor detenido) hasta casi 0 Hz (cercano al sincronismo). Estas oscilaciones confirman la necesidad de una resistencia de descarga (que en los sistemas modernos viene incluida) durante el arranque para limitar las tensiones inducidas que podrían dañar el aislamiento del rotor.

4.2.2. Etapa 2: Sincronización y vacío

Al aproximarse a la velocidad sincrónica, se inyecta la excitación de corriente continua de 1 pu a los 2 s. Esto logra el acoplamiento magnético, eliminando el deslizamiento. La máquina opera entonces como condensador sincrónico en vacío por un instante, caracterizada por:

- Velocidad constante ($\omega = 1,0$ pu).
- Torque electromagnético promedio nulo.
- Una reducción drástica de la corriente de estator, la cual queda limitada solo a la componente reactiva propia de la sobreexcitación en vacío (efecto curva V).

4.2.3. Etapa 3: Impacto del acoplamiento de la carga

En el instante $t = 4$ s, se simula el cierre del embrague. La conexión súbita de la inercia del molino provoca una desaceleración brusca del rotor, siendo una caída a 0,85 pu de velocidad.

El comportamiento de la corriente de campo en este instante es revelador: se observa un *peak* transitorio violento cercano a los 2 pu, a pesar de que la fuente de tensión de campo es constante. Este fenómeno no es una acción de control, sino una respuesta electromagnética natural (Ley de Lenz): la desaceleración brusca cambia el ángulo de carga (δ) rápidamente; el devanado de campo reacciona induciendo una corriente adicional para oponerse al cambio de flujo concatenado y mantener el sincronismo.

Simultáneamente, el estator demanda un peak de corriente de 5 pu y el torque se dispara a 6 pu para volver a acelerar la masa combinada del motor y el molino hasta recuperar la velocidad nominal a los 5 s.

4.3. Análisis de fallas en el estator

Las fallas en el estator representan el escenario de mayor severidad eléctrica debido a la baja impedancia de la máquina frente a cortocircuitos. Utilizando el modelo valida-

do en PLECS (configuración VBR), se simularon escenarios críticos para caracterizar la respuesta transitoria del motor Toshiba de 1750 HP. El objetivo es identificar las dinámicas distintivas (oscilaciones de torque y picos de corriente) que permiten diferenciar estos eventos de operaciones normales o arranques.

4.3.1. Cortocircuito trifásico simétrico: análisis dinámico

Este evento corresponde a la falla más severa en bornes del generador. Para su análisis, se invoca el *Principio del Enlace de Flujo Constante*.

4.3.1.a. Fundamento teórico

Al ocurrir un cortocircuito sólido ($V \rightarrow 0$), la ecuación de tensión del devanado del estator, despreciando resistencias, se reduce a:

$$\mathbf{v}_s = \frac{d\psi}{dt} = 0 \implies \psi(t) = \text{cte} \quad (4.3)$$

Esto implica que el flujo enlazado por cada fase en el instante $t = 0^-$ queda atrapado o congelado. Como el rotor sigue girando, se inducen corrientes en el estator para sostener este flujo constante frente al campo variable del rotor.

La corriente de falla resultante no es constante, sino que evoluciona en el tiempo y se compone analíticamente de los siguientes términos:

1. **Componente alterna (AC) de frecuencia fundamental:** Su amplitud varía dinámicamente decayendo en tres etapas. Inicialmente, está limitada por la reactancia subtransitoria (X_d''), definiendo la corriente de cortocircuito máxima teórica (I''). Posteriormente, decae según la constante de tiempo transitoria (T_d') hacia un valor gobernado por la reactancia transitoria (X_d'), hasta estabilizarse finalmente en el régimen permanente (I_{cc}), limitado por la reactancia sincrónica (X_d).
2. **Componente unidireccional (DC):** Corriente aperiódica que aparece para mantener la continuidad del flujo en el instante de la falla. Su magnitud inicial es máxima si el cortocircuito ocurre cuando la tensión pasa por cero (ángulo γ_0 crítico) y decae exponencialmente según la constante de tiempo de la armadura (T_a).
3. **Componente de doble frecuencia:** Una componente de menor magnitud a 100 Hz producida por la asimetría magnética del rotor y la interacción con el campo estacionario del estator durante el transitorio.

La simulación en PLECS (figura [4.2](#), gráfica superior) muestra un pico máximo de aproximadamente **10 pu** en la fase A. Este resultado valida el modelo VBR, demostrando que reproduce fielmente el fenómeno de “doble amplitud” predicho por la teoría del flujo congelado, superando en más de dos veces el valor térmico de rotor bloqueado comúnmente utilizado en cálculos estáticos.

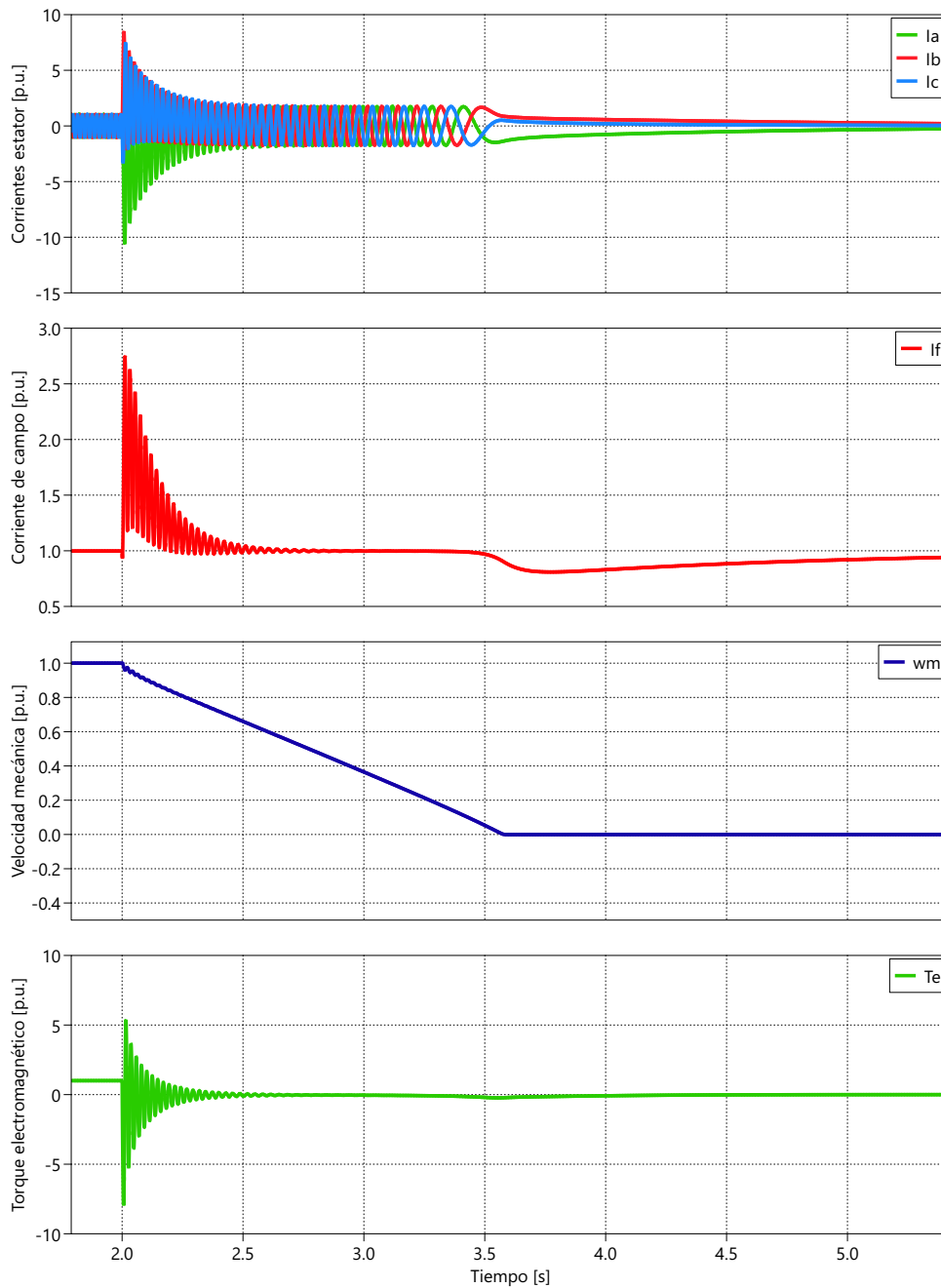


Figura 4.2: Resultados de simulación cortocircuito trifásico simétrico

4.3.1.b. Esfuerzos mecánicos

La teoría predice un torque electromagnético oscilatorio de frecuencia fundamental debido a la interacción entre el campo estacionario (DC del estator) y el campo giratorio del

rotor. La simulación confirma esta predicción, mostrando oscilaciones de torque severas entre 8 pu y -8 pu (cuarta gráfica). Como el valor medio es nulo, se produce la desaceleración inercial observada, pero los picos alternos validan la necesidad de dimensionar el acoplamiento mecánico para soportar estos esfuerzos de cizalladura dinámica.

4.3.2. Cortocircuito monofásico a tierra

Esta falla representa el evento más frecuente en sistemas industriales, originado típicamente por degradación del aislamiento fase-tierra. Se simuló una falla franca ($Z_f \approx 0$) entre la fase C y tierra en el instante $t = 2,0$ s, manteniendo las fases A y B sanas.

La figura 4.3 presenta la respuesta dinámica en el dominio del tiempo, mientras que la figura 4.4 muestra el análisis espectral de las corrientes durante la falla.

4.3.2.a. Análisis de componentes de secuencia

El desbalance extremo genera la aparición de fuertes componentes de corriente de secuencia negativa (I_2) y cero (I_0). La componente de secuencia negativa crea un campo magnético en el estator que gira en sentido contrario al rotor ($-\omega_s$). Dado que el rotor gira a $+\omega_s$, la velocidad relativa entre ambos campos es $2\omega_s$.

Este fenómeno induce corrientes parásitas en el rotor a frecuencias específicas, lo cual se confirma mediante el análisis de Fourier (FFT) presentado en la figura 4.4:

El espectro de la corriente de campo (I_f , gráfica inferior roja) revela dos componentes inducidas críticas que no existen en operación normal:

1. **Componente de 100 Hz ($2f_n$):** Con una magnitud de aprox. 0,3 pu, esta es la firma inequívoca de la **secuencia negativa**. Confirma que el rotor está siendo “barrido” por un campo inverso, lo que genera calentamiento superficial severo en el cuerpo del rotor y los amortiguadores.
2. **Componente de 50 Hz (f_n):** Con una magnitud de 0,25 pu, esta componente es inducida por la **corriente continua (DC offset)** estacionaria presente en la fase fallada del estator. Como el rotor gira a 50 Hz frente a este campo estático, induce una frecuencia fundamental en el devanado de campo.

4.3.2.b. Impacto en el torque y diagnóstico

La interacción entre los flujos de secuencia positiva y negativa genera un torque pulsante cuya frecuencia dominante es también de 100 Hz (ver oscilaciones en figura 4.3).

Criterio de Diagnóstico: La detección de una vibración mecánica o acústica a 100 Hz, correlacionada con una componente de 100 Hz en la corriente de excitación, constituye la “firma de falla” de una asimetría estatórica. Esto permite diferenciarla de problemas mecánicos (como desalineamiento o excentricidad), cuya firma espectral típica se ubicaría a la frecuencia de rotación ($1 \times \text{rpm} = 4,16$ Hz).

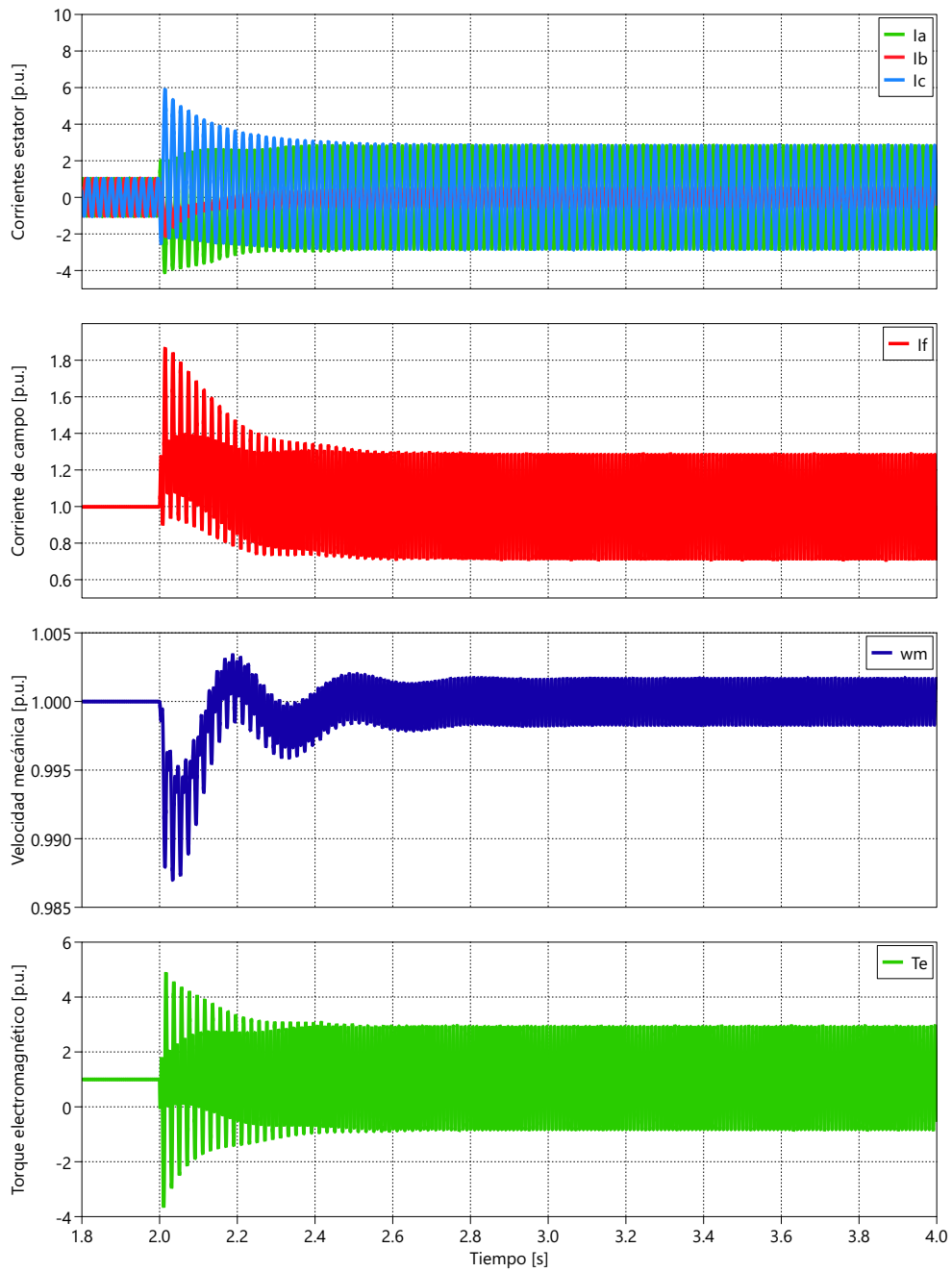


Figura 4.3: Respuesta transitoria ante cortocircuito monofásico (Fase C - Tierra): (1) Corrientes de estator; (2) Corriente de campo; (3) Velocidad mecánica; (4) Torque electromagnético.

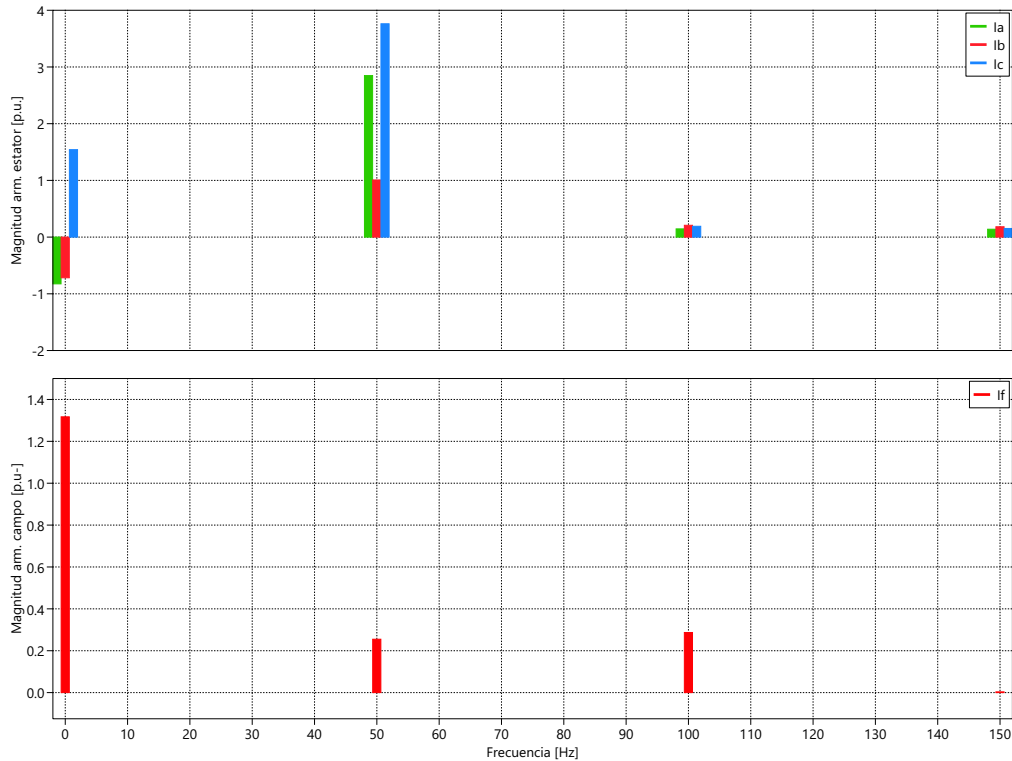


Figura 4.4: Espectro armónico de las corrientes durante la falla monofásica. Superior: Estator (Fase A, B, C). Inferior: Rotor (Corriente de Campo I_f).

4.3.3. Operación en fase abierta

Este escenario simula la apertura accidental de un conductor de alimentación (por ejemplo, fusión de un fusible o falla de un polo del interruptor) en la fase C, ocurriendo en el instante $t = 2,0$ s. A diferencia del cortocircuito, esta falla no provoca una sobrecorriente instantánea masiva, pero establece un régimen de operación asimétrico altamente destructivo a largo plazo.

La figura 4.5 ilustra la respuesta temporal del sistema, donde se observa que el motor **no se detiene**, sino que continúa girando, dificultando su detección si solo se monitorean variables básicas de proceso. Para profundizar en el diagnóstico, se realizó un análisis espectral (FFT) de las señales, presentado en la figura 4.6.

4.3.3.a. Sobrecarga en las fases sanas

Al perderse la fase C ($I_c = 0$), la potencia mecánica requerida por el molino debe ser suministrada exclusivamente por las fases A y B. Como se observa en la primera gráfica temporal, las corrientes en las fases sanas aumentan instantáneamente hasta aproximadamente $\sqrt{3} \approx 1,73$ veces su valor previo.

El espectro armónico (figura 4.6, gráfica superior) confirma que las fases sanas mantie-

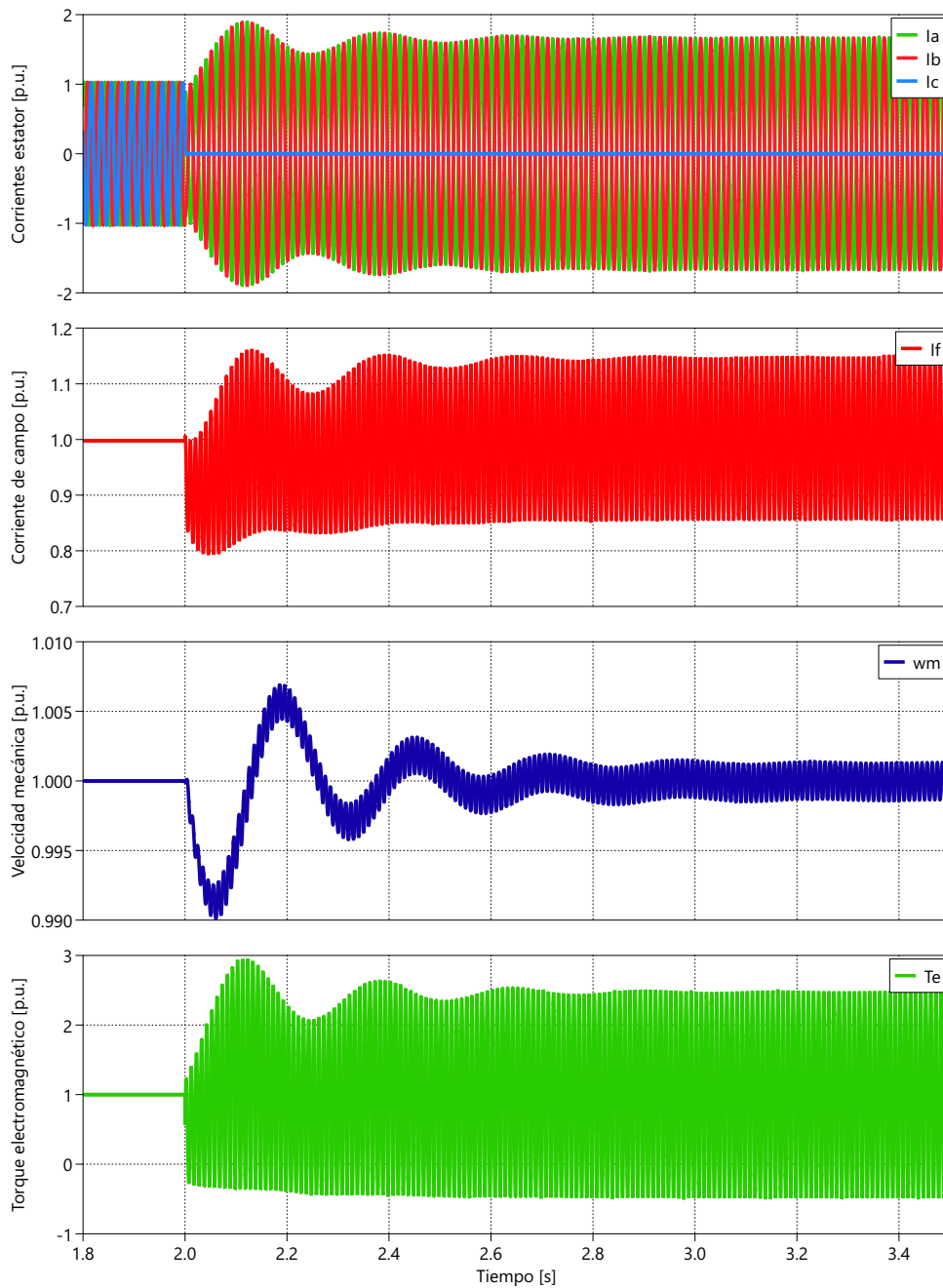


Figura 4.5: Respuesta temporal ante pérdida de fase C: (1) Corrientes de estator; (2) Corriente de campo; (3) Velocidad mecánica; (4) Torque electromagnético.

nen su componente fundamental a 50 Hz, pero con magnitudes desiguales y elevadas. Este incremento implica que las pérdidas por efecto Joule (I^2R) se triplican en los devanados activos, llevando al estator a una condición de sobrecarga térmica crítica.

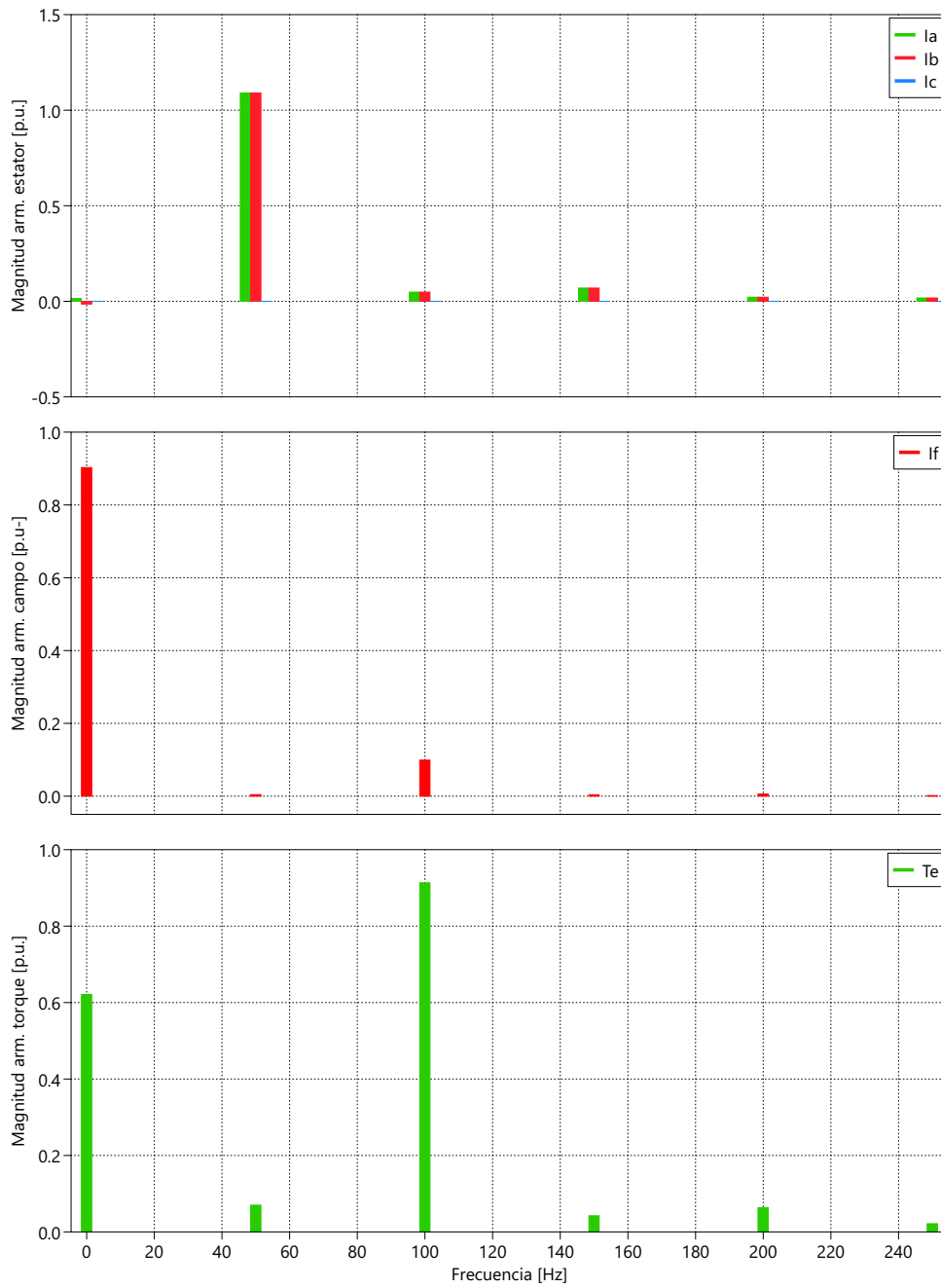


Figura 4.6: Espectro armónico durante la pérdida de fase. Superior: Corrientes de estator; Medio: Corriente de campo; Inferior: Torque electromagnético.

4.3.3.b. Secuencia negativa y calentamiento del rotor

La pérdida de una fase genera un desbalance extremo que descompone el campo giratorio en componentes de secuencia positiva y negativa. El campo de secuencia negativa gira en sentido contrario al rotor, induciendo corrientes parásitas.

El análisis espectral de la corriente de campo (I_f , figura 4.6, gráfica central) revela una componente armónica nítida a 100 Hz con una magnitud de 0,1 pu, que se suma a la componente de corriente continua. Esta oscilación de doble frecuencia de red ($2 \cdot f_n$) es la firma inequívoca de la secuencia negativa induciendo voltajes en el rotor, lo que provoca un calentamiento acelerado en el cuerpo del rotor y los devanados amortiguadores.

4.3.3.c. Torque pulsante y estrés mecánico

El hallazgo más crítico se observa en el espectro del torque electromagnético (figura 4.6, gráfica inferior). Mientras que la componente de corriente continua (torque útil) es de aprox. 0,6 pu, aparece una componente oscilatoria a 100 Hz con una magnitud de 0,92 pu

Esto implica que la pulsación de torque es **mayor** que el torque promedio que mueve la carga. En el dominio del tiempo, esto se traduce en oscilaciones severas que actúan como un esfuerzo de fatiga constante sobre los dientes de los engranajes del reductor y el acoplamiento del molino.

Criterio de diagnóstico: La presencia dominante de la componente de 100 Hz en el espectro de torque y corriente de campo permite diferenciar esta falla eléctrica de problemas puramente mecánicos (cuya firma espectral estaría asociada a la velocidad de rotación, $\approx 4,16$ Hz).

4.4. Análisis de fallas en el sistema de excitación y rotor

Las fallas en el circuito rotórico representan un desafío diagnóstico mayor que las del estator. Mientras que un cortocircuito en el estator es detectado casi instantáneamente por las protecciones de corriente, una falla en el rotor puede permanecer latente, generando vibraciones mecánicas y estrés térmico acumulativo hasta que se produce una falla catastrófica en cojinetes o una pérdida de sincronismo.

4.4.1. Análisis de asimetría magnética por cortocircuito en polos de campo

Una de las fallas más insidiosas en los motores sincrónicos de polos salientes que operan en ambientes contaminados, como la molienda convencional, es el cortocircuito entre espiras (*inter-turn short circuit*) en las bobinas del rotor. Esta condición no detiene necesariamente la máquina, pero introduce fuerzas desbalanceadas que aceleran el desgaste mecánico.

4.4.1.a. Fundamento teórico y modelación de la FMM

El principio de operación del motor se basa en la distribución espacial de la Fuerza Magnetomotriz (FMM) a lo largo del entrehierro. En una máquina ideal de $2p$ polos,

cada polo contribuye con una fuerza magnetomotriz idéntica en magnitud, alternando su polaridad. La amplitud de la FMM por polo está dada por:

$$\mathcal{F}_{polo} = N_f \cdot I_f \quad (4.4)$$

Donde N_f es el número de vueltas por polo y I_f la corriente de excitación. Cuando ocurre un cortocircuito que anula una fracción η de las espiras en k polos adyacentes, la FMM local en esa región disminuye drásticamente, rompiendo la simetría magnética.

La densidad de flujo magnético $B(\theta, t)$ en el entrehierro es producto de la FMM y la permeancia del circuito magnético $\Lambda(\theta)$:

$$B(\theta, t) = \mathcal{F}(\theta, t) \cdot \Lambda(\theta) \quad (4.5)$$

Esta distorsión en la distribución de flujo genera una fuerza de tracción magnética desbalanceada (UMP, por sus siglas en inglés). Según el Tensor de Maxwell, la fuerza radial por unidad de área σ_r es proporcional al cuadrado de la densidad de flujo:

$$\sigma_r(\theta, t) = \frac{B(\theta, t)^2}{2\mu_0} \quad \text{N/m}^2 \quad (4.6)$$

La fuerza neta instantánea que actúa sobre el rotor se obtiene integrando esta presión magnética a lo largo de toda la superficie del entrehierro (S):

$$\vec{F}_{UMP}(t) = \frac{RL}{2\mu_0} \int_0^{2\pi} B^2(\theta, t) \cdot e^{j\theta} d\theta \quad (4.7)$$

Donde R es el radio del rotor y L la longitud axial efectiva. Dado que la depresión en el perfil de flujo B rota solidaria al rotor a la velocidad mecánica ω_m , la fuerza neta resultante \vec{F}_{UMP} es un vector rotatorio de magnitud constante (en primera aproximación) que persigue a los polos dañados.

4.4.1.b. Simulación del comportamiento en falla

Para cuantificar este efecto en la flota de motores de 24 polos de la Planta Concentradora, se implementó una simulación numérica en MATLAB basada en la discretización de la ecuación (4.7). Se modeló un escenario severo de falla en dos polos adyacentes (pérdida del 80 % y 60 % de la capacidad de Ampere-vueltas respectivamente), condición representativa de una degradación de aislamiento por contaminación conductiva.

Los resultados, presentados en la figura 4.7, evidencian la cadena de efectos físicos:

1. **Debilitamiento de campo (Panel a):** Se observa claramente cómo la FMM (línea punteada) y la densidad de flujo B (línea azul) colapsan en la región angular correspondiente a los polos fallados.
2. **Vector de fuerza rotatorio (Panel b):** La integración de las fuerzas radiales resulta en una órbita circular (Locus). Esto indica que el eje del motor está sometido a una fuerza de flexión constante que cambia de dirección continuamente, fatigando mecánicamente el eje y los cojinetes.

3. **Firma espectral (Panel d):** El análisis de Fourier de la fuerza revela una componente dominante a la frecuencia de rotación mecánica:

$$f_{vibracion} = f_{mec} = \frac{f_{red}}{p} = \frac{50}{12} \approx 4,17 \text{ Hz} \quad (4.8)$$

La aparición de armónicos superiores es consecuencia de la severidad y la extensión espacial de la falla (dos polos afectados distorsionan la onda de forma más compleja que un polo puntual).

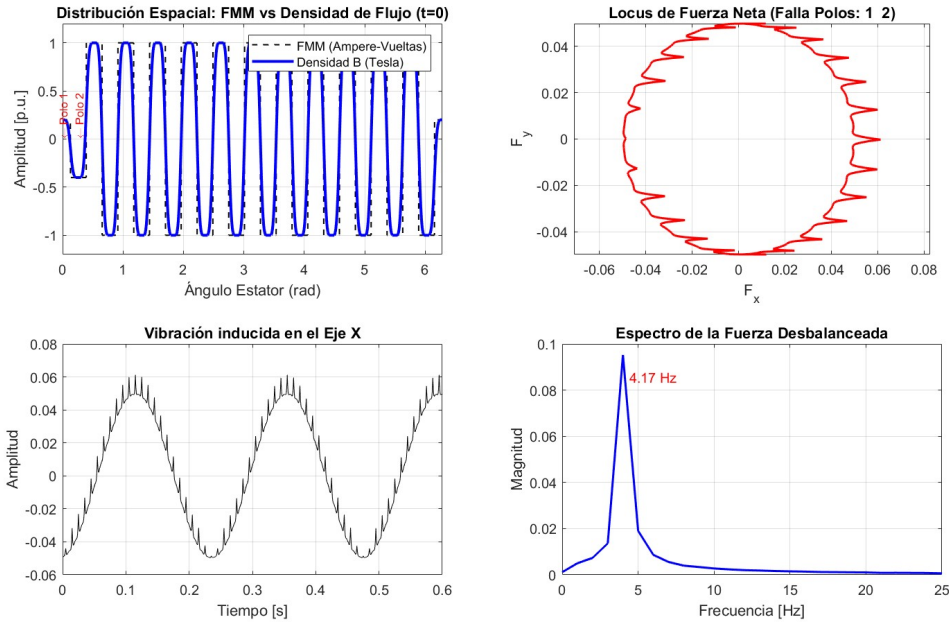


Figura 4.7: Simulación de asimetría magnética por falla en dos polos adyacentes. (a) Distribución espacial mostrando la caída de FMM (negro) y Flujo (azul). (b) Locus de la fuerza neta rotatoria. (c) Oscilación temporal de la fuerza en un eje. (d) Espectro de frecuencia destacando la componente fundamental a 4,17 Hz ($1 \times \text{rpm}$).

La simulación valida el criterio de diagnóstico en terreno. A diferencia del desbalance mecánico (masa), cuya fuerza es proporcional al cuadrado de la velocidad ($F \propto \omega^2$), la fuerza por asimetría magnética depende del cuadrado de la corriente de excitación ($F \propto I_f^2$).

Por tanto, la prueba definitiva para confirmar esta patología en los motores sincrónicos de molienda es el corte de excitación: si la vibración a $1 \times \text{rpm}$ desaparece instantáneamente al desenergizar el campo (mientras el motor aún gira por inercia), la causa raíz es magnética y se localiza en el devanado del rotor.

4.5. Análisis del sistema de excitación en estado normal

Para el estudio de fallas en el circuito de rotor, se estableció primero una línea base de operación del sistema de excitación estática. Este sistema consta de un puente rectificador trifásico totalmente controlado (6 tiristores), alimentado desde la red de 50 Hz.

Se configuró un ángulo de disparo de $\alpha = 30^\circ$, punto de operación típico para mantener la corriente nominal de campo bajo carga con margen de regulación.

4.5.1. Comportamiento temporal y formas de onda

La figura 4.8 muestra la relación temporal entre las tensiones de alimentación del puente ($V_{a,exc}$, $V_{b,exc}$, $V_{c,exc}$) y los pulsos de disparo. El ángulo de disparo $\alpha = 30^\circ$ se mide respecto al cruce natural de conmutación de los diodos, garantizando una tensión media de salida elevada.

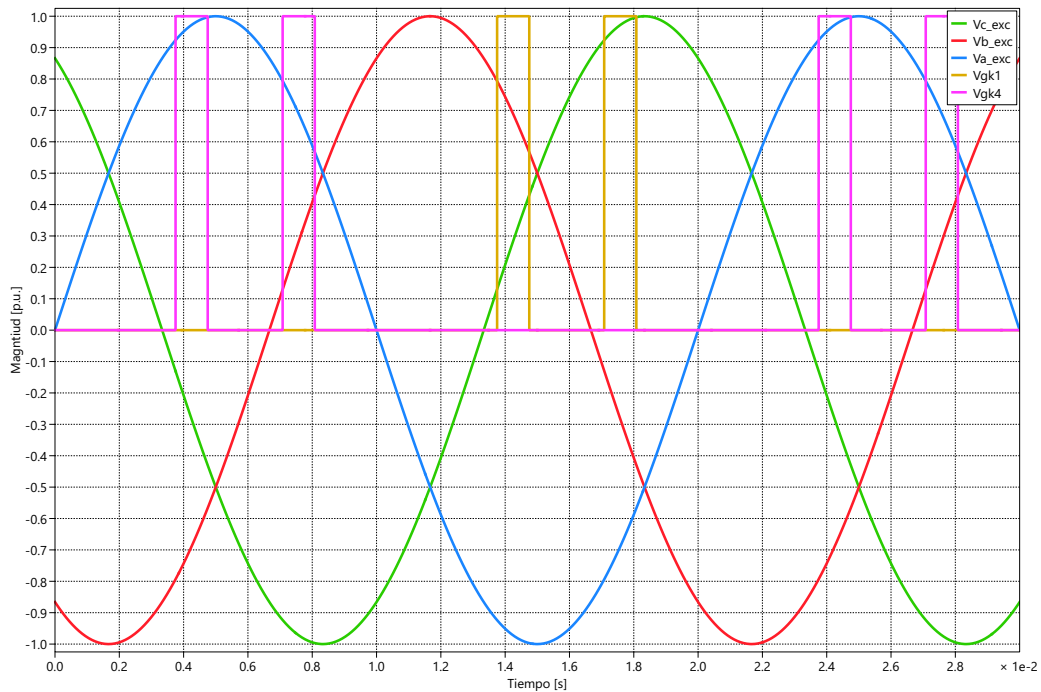


Figura 4.8: Oscilografía de las tensiones de entrada y referencia de disparo para $\alpha = 30^\circ$.

Como resultado de esta conmutación, se obtienen las formas de onda de salida presentadas en la figura 4.9.

En la gráfica superior (V_f), se aprecia la tensión rectificadora característica de la topología de 6 pulsos. Aunque el valor medio es constante, la tensión instantánea presenta un rizado notable con una frecuencia de 300 Hz (6×50 Hz). En contraste, la gráfica inferior (I_f) demuestra el efecto de filtrado de la gran inductancia del devanado de campo (L_f), manteniendo una corriente prácticamente continua.

4.5.2. Análisis espectral

Para establecer un patrón de referencia, se obtuvo el espectro de frecuencia (FFT) presentado en la figura 4.10.

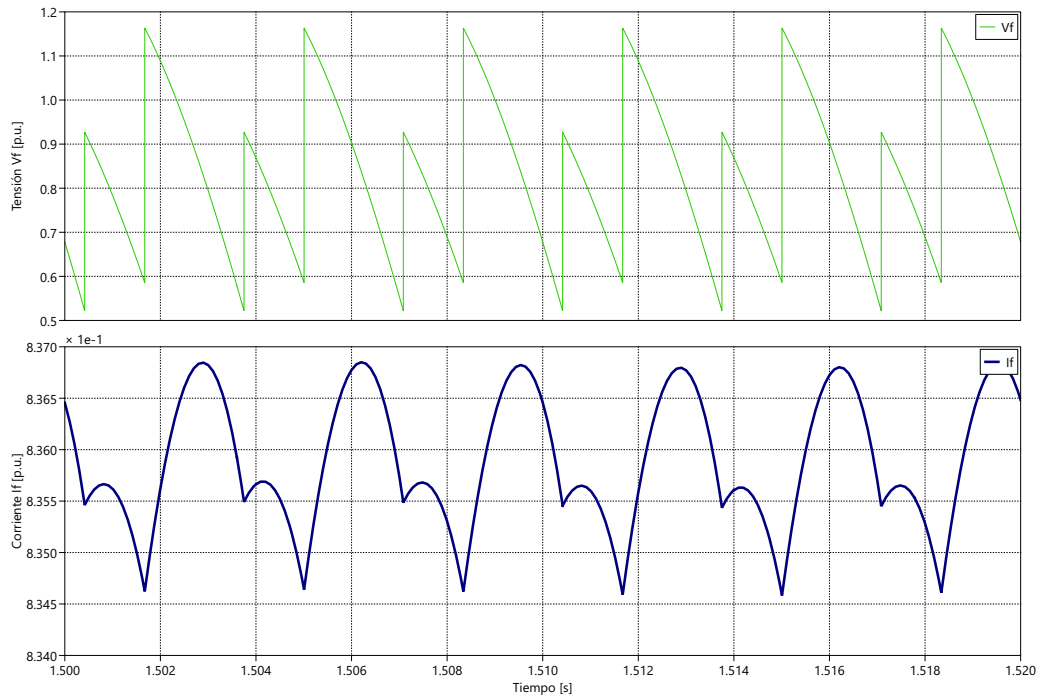


Figura 4.9: Formas de onda en el circuito de campo en estado normal. Superior: Tensión rectificadora (V_f). Inferior: Corriente de campo (I_f).

El espectro confirma la presencia dominante del armónico de 300 Hz (6^{to} orden) en el voltaje, mientras que la corriente I_f se mantiene libre de componentes alternas significativas gracias a la impedancia inductiva del rotor.

4.5.3. Estrés de tensión en los tiristores (V_{ak})

Para evaluar las condiciones de operación de los semiconductores, se analizó la tensión Ánodo-Cátodo (V_{ak}) en estado estacionario. La figura 4.11 presenta la forma de onda de voltaje que debe soportar un tiristor durante un ciclo completo.

Se distinguen claramente los dos estados del dispositivo:

1. **Estado de conducción** ($V_{ak} \approx 0$): Durante aproximadamente 120° (más el ángulo de conmutación), la tensión cae a casi cero, indicando que el tiristor está cerrado y conduciendo la corriente de carga.
2. **Estado de bloqueo**: Durante el resto del ciclo, el dispositivo soporta tensiones inversas negativas (bloqueo inverso) y tensiones directas positivas (bloqueo directo) antes del disparo. La tensión máxima inversa (PIV) observada determina la clase de voltaje requerida para el semiconductor.

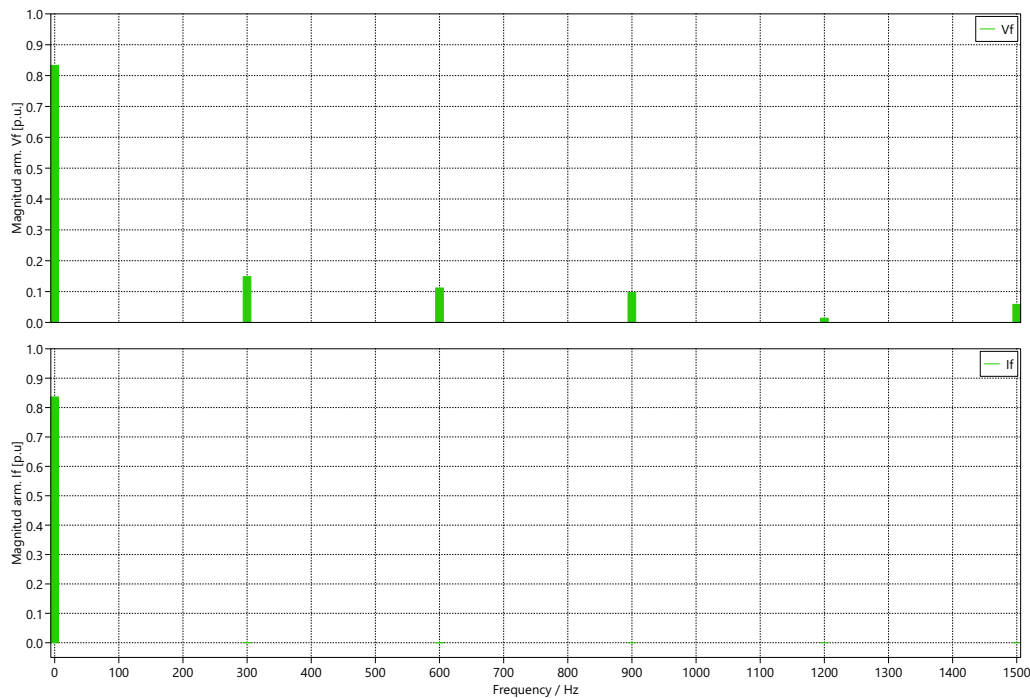


Figura 4.10: Espectro armónico de referencia ($\alpha = 30^\circ$). Superior: Tensión de campo (V_f). Inferior: Corriente de campo (I_f).

4.5.4. Falla de circuito abierto en tiristor de rama negativa

Esta contingencia simula la pérdida de capacidad de conducción en el Tiristor 4 (perteneciente a la rama negativa de la fase A) a partir del instante $t = 5,0$ s. Este escenario representa una falla física del semiconductor (apertura interna) o la operación de su fusible de protección, dejando al puente rectificador operando en modo asimétrico (5 pulsos).

4.5.4.a. Diagnóstico del estado del semiconductor

La evidencia definitiva de la falla se obtiene al observar la tensión Ánodo-Cátodo (V_{ak}) del dispositivo, presentada en la figura 4.12. En operación normal, la tensión debería colapsar a cero durante el intervalo de conducción. Sin embargo, se observa que el tiristor soporta una tensión positiva considerable (siguiendo la envolvente de la tensión de línea) exactamente en los momentos donde debería estar conduciendo. Esta incapacidad de cerrar el circuito a pesar de tener polarización directa confirma la condición de circuito abierto.

4.5.4.b. Degradación de la tensión y corriente de campo

La pérdida de un brazo del rectificador altera drásticamente la forma de onda de salida, como se aprecia en la figura 4.13. La tensión rectificadora V_f pierde su simetría de 6 pulsos, presentando vacíos de tensión cada 20 ms correspondientes a la fase faltante.

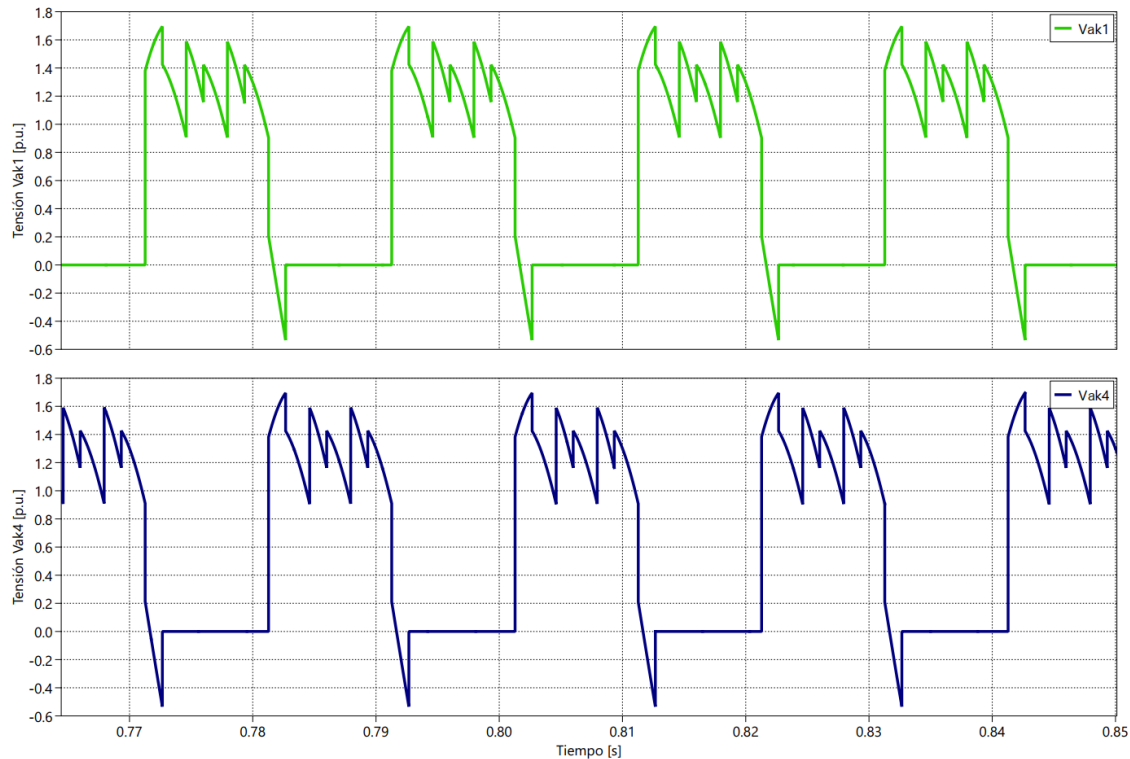


Figura 4.11: Tensión Ánodo-Cátodo (V_{ak}) en un tiristor bajo operación normal ($\alpha = 30^\circ$).

Esto impacta la corriente de campo (I_f), la cual sufre dos efectos críticos:

1. **Caída de magnitud:** El valor medio de la corriente desciende de 0,98 pu a aproximadamente 0,72 pu, debilitando el campo magnético principal de la máquina.
2. **Rizado de baja frecuencia:** Debido a la asimetría, aparece una fuerte oscilación de 50 Hz en la corriente (ver análisis espectral en figura 4.14), la cual no puede ser filtrada eficazmente por la inductancia del rotor.

4.5.4.c. Impacto electromecánico en el motor

La figura 4.15 resume la respuesta del motor ante la pérdida de excitación parcial. La reducción de la corriente de campo provoca una disminución transitoria del torque electromagnético promedio, lo que resulta en una desaceleración del rotor (la velocidad cae a 0,998 pu) y un aumento del ángulo de carga para mantener la potencia.

Sin embargo, el efecto más nocivo es la **vibración torsional**. La componente de 50 Hz inyectada en el rotor interactúa con el campo giratorio del estator, produciendo una pulsación de torque sostenida a la frecuencia de red (50 Hz), visible en la gráfica inferior. Esta vibración somete al acoplamiento mecánico a un estrés de fatiga severo, justificando el disparo inmediato de la protección de pérdida de fase del excitador.

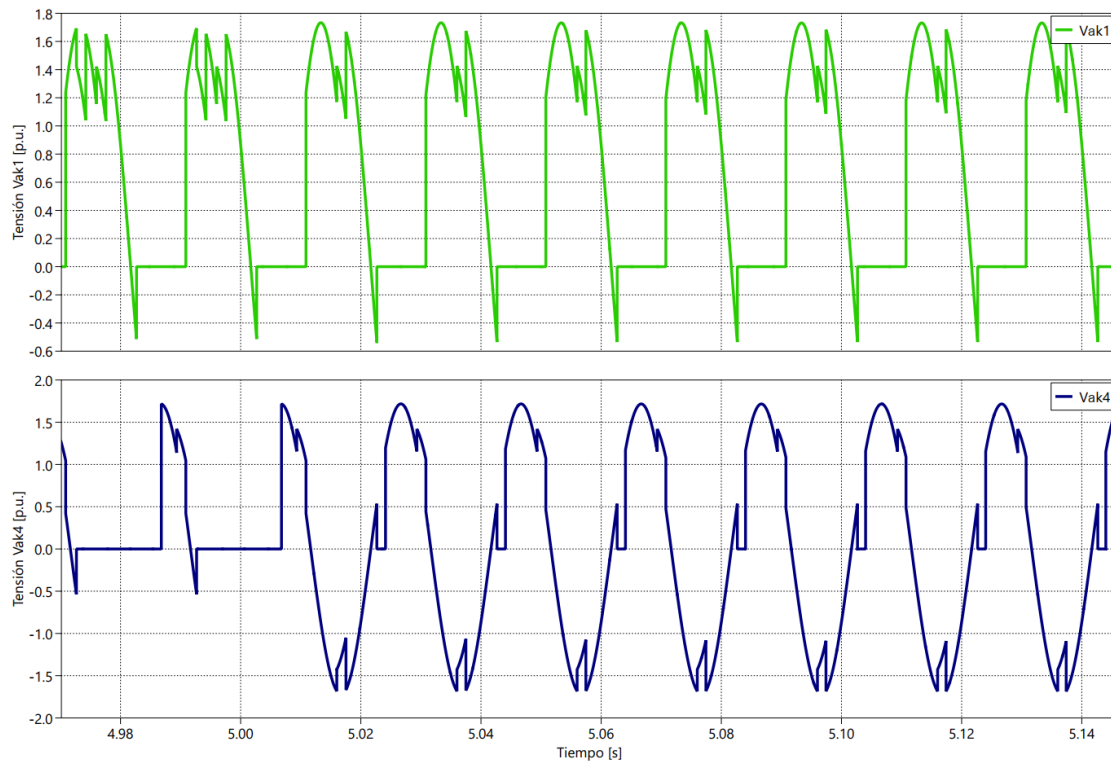


Figura 4.12: Tensión Ánodo-Cátodo (V_{ak}) en el tiristor fallado (inferior) comparado con uno sano (superior). El dispositivo bloquea tensión positiva durante todo el ciclo.

4.6. Síntesis de confiabilidad y patrones de falla críticos

El análisis dinámico desarrollado en este capítulo permite cerrar la brecha entre la teoría de confiabilidad y la operación real. Las simulaciones confirman que las fallas en el motor síncrono no son eventos binarios (funciona/no funciona), sino procesos degradativos con firmas espectrales específicas.

Desde la perspectiva del Árbol de Fallas (FTA), se ha validado que eventos básicos aparentemente menores se propagan a través del sistema electromecánico, convirtiéndose en eventos superiores críticos. A continuación, se detallan las principales relaciones causa-efecto identificadas:

- **Fallas catastróficas (cortocircuito trifásico):** Originadas por fallas masivas de aislación, se manifiestan mediante un torque oscilatorio de 50 Hz con amplitud decayente. Este fenómeno es capaz de superar los 6 pu de torque, generando un riesgo inminente de cizalladura en el acoplamiento mecánico.
- **Fallas críticas (asimetría de estator):** Eventos como una fase abierta o falla a tierra introducen componentes de secuencia negativa. Su firma espectral dominante es la aparición de oscilaciones de 100 Hz visibles tanto en el torque como en la corriente de campo, cuyas consecuencias directas son el sobrecalentamiento del rotor (efecto I_2) y la fatiga acumulada en el eje.
- **Fallas de alta severidad (asimetría de rotor):** Los cortocircuitos entre espiras

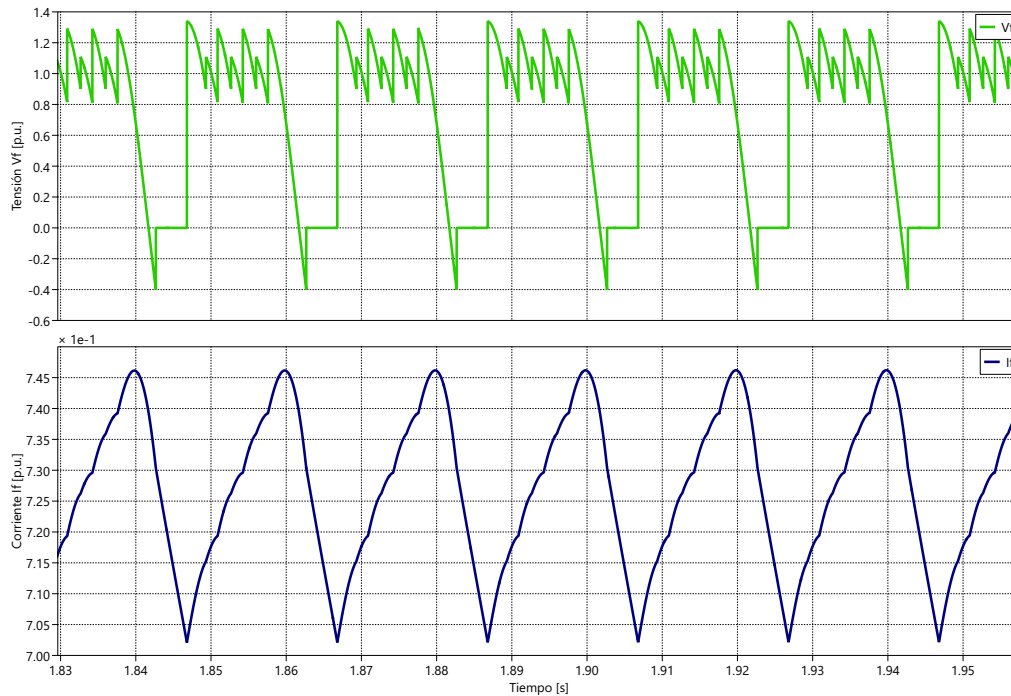


Figura 4.13: Formas de onda de salida durante la falla. Se observa la pérdida de simetría en V_f y el rizado resultante en I_f .

del devanado de campo generan una Fuerza Magnética Desbalanceada (UMP). Esta patología es latente y se detecta principalmente mediante vibración mecánica a la frecuencia de giro ($1 \times \text{RPM}$, equivalente a 4.17 Hz), lo que compromete la integridad de los descansos a largo plazo.

- **Fallas del sistema de excitación:** La pérdida de disparo en un tiristor o la apertura de un fusible inyecta armónicos en el circuito de campo, caracterizados por una firma de 50 Hz en la corriente de excitación. Esto se traduce en vibraciones torsionales sostenidas de severidad media a alta.

Esta caracterización constituye el insumo técnico principal para justificar la modernización de los sistemas de protección y monitoreo propuesta en el capítulo siguiente, al demostrar que cada patología física posee una manifestación observable única.

4.6.1. Conclusión del análisis de vulnerabilidad

La evidencia numérica demuestra que el equipamiento actual (basado en protecciones electromecánicas o estáticas antiguas) presenta una cobertura insuficiente para las fallas de **asimetría de rotor** y **falla de tiristor**. Estas condiciones generan torques pulsantes y fuerzas radiales que, si bien no disparan las protecciones de sobrecorriente instantánea, consumen la vida útil remanente de los componentes mecánicos.

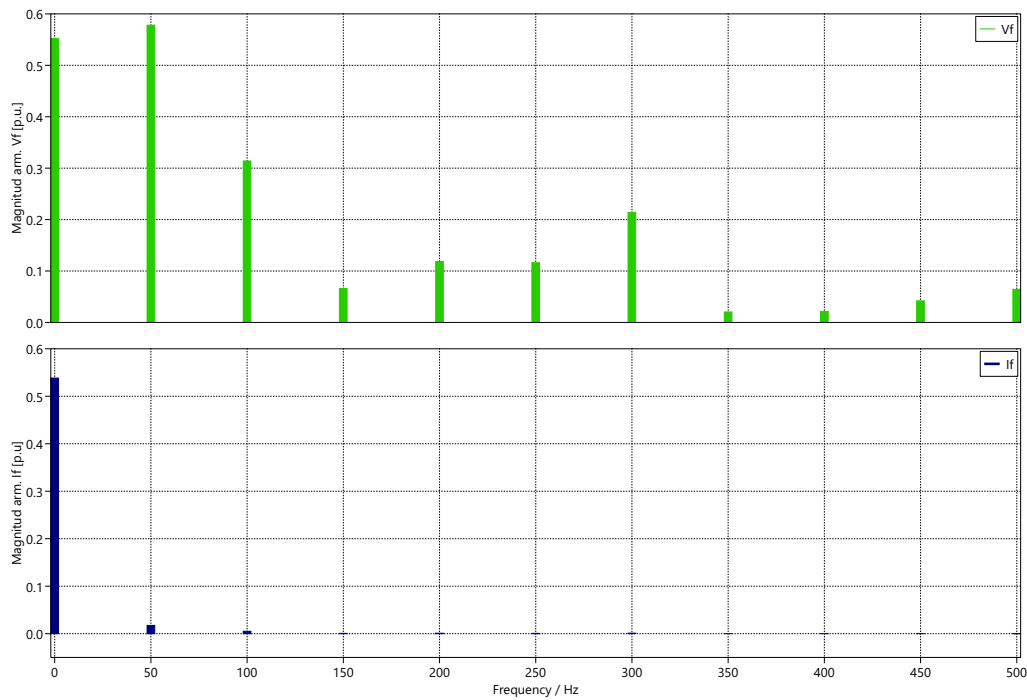


Figura 4.14: Espectro armónico bajo falla. Aparece una componente fundamental de 50 Hz dominante en el circuito de campo.

Por tanto, la modernización del accionamiento no debe limitarse a la reposición de activos por obsolescencia, sino que debe incorporar capacidades de **monitoreo espectral en línea** y control digital de excitación capaz de detectar estas firmas armónicas incipientes, mitigando el riesgo de paradas no programadas de alto impacto económico.

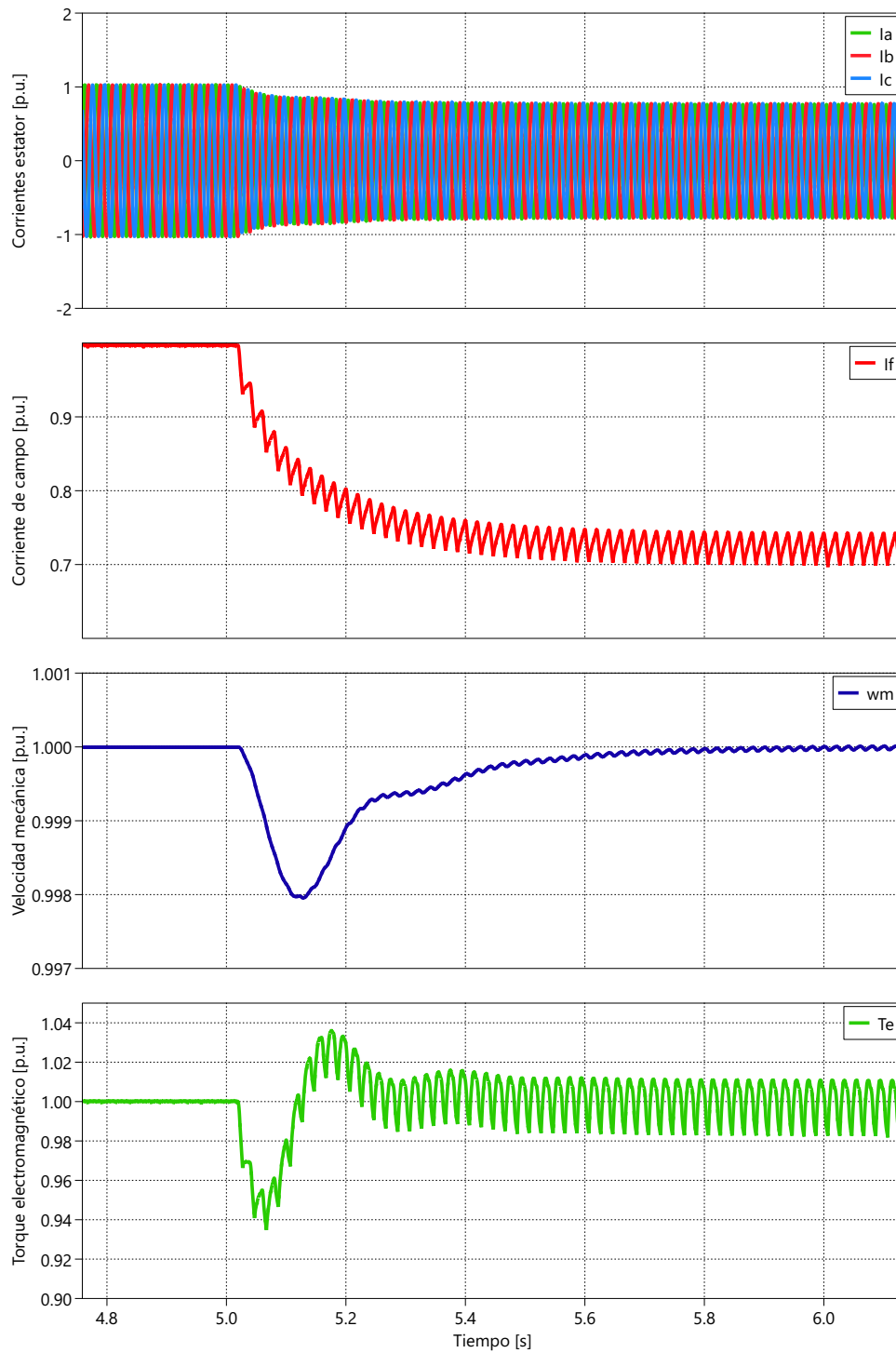


Figura 4.15: Respuesta del sistema completo. La falla provoca una caída de velocidad y oscilaciones de torque a 50 Hz.

Capítulo 5

Revisión del mercado

El proceso de modernización de activos críticos, como los accionamientos de la molienda convencional, exige un escrutinio técnico y comercial riguroso de las soluciones disponibles en el mercado global. Tras caracterizar la flota instalada y definir las estrategias de control en los capítulos precedentes, este capítulo se enfoca en la evaluación de las propuestas tecnológicas para el reemplazo de los motores sincrónicos.

Se extendieron invitaciones a los principales fabricantes de máquinas eléctricas rotatorias de clase mundial, incluyendo a WEG, TMEIC, NIDEC, ABB e INNOMOTICS. El análisis se rige por una matriz de criterios diseñada para garantizar la alineación con los objetivos estratégicos de Codelco Andina: continuidad operacional, mantenibilidad y eficiencia.

5.1. Criterios de evaluación técnica

Para asegurar la intercambiabilidad y el desempeño operativo, se definieron los siguientes vectores de evaluación:

- **Compatibilidad electromecánica:** Verificación estricta de potencia (1.000/1.750 HP), tensión (4,0/4,16 kV), velocidad (231/250 rpm) y la disposición de montaje para asegurar el calce con el sistema piñón-corona y embrague existentes.
- **Robustez y Mantenibilidad:** Evaluación del grado de protección (IP), clase de aislamiento, y la tecnología de excitación (*brush-type* vs. *brushless*), priorizando la reducción de horas-hombre en mantenimiento.
- **Adecuación Ambiental:** Capacidad de diseño para operar bajo las condiciones severas de la planta concentradora (altitud 3.000–3.500 m s.n.m. y ambiente polvoriento).
- **Cumplimiento Normativo:** Adherencia a estándares NEMA MG-1 e IEC, junto con un protocolo exhaustivo de ensayos de rutina.
- **Integración de Control:** Capacidad de la instrumentación propuesta para integrarse con las nuevas estrategias de protección y el sistema de monitoreo de la planta.

- **Logística y Soporte:** Análisis del plazo de entrega, soporte de ingeniería local y garantías post-venta.

5.2. Evaluación de oferta: WEG

WEG Chile S.p.A. presentó una propuesta técnica basada en su línea de motores sincrónicos estándar, modelo SDA 180. Esta alternativa se posiciona como una solución costo-efectiva, aunque requiere validaciones de ingeniería de detalle para su integración mecánica.

5.2.1. Especificaciones técnicas y alcance

La oferta contempla un motor de 1.750 HP con tecnología de excitación estática (con escobillas). A continuación, la Tabla 5.1 detalla los parámetros garantizados.

Tabla 5.1: Especificaciones Técnicas - Motor WEG SDA 180

Parámetro	Valor Ofertado
Potencia nominal	1.750 HP
Tensión / Frecuencia	4.000 V / 50 Hz
Velocidad Sincrónica	250 rpm (24 Polos)
Factor de Potencia	1,0
Grado de Protección / Refrigeración	IP23 / IC01
Clase de Aislamiento	Clase F (VPI)
Excitación	Estática (Con Escobillas)
Normativa	NEMA

La propuesta incluye monitoreo térmico mediante sensores Pt100 (2 por fase en estator y 1 por cojinete), resistencias de calefacción y aislamiento eléctrico en el cojinete trasero para mitigar corrientes de eje. Se destaca la inclusión del tablero de excitación en el alcance.

5.2.2. Análisis de brechas y riesgos

La revisión de la cotización revela limitaciones técnicas que deben ser gestionadas:

1. **Tecnología de Excitación:** La solución mantiene el uso de anillos rozantes y escobillas. Si bien esto reduce el costo inicial, perpetúa la necesidad de mantenimiento periódico (limpieza de polvo de carbón, cambio de escobillas) en un ambiente hostil, manteniendo el riesgo de fallas por arco o baja aislación.
2. **Integración Mecánica:** WEG declara explícitamente que el motor “*no es apto para empuje axial externo*” y requiere que el cliente suministre planos del motor existente. Esto implica que no es una solución *drop-in*, requiriendo probablemente modificaciones en la base de hormigón o placas de adaptación.
3. **Alcance de Suministro:** Se excluyen elementos críticos como el embrague, el tablero de arranque (partidor) y la ingeniería de montaje, lo que traslada la responsabilidad de integración al mandante.

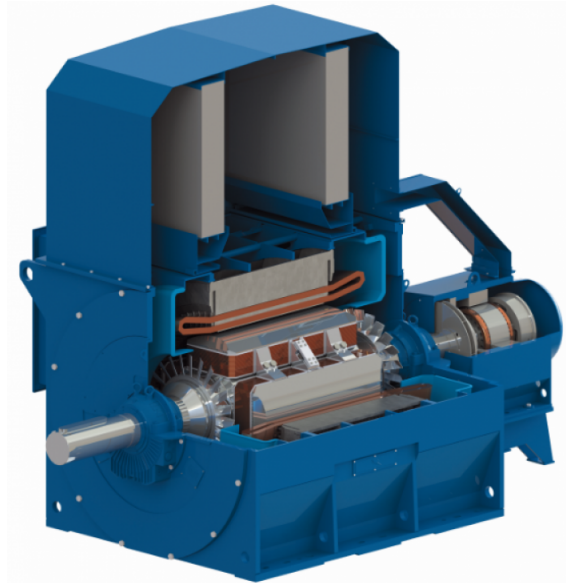


Figura 5.1: Vista general del motor sincrónico WEG SDA 180.

5.2.3. Condiciones comerciales plazos

WEG ofrece un precio competitivo de USD 941.600 (Neto/DAP Santiago) con un plazo de fabricación de **37 semanas**. Este plazo de entrega reducido es su principal ventaja competitiva frente a situaciones de falla catastrófica donde la disponibilidad del activo prima sobre la optimización del mantenimiento a largo plazo.

5.3. Evaluación de oferta: TMEIC

La propuesta de TMEIC (*Toshiba Mitsubishi-Electric Industrial Systems Corporation*), gestionada a través de su representante Flopower, plantea una estrategia de ingeniería de reemplazo directo. La oferta contempla motores diseñados a la medida para homologar dimensionalmente a la flota existente (tanto Electric Products como Toshiba), minimizando el impacto en la infraestructura civil.

5.3.1. Especificaciones técnicas y homologación

TMEIC oferta dos unidades diferenciadas: una de 1.750 HP (para molinos de bolas) y una de 1.000 HP (para molinos de barras), ambas bajo norma NEMA MG-1.

Las características técnicas (Tabla 5.2) destacan por su robustez, incluyendo cojinetes de deslizamiento lubricados por aceite y un diseño de carcasa customizada para igualar las alturas de eje y anclajes de los motores originales (series TAKL-DCP).

5.3.2. Ventajas competitivas y tecnología

El factor diferenciador de TMEIC radica en la mitigación de riesgos de construcción:

- **Intercambiabilidad Garantizada:** La oferta asegura que “*las dimensiones de*



Figura 5.2: Motor sincrónico de la marca TMEIC para aplicación en molienda.

Tabla 5.2: Especificaciones Técnicas - Motores TMEIC

Parámetro	Molino Bolas	Molino Barras
Potencia	1.750 HP	1.000 HP
Velocidad	250 rpm	231 rpm
Tensión	4.160 V	4.160 V
Eficiencia Estimada	95,0 %	95,0 %
Rodamientos	Deslizamiento (Aceite)	Deslizamiento (Aceite)
Reemplazo	Drop-In (Homologado)	Drop-In (Homologado)

montaje críticas SERÁN igualadas”, lo que elimina la necesidad de demolición de fundaciones o modificaciones mayores en el tren de potencia.

- **Instrumentación Avanzada:** Inclusión estándar de RTDs en devanados y cojinetes, además de puertos para análisis de vibraciones, facilitando la transición hacia un mantenimiento predictivo 4.0.

5.3.3. Condiciones comerciales y desafíos logísticos

La alta especialización de esta solución se refleja en su costo y plazo:

- **Inversión (CAPEX):** USD 1.485.500 (1.750 HP) y USD 1.310.500 (1.000 HP), valores FOB Yokohama.
- **Plazo de Entrega:** El plazo estimado es de **69 semanas**, considerablemente superior a la alternativa estándar. Esto obliga a una planificación de largo plazo y descarta esta opción para emergencias inmediatas no planificadas.

5.4. Limitaciones del estudio de mercado

Se realizaron consultas formales a otros líderes tecnológicos del segmento, incluyendo a NIDEC, ABB e INNOMOTICS. Si bien estos fabricantes poseen la capacidad técnica para suministrar equipos de esta envergadura, la naturaleza de estos activos —clasificados

como *Engineered-to-Order* (ETO)—impidió la recepción de ofertas presupuestarias firmes dentro de la ventana de tiempo de esta memoria.

No obstante, la metodología de evaluación (LCC) desarrollada en el siguiente capítulo es agnóstica a la marca, permitiendo la incorporación futura de estas alternativas si el proyecto avanza a etapas de ingeniería de detalle.

5.5. Síntesis comparativa y selección

La revisión del mercado ha decantado en dos filosofías de modernización opuestas:

1. **Estrategia de Optimización de CAPEX (WEG):** Ideal para escenarios de restricción presupuestaria o urgencia temporal (37 semanas), asumiendo mayores costos de integración mecánica y un OPEX sostenido por el mantenimiento de escobillas.
2. **Estrategia de Optimización de OPEX y Confiabilidad (TMEIC):** Una solución de alto valor inicial pero que minimiza el riesgo de montaje y maximiza la confiabilidad operativa, aunque penalizada por un extenso tiempo de fabricación (69 semanas).

La Tabla 5.3 resume las métricas clave que alimentarán el análisis económico del Capítulo 7.

Tabla 5.3: Matriz Comparativa de Soluciones Evaluadas

Variable	WEG (SDA 180)	TMEIC (Custom)
Tecnología	Estándar / Escobillas	Custom / Cojinetes Desliz.
CAPEX (1.750 HP)	USD 941.600	USD 1.485.500
Integración	Requiere Adaptación Civil	Drop-In (Reemplazo Directo)
Plazo (Lead Time)	37 Semanas	69 Semanas
Origen	Brasil	Japón

Esta dicotomía entre *costo/plazo* versus *confiabilidad/integración* será resuelta cuantitativamente mediante el Análisis de Costo de Ciclo de Vida (LCC) presentado a continuación.

Capítulo 6

Evaluación económica del ciclo de vida

La sustitución de activos electromecánicos en la industria minera no debe basarse exclusivamente en el menor precio de adquisición, sino en la rentabilidad integral del activo a lo largo de su vida útil. En este contexto, el Análisis del Costo del Ciclo de Vida (LCCA) se presenta como la herramienta estándar recomendada para evaluar proyectos de eficiencia energética y modernización tecnológica, permitiendo integrar costos de inversión, energía y mantenimiento en un único indicador económico.

El presente capítulo tiene por objetivo determinar la viabilidad económica de las alternativas de modernización seleccionadas (WEG y TMEIC) frente a la flota actualmente en servicio. Dado que la flota de molienda presenta una heterogeneidad en cuanto a la criticidad del proceso, el análisis no puede ser lineal. Se propone una evaluación híbrida que discrimina entre la continuidad operacional crítica (Molinos de Barras) y la eficiencia de costos a largo plazo (Molinos de Bolas).

6.1. Metodología de evaluación

Para abordar la problemática, se han definido dos enfoques metodológicos complementarios que permiten ponderar correctamente el riesgo y la eficiencia:

6.1.1. Enfoque de mitigación de riesgo (molinos de barras)

Aplicado a los motores de 1.000 HP. Al constituir el cuello de botella del circuito de conminución sin redundancia instalada, el factor dominante es el lucro cesante.

- **Metodología:** Evaluación de proyecto mediante Flujo de Caja Discretizado (DCF).
- **Criterio:** Se modela la inversión como un seguro operativo. Se calcula el Valor Actual Neto (VAN) y el retorno de la inversión considerando el escudo tributario por depreciación acelerada y el impacto de evitar fallas catastróficas (paradas prolongadas).

6.1.2. Enfoque de eficiencia operacional (molinos de bolas)

Aplicado a los motores de 1.750 HP. Al existir redundancia parcial, el análisis prioriza la optimización del OPEX.

- **Metodología:** Cálculo de Costo de Ciclo de Vida (LCC) y Payback simple.
- **Criterio:** Se evalúa la capacidad del activo nuevo para financiarse mediante ahorros en mantenimiento rutinario y mejoras marginales en disponibilidad.

La formulación base para el cálculo del Costo de Ciclo de Vida (C_{LCC}) utilizada en este estudio se basa en la sumatoria de costos presentes, definida como:

$$C_{LCC} = C_I + C_E + C_{O\&M} + C_{Falla} - C_{Res} \tag{6.1}$$

Donde:

- C_I : Costo de inversión inicial (CAPEX).
- C_E : Costo actual de la energía consumida durante el periodo de estudio.
- $C_{O\&M}$: Costo actual de operación y mantenimiento.
- C_{Falla} : Costo probabilístico asociado al lucro cesante por indisponibilidad.
- C_{Res} : Valor residual del activo al final del ciclo.

6.2. Supuestos y parámetros de cálculo

Para garantizar la robustez del modelo financiero, se han definido los parámetros detallados en la Tabla 6.1. Estos valores provienen de registros históricos de operación, contratos de suministro de energía y estimaciones de planificación minera.

Es fundamental destacar la diferenciación en el **costo de detención**, el cual es tres veces superior en la molienda de barras respecto a la de bolas, siendo este el *driver* principal de la decisión estratégica.

Tabla 6.1: Parámetros generales para la evaluación económica

Parámetro	Valor	Unidad	Fuente / Observación
<i>Parámetros Financieros</i>			
Tasa de Descuento (WACC)	10	%	Tasa exigida sector minería
Impuesto a la Renta	27	%	Régimen General (Chile)
Tipo de Cambio	950	CLP/USD	Promedio proyectado
Horizonte de Evaluación	25	Años	Vida útil técnica estándar
Depreciación Contable	3	Años	Acelerada (beneficio tributario)
<i>Parámetros Operacionales</i>			
Costo Energía Eléctrica	0,08	USD/kWh	Contrato Cliente Libre
Horas de Operación	8.000	h/año	Régimen continuo (factor de utilización)
Costo Detención (Barras)	33.000	USD/h	Alta criticidad (sin redundancia)
Costo Detención (Bolas)	11.000	USD/h	Media criticidad (con redundancia parcial)

El análisis asume un escenario base donde la modernización se realiza mediante reemplazo directo, aprovechando la infraestructura civil existente, lo cual reduce el impacto en el CAPEX complementario.

Todos los valores se expresan en **dólares constantes**, por lo que la tasa de descuento utilizada (10 % real) corresponde a una tasa libre de inflación. Este valor se encuentra dentro del rango reportado para proyectos de inversión en la gran minería del cobre en Chile (8–12 % real). Dado que el objetivo de este estudio no es estimar el WACC corporativo de Codelco, sino contar con una tasa representativa para comparar alternativas, se adopta el valor de 10 % como referencia sectorial.

El costo de energía eléctrica se define en función del contrato de cliente libre vigente para la División Andina. Se utiliza un valor promedio de 0,08 USD/kWh y se evalúa su impacto mediante un análisis de sensibilidad de $\pm 20\%$. Dado el peso relativo del costo de detención en comparación con el costo energético, variaciones razonables en el precio de la energía no modifican las conclusiones de la evaluación económica.

Dado que las alternativas analizadas presentan prestaciones eléctricas y requerimientos de mantenimiento similares, los términos C_E , $C_{O\&M}$ y C_{Res} no alteran la comparación relativa del Costo de Ciclo de Vida y se excluyen explícitamente del desarrollo numérico del modelo.

6.3. Análisis de inversión

La inversión inicial constituye el desembolso financiero necesario para la adquisición, transporte y puesta en marcha de los nuevos activos. Para el presente estudio, los costos se han obtenido de las propuestas técnico-comerciales firmes presentadas por los fabricantes, considerando condiciones de entrega en planta.

6.3.1. Alternativa A: WEG

La oferta de WEG se basa en la plataforma SDA-180, optimizada para la reducción de costos mediante estandarización de componentes eléctricos y mecánicos. Este enfoque modular permite un costo unitario significativamente menor al de soluciones *drop-in* personalizadas.

- **Motor sincrónico 1.750 HP (bolas):** USD 941.600.
- **Plazo de entrega:** 37 semanas.
- **Servicios de ingeniería:** USD 40.000 (estimación).

6.3.2. Alternativa B: TMEIC

Esta alternativa contempla el suministro de motores diseñados bajo ingeniería *drop-in*, lo que implica una personalización dimensional completa para asegurar intercambiabilidad mecánica directa con la base instalada Toshiba y homologación con los motores Electric Products CO. Esta característica reduce el riesgo de incompatibilidades mecánicas y minimiza la necesidad de modificaciones estructurales, lo que a su vez justifica parte del mayor CAPEX asociado a esta alternativa.

Los valores desglosados son:

- **Motor sincrónico 1.750 HP (bolas):** USD 1.485.500.
- **Motor sincrónico 1.000 HP (barras):** USD 1.310.500.
- **Servicios de ingeniería:** USD 34.500 (incluye supervisión de montaje y pruebas atestiguadas en fábrica).

Dado que la propuesta de WEG no incluye un valor formal para los servicios de ingeniería y supervisión, se incorpora un costo estimado con el fin de evitar la subestimación del CAPEX de esta alternativa. Para este efecto se adopta un valor de 40.000 USD, ligeramente superior al monto referencial de TMEIC (34.500 USD), manteniendo así una aproximación razonable considerando los servicios de ingeniería y la posible adaptación de obra civil según sea el caso.

6.3.2.a. Estimación de costo para motor WEG de 1.000 HP

Dado que la propuesta base de WEG no explicita el costo unitario para la potencia de 1.000 HP, se realiza una estimación analítica basada en la estructura de costos observada en la oferta de TMEIC. Se define un **factor de escala de potencia** F_p que relaciona el costo del motor de menor potencia respecto del principal:

$$F_p = \frac{\text{Costo TMEIC}_{1000}}{\text{Costo TMEIC}_{1750}} = \frac{1.310.500}{1.485.500} \approx 0,8822 \quad (6.2)$$

Se asume que la relación de costos entre potencias es comparable entre fabricantes, dado que las principales variables clave económicas —volumen de cobre, material activo y dimensiones electromagnéticas— escalan de forma similar.

Aplicando este factor al precio del motor WEG de 1.750 HP, se obtiene:

$$\text{CAPEX WEG}_{1000} = \text{CAPEX WEG}_{1750} \times F_p = 941.600 \times 0,8822 \approx \mathbf{830.679 \text{ USD}} \quad (6.3)$$

Para mantener una aproximación conservadora y evitar sobreestimar el desempeño financiero de la alternativa WEG, el valor se redondea a **830.600 USD**.

6.3.3. Resumen comparativo de inversión

La Tabla [6.2](#) consolida los montos de inversión requeridos para cada escenario. Considerando los motores y los servicios de ingeniería, la Alternativa A (WEG) representa un ahorro en la inversión inicial del orden del **35 %** respecto de la Alternativa B (TMEIC), manteniendo el mismo alcance funcional.

Tabla 6.2: Matriz comparativa de costos de inversión (CAPEX)

Aplicación	Ítem	Alternativa A (WEG)	Alternativa B (TMEIC)
Molino bolas	Motor 1.750 HP	941.600 USD	1.485.500 USD
	Servicios ingeniería	40.000 USD (estimado)	34.500 USD
	Subtotal bolas	981.600 USD	1.520.000 USD
Molino barras	Motor 1.000 HP	830.600 USD*	1.310.500 USD
	Servicios ingeniería	40.000 USD (estimado)	34.500 USD
	Subtotal barras	870.600 USD	1.345.000 USD
Logística	Plazo de entrega	37 semanas	69 semanas

6.4. Evaluación económica - molino de barras

El molino de barras constituye el activo de mayor criticidad dentro del circuito de conminución, operando en una configuración en serie sin redundancia instalada. Bajo esta condición operativa, cualquier detención del motor implica una paralización total de la línea de producción, generando un lucro cesante valorizado en **33.000 USD/h**.

Dada esta magnitud de impacto financiero, la evaluación económica para este equipo no se rige por la acumulación marginal de eficiencias (ahorro de energía o mantenimiento rutinario), sino por la capacidad del proyecto para mitigar riesgos catastróficos de indisponibilidad. Desde la perspectiva del Costo de Ciclo de Vida, el término asociado al costo de falla (C_{Falla}) domina claramente sobre los términos de energía y operación (C_E y $C_{O\&M}$), por lo que el análisis se formula como un estudio de mitigación de riesgo.

6.4.1. Análisis de mitigación de riesgo

Este análisis evalúa el retorno de la inversión bajo el escenario de ocurrencia de un evento de falla mayor en el motor actual, el cual posee una antigüedad superior a 50 años y presenta degradación en su aislamiento dieléctrico. Tal como se describió en el Capítulo 2, en la flota de molienda ya se han registrado eventos de falla de magnitud comparable en motores de características similares, lo que evidencia que este tipo de siniestro no es un escenario meramente teórico.

Bajo estas condiciones, se considera razonable la ocurrencia de al menos una falla mayor durante el horizonte de evaluación (25 años). Para efectos del modelo y manteniendo un enfoque conservador, se adopta explícitamente la hipótesis de un único evento catastrófico en dicho periodo.

6.4.1.a. Definición del escenario de falla

Se postula como evento base una falla franca en el devanado estático que requiera el retiro del equipo para rebobinado en taller externo. Según la planificación de mantenimiento mayor, el tiempo medio de recuperación (MTTR) para este evento se estima en 18 días continuos.

La pérdida económica asociada al evento (L_{evento}) se calcula como:

$$L_{evento} = T_{indisponibilidad} \times C_{lucro_cesante} \quad (6.4)$$

$$L_{evento} = (18 \text{ días} \times 24 \text{ h/día}) \times 33,000 \text{ USD/h} \quad (6.5)$$

$$L_{evento} = 432 \text{ h} \times 33.000 \text{ USD/h} = \mathbf{14.256.000 \text{ USD}} \quad (6.6)$$

Este valor representa el costo directo en términos de producción perdida ante una falla catastrófica única en el horizonte de evaluación.

6.4.1.b. Retorno de inversión por evitación de falla

Al comparar la pérdida potencial (L_{evento}) con la inversión requerida para los nuevos activos (CAPEX total de reemplazo), se determina el tiempo de retorno inmediato o *Payback de emergencia*. Este indicador revela cuántas horas de detención debe evitar el nuevo motor para justificar completamente su adquisición.

La Tabla 6.3 resume la evaluación para ambas alternativas tecnológicas, considerando los montos de inversión presentados en la Sección 6.3.

Tabla 6.3: Análisis de retorno ante falla catastrófica (molino de barras)

Alternativa	CAPEX total (USD)	Pérdida por evento (USD)	Cobertura de riesgo (veces que se paga el motor)	Payback de emergencia (horas de falla evitadas)
Alt. A (WEG)	870.600	14.256.000	16,4 veces	26,4 h
Alt. B (TMEIC)	1.345.000	14.256.000	10,6 veces	40,8 h

Los resultados son concluyentes desde la perspectiva de gestión de activos:

- **Viabilidad absoluta:** La adquisición de la Alternativa A (WEG) se amortiza completamente si el equipo logra prevenir tan solo **26 horas** de indisponibilidad no programada durante toda su vida útil. En términos probabilísticos, basta que el proyecto evite una fracción mínima de un evento de falla mayor para justificar la inversión.
- **Seguro operacional:** Frente a un siniestro de 18 días, el costo del motor nuevo representa aproximadamente un 6% de la pérdida que se evita. Esto categoriza la inversión no como un gasto de capital convencional, sino como una póliza de seguro estratégico de alta rentabilidad frente al riesgo de colapso de la línea de conminución.
- **Comparativa entre alternativas:** Aunque ambas opciones son altamente rentables bajo este enfoque, la alternativa WEG ofrece una cobertura de riesgo superior debido a su menor costo de adquisición: por cada dólar invertido en CAPEX, se protegen 16,4 dólares de pérdida potencial, frente a 10,6 dólares en el caso de TMEIC.

6.5. Evaluación económica - molino de bolas

Para la flota de molinos de bolas (1.750 HP), la existencia de redundancia parcial en el circuito reduce el impacto unitario de una detención a **11.000 USD/h**. Bajo esta premisa, la evaluación económica deja de estar dominada por el riesgo de colapso total de la línea,

como en el caso del molino de barras, y se orienta principalmente a la eficiencia financiera del reemplazo.

Desde la perspectiva del Costo de Ciclo de Vida, el término asociado al costo de falla (C_{Falla}) sigue siendo relevante, pero de menor magnitud relativa. Dado que las alternativas tecnológicas WEG y TMEIC presentan prestaciones comparables en eficiencia y requerimientos de mantenimiento, los componentes de costo de energía (C_E) y operación rutinaria ($C_{O\&M}$) se consideran equivalentes entre alternativas y no alteran de forma significativa la comparación económica. El análisis se centra, por tanto, en la relación entre el CAPEX de reemplazo y los ahorros por menor indisponibilidad.

6.5.1. Comparativa de indicadores financieros

Se comparan las dos alternativas tecnológicas bajo un escenario operativo estándar, asumiendo una mejora moderada en confiabilidad que permita evitar en promedio **12 horas de falla al año** por motor. Este valor se considera conservador respecto de las detenciones observadas históricamente en la flota de molinos de bolas (ver capítulo de contexto), y busca no sobreestimar el beneficio atribuible a la modernización.

El ahorro anual de referencia se calcula como:

$$\text{Ahorro anual} = 12 \text{ h/año} \times 11,000 \text{ USD/h} = \mathbf{132,000 \text{ USD/año}} \quad (6.7)$$

6.5.1.a. Valor Actual Neto (VAN)

Considerando la inversión inicial (CAPEX) y los flujos de ahorro proyectados a 25 años, descontados a una tasa real del 10 %, se obtiene la comparación de la Tabla [6.4](#).

Tabla 6.4: Comparativa económica molino de bolas (escenario 12 h/año)

Indicador	Alternativa A (WEG)	Alternativa B (TMEIC)
Inversión inicial (CAPEX)	981.600 USD	1.520.000 USD
Ahorro anual (12 h × 11 kUSD)	132.000 USD/año	132.000 USD/año
VAN (10 %, 25 años)	+ 216.600 USD	- 321.800 USD
TIR	12,8 %	7,1 %
Payback simple	7,4 años	11,5 años

Análisis:

- La Alternativa A (WEG) es la única opción financieramente viable bajo supuestos conservadores, generando un VAN positivo de aproximadamente 217 kUSD y una TIR superior a la tasa de descuento (12,8 % > 10 %).
- La Alternativa B (TMEIC), debido a su mayor CAPEX (+55 % respecto de WEG aun considerando servicios), destruye valor en este escenario (VAN negativo). Para ser rentable, requeriría un desempeño operativo significativamente superior al de WEG.

6.5.2. Análisis de punto de equilibrio

Dado que el VAN de la alternativa TMEIC resulta negativo bajo los supuestos base, se calcula el umbral de desempeño requerido para que cada inversión sea indiferente (VAN = 0). Es decir, ¿cuántas horas de falla deben evitar anualmente los nuevos motores para pagar su inversión?

Definiendo el *Factor de Recuperación de Capital* (Capital Recovery Factor, CRF) para una tasa del 10% y un horizonte de 25 años, se tiene:

$$\text{CRF} = \frac{r(1+r)^n}{(1+r)^n - 1} \approx 0,110 \quad (6.8)$$

Las horas mínimas de falla a evitar se obtienen como:

$$\text{Horas}_{\text{mín}} = \frac{\text{CAPEX} \times \text{CRF}}{\text{Costo de detención unitario}} = \frac{\text{CAPEX} \times \text{CRF}}{11,000 \text{ USD/h}} \quad (6.9)$$

Tabla 6.5: Exigencia de confiabilidad mínima (molino de bolas)

Alternativa	Inversión	Horas a evitar (anuales)
Alternativa A (WEG)	981.600 USD	9,8 h/año
Alternativa B (TMEIC)	1.520.000 USD	15,2 h/año

Desde una perspectiva estrictamente financiera, la **Alternativa A (WEG)** presenta un perfil de riesgo-retorno claramente superior. Requiere mitigar del orden de **10 horas de fallas anuales** para ser rentable, un objetivo alcanzable considerando la obsolescencia y el historial de detenciones de la flota actual. Por el contrario, la opción TMEIC exige un desempeño de confiabilidad aproximadamente un 55% mayor (15,2 h/año) solo para alcanzar el punto de equilibrio, lo que añade un riesgo innecesario al proyecto en una aplicación de menor criticidad relativa.

6.6. Sustento técnico y normativo de la evaluación financiera

La robustez de los resultados económicos presentados (VAN y flujo de caja) no depende únicamente de los costos operativos, sino también de la correcta aplicación de la normativa tributaria vigente, en particular del régimen de depreciación acelerada aplicado a los nuevos activos.

6.6.1. Aplicación de depreciación acelerada

Para la evaluación del flujo de caja neto se opta por el régimen de depreciación acelerada amparado en el Artículo 31 N° 5 de la Ley sobre Impuesto a la Renta (LIR) de Chile. Según la Resolución Exenta N° 43 del Servicio de Impuestos Internos (SII), la vida útil normal para “maquinarias y equipos en general destinados a trabajos pesados en minas” es de 9 a 10 años. La normativa faculta al contribuyente a reducir este período hasta un

tercio para efectos tributarios, por lo que se adopta una *vida útil acelerada* aproximada de 3 años.

6.6.2. Efecto del escudo tributario

Al concentrar la depreciación contable en los primeros tres años (del orden de 450 kUSD/año en el caso de la alternativa TMEIC para el molino de barras), se reduce la utilidad antes de impuestos en el periodo más crítico del proyecto, generando un *escudo fiscal* que mejora el Valor Actual Neto (VAN) por dos vías:

1. **Liquidez temprana:** disminuye el desembolso de efectivo por concepto de impuesto a la renta durante los años 1, 2 y 3, mejorando la caja disponible en el arranque del proyecto.
2. **Valor del dinero en el tiempo:** al trasladar parte de la carga tributaria hacia los años finales del horizonte de evaluación —cuando el factor de descuento es mayor— el valor presente de los flujos de caja aumenta, reduciendo el periodo de recuperación de la inversión.

Este tratamiento tributario se aplica de manera consistente a todas las alternativas de modernización analizadas, por lo que no altera la comparación relativa del Costo de Ciclo de Vida, pero sí mejora el nivel absoluto de VAN respecto de un escenario sin depreciación acelerada.

6.7. Conclusiones de la evaluación

La evaluación económica ha permitido discriminar la viabilidad de las alternativas de modernización (WEG y TMEIC) aplicando criterios diferenciados según la criticidad de los activos en el circuito de conminución. En el caso del molino de barras, el Costo de Ciclo de Vida está fuertemente dominado por el costo de falla (C_{Falla}), mientras que en los molinos de bolas la decisión se encuentra determinada principalmente por la relación entre CAPEX y ahorros por menor indisponibilidad. Sobre esta base se formula la recomendación, incorporando además consideraciones técnicas y estratégicas de la División.

6.7.1. Respecto a la molienda de barras (activo crítico)

El análisis confirma que la sustitución del motor de 1.000 HP es, ante todo, una decisión estratégica de mitigación de riesgo, más que un proyecto de ahorro marginal.

- Dado el costo de detención de **33.000 USD/h**, la ocurrencia de una falla catastrófica de 18 días en el equipo actual generaría pérdidas del orden de **14,3 MUSD** en producción no realizada.
- Bajo este escenario, **ambas alternativas de modernización son económica y operativamente viables**. La inversión se recupera si el nuevo equipo evita tan solo entre **26 y 41 horas** de detención acumulada en toda su vida útil, es decir, una fracción de un único evento de falla mayor.

- La alternativa WEG ofrece una mayor cobertura de riesgo por dólar invertido. No obstante, la alternativa TMEIC presenta ventajas técnicas relevantes: continuidad tecnológica con el fabricante original (Toshiba), ingeniería *drop-in* y menor intervención mecánica, lo que reduce el riesgo de problemas de integración en un activo altamente crítico.

En términos de Costo de Ciclo de Vida, la conclusión es robusta: el costo esperado de inacción supera con creces el CAPEX de cualquier alternativa, por lo que la sustitución del motor de barras debe considerarse una medida de *seguro operacional* más que una simple renovación de activo. La preferencia por TMEIC en este caso se explica por la combinación de robustez técnica y compatibilidad con la base instalada, más que por diferencias marginales de VAN.

6.7.2. Respecto a la molienda de bolas

Para los motores de 1.750 HP, donde el costo de falla unitario es menor (11.000 USD/h) y existe redundancia parcial en el circuito, la decisión es principalmente financiera. En este caso, se asume que los términos de energía (C_E) y mantenimiento rutinario ($C_{O\&M}$) son equivalentes entre alternativas, y el análisis se centra en el balance entre CAPEX y reducción de horas de indisponibilidad.

- Desde una perspectiva estrictamente económica, la Alternativa A (WEG) se configura como la opción superior. Su menor CAPEX total (aprox. **982 kUSD**, incluyendo servicios) permite obtener un VAN positivo del orden de **217 kUSD** y recuperar la inversión en alrededor de **7,4 años**, bajo supuestos operacionales conservadores (12 h/año de fallas evitadas).
- La Alternativa B (TMEIC), con un CAPEX aproximado de **1,52 MUSD**, requiere evitar en torno a **15–16 horas de detención al año** para alcanzar el punto de equilibrio. Esto equivale a reducir solo un 0,2% de las 8.000 horas anuales de operación, umbral que resulta técnicamente alcanzable para una máquina de mayor calidad constructiva.

Si bien el VAN de TMEIC es negativo en el escenario base utilizado, esta métrica no captura completamente beneficios estratégicos como la estandarización de la flota con un único proveedor de alto desempeño (TMEIC, continuidad de Toshiba), la reducción del riesgo tecnológico asociado a integrar plataformas heterogéneas y la simplificación de la gestión de repuestos, documentación y soporte técnico. En una evaluación de portafolio, estos elementos de riesgo y confiabilidad tienden a favorecer la alternativa TMEIC aun cuando el VAN marginal sea inferior al de WEG.

6.7.3. Recomendación final de inversión

Considerando simultáneamente los resultados económicos, la criticidad operacional y la estrategia tecnológica de la División, se propone la siguiente orientación de inversión:

Tabla 6.6: Matriz de recomendación económica y estratégica

Activo	Diagnóstico	Recomendación
Molino de barras	El costo de inacción supera en más de un orden de magnitud al costo de inversión. El reemplazo actúa como un seguro operacional frente a fallas catastróficas. Ambas alternativas son económicamente viables; TMEIC aporta menor riesgo de integración al ser continuidad tecnológica de Toshiba.	Proceder con inversión inmediata, privilegiando TMEIC por su compatibilidad <i>drop-in</i> , trayectoria tecnológica y menor riesgo de implementación. WEG se mantiene como alternativa de menor CAPEX en caso de restricciones presupuestarias severas.
Molinos de bolas	Caso sensible al CAPEX. WEG presenta mejores indicadores financieros (VAN positivo y menor inversión inicial). Sin embargo, TMEIC alcanza la rentabilidad requerida evitando en torno a 15–16 h/año de falla (0,2% de las horas de operación), y aporta beneficios de estandarización y confiabilidad de flota.	Privilegiar TMEIC cuando el objetivo principal es la estandarización tecnológica y la reducción del riesgo global de la flota, asumiendo un VAN marginalmente inferior al de WEG. En una decisión puramente financiera de corto plazo, la alternativa WEG mantiene la mejor relación CAPEX/VAN.

Capítulo 7

Conclusiones

El desarrollo de esta memoria ha permitido abordar de manera integral la problemática de la obsolescencia en los accionamientos de la molienda convencional de Codelco Andina. A través de la caracterización de la flota, la simulación dinámica de fallas y la evaluación del costo del ciclo de vida (LCC), se ha logrado dimensionar el riesgo operacional actual y definir una hoja de ruta clara para la modernización tecnológica.

A partir de los resultados obtenidos, se desprenden las siguientes conclusiones principales:

1. **La obsolescencia como riesgo financiero inaceptable:**

El diagnóstico operativo confirmó que la flota de motores sincrónicos, con antigüedades entre 40 y 55 años, ha superado su vida útil técnica. La estadística reciente es concluyente: la concentración de fallas en equipos críticos —como el motor MOBO5, que acumuló 1.119 horas de indisponibilidad eléctrica en 2024— demuestra que el mantenimiento correctivo ya no es suficiente para asegurar la continuidad de marcha.

Se demostró cuantitativamente que la obsolescencia no es solo un desafío de mantenimiento, sino un riesgo financiero mayor. En el caso de los molinos de barras, una detención catastrófica de 18 días implica un lucro cesante estimado en **14,3 millones de dólares**, cifra que supera en más de diez veces la inversión requerida para el reemplazo del activo. Por tanto, el costo de la inacción es inaceptablemente alto para el negocio.

2. **Interdependencia mecánica-eléctrica y diagnóstico de fallas:**

Mediante el Análisis de Árbol de Fallas (FTA) y las simulaciones dinámicas, se estableció que las fallas catastróficas en estos motores siguen un patrón de degradación acoplada: vulnerabilidades mecánicas, como el desplazamiento del rotor, derivan inevitablemente en fallas eléctricas severas de aislación y cortocircuito.

Las simulaciones permitieron identificar “firmas de falla” distintivas, como la pulsación de torque a 100 Hz ante asimetrías de estator y las vibraciones a $1 \times \text{rpm}$ ante cortocircuitos de campo. Esta evidencia valida la necesidad técnica de migrar hacia accionamientos modernos que integren monitoreo *on-line* y protecciones digitales capaces de detectar estas condiciones en etapas incipientes.

3. **Estrategia de inversión diferenciada:**

La evaluación económica del ciclo de vida (LCC) demostró que la decisión de modernización debe segregarse según la función del activo en el circuito productivo:

- **Molinos de Barras:** Al no existir redundancia operativa, el reemplazo de los motores de 1.000 HP debe tratarse como un **seguro operacional**. Se recomienda la alternativa **TMEIC** debido a su ingeniería *drop-in* y continuidad tecnológica, minimizando los riesgos de integración mecánica. La inversión se recupera automáticamente si el nuevo equipo logra evitar tan solo **41 horas** de detención acumulada en 25 años.
- **Molinos de Bolas:** Para los motores de 1.750 HP, donde existe redundancia parcial, la decisión es financiera. La alternativa **WEG** resulta ser la opción óptima desde el punto de vista del VAN (+217 kUSD) y menor CAPEX. Sin embargo, la opción TMEIC se justifica estratégicamente si se busca la estandarización de la flota, alcanzando su punto de equilibrio si logra reducir la tasa de falla anual en 15 horas.

4. Vinculación con los Valores de Codelco:

La modernización de los accionamientos propuesta no es solo un imperativo técnico, sino que materializa directamente la Carta de Valores de la Corporación:

- a) **Nos cuidamos:** La sustitución de la tecnología antigua de anillos rozantes y escobillas por sistemas *brushless* (o de conmutación protegida moderna) elimina la necesidad de intervenciones frecuentes en zonas de partes móviles y riesgo eléctrico. Esto reduce drásticamente la exposición de los mantenedores a peligros de atrapamiento o arco eléctrico, poniendo la seguridad y la vida de las personas al centro de la decisión tecnológica.
- b) **Cumplimos con excelencia e innovación:** La incorporación de control digital de excitación, monitoreo de condiciones *on-line* y protecciones avanzadas representa una innovación tecnológica clave. Esta modernización asegura el cumplimiento de los objetivos de producción al minimizar las detenciones no programadas, optimizando directamente el desempeño y la competitividad del negocio minero.
- c) **Construimos el futuro con sustentabilidad:** Asegurar la continuidad operacional de la División Andina mediante activos confiables garantiza la generación de excedentes que financian el desarrollo social del país. Asimismo, la renovación por motores de mayor eficiencia energética reduce la huella de carbono operativa, demostrando un compromiso ético con la sostenibilidad a largo plazo de la operación y su entorno.

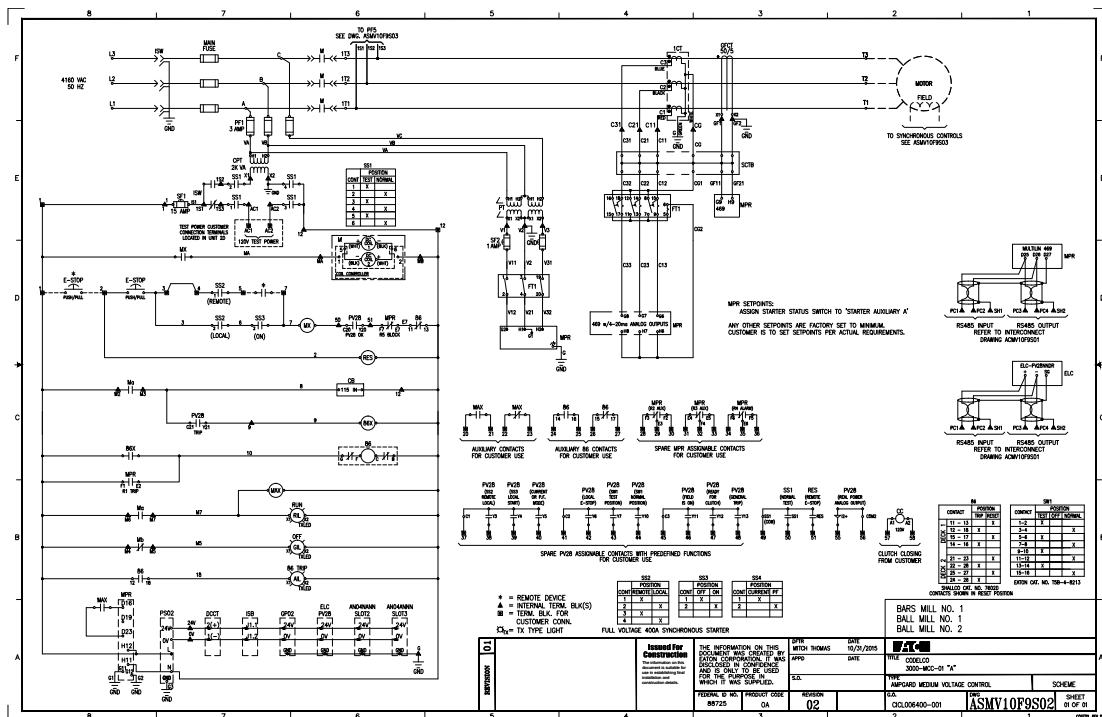
En conclusión, este trabajo establece que la renovación de la flota de motores sincrónicos es una medida urgente y estratégica. Se recomienda proceder con la inversión inmediata priorizando los molinos de barras bajo la solución de ingeniería *drop-in*, para posteriormente ejecutar un plan escalonado de reemplazo en los molinos de bolas. Esta acción permitirá asegurar la confiabilidad del proceso de conminución para las próximas décadas, alineada con los estándares de excelencia y los valores corporativos de Codelco.

Apéndice A

Planos partidores de media tensión y diagrama unilineal

En el presente anexo se adjunta la documentación técnica gráfica relevante. A continuación, se presentan los planos de disposición general y detalles del circuito rotórico del partidor EATON en las figuras **A.1** y **A.2**, respectivamente.

Posteriormente, la Figura **A.3** ilustra los detalles de conexionado para el partidor del motor Toshiba. Finalmente, la Figura **A.4** exhibe el diagrama unilineal actualizado del sistema de molienda convencional.



Apéndice B

Modelación, parametrización y validación del motor sincrónico

B.1. Descripción del modelo computacional

Para el estudio del comportamiento dinámico del motor sincrónico de 1750 HP bajo escenarios de modernización de accionamientos y fallas, se utilizó el software de simulación **PLECS** (*Piecewise Linear Electrical Circuit Simulation*). Se seleccionó la formulación matemática de **Voltaje detrás de Reactancia** (*Voltage-Behind-Reactance*, VBR).

La elección del modelo VBR se justifica en que permite interactuar directamente con circuitos externos arbitrarios, tales como rectificadores de diodos y etapas de potencia de variadores de frecuencia, sin los problemas de inestabilidad numérica o la necesidad de *snubbers* ficticios que presentan los modelos clásicos *qd* (fuentes de corriente) [33]. El modelo VBR representa tanto los devanados del estator como los del campo como ramas inductivas en serie con fuentes de tensión dependientes, lo que facilita la integración con la topología del sistema de potencia real.

B.2. Parámetros del motor y conversión de bases

Los parámetros del motor fueron obtenidos de las hojas de datos de prueba del fabricante (Toshiba, Serial No. 8213122) y convertidos al Sistema Internacional (SI) referidos al estator. Debido a que el bloque de simulación opera matemáticamente desde el lado del estator, se calcularon los valores referidos (R'_f, L'_{lf}) y se configuró la relación de transformación (N_s/N_f) en el modelo como unitaria (1 : 1) para ingresar directamente los valores de impedancia transformados.

B.2.1. Bases de cálculo y datos de placa

Se utilizaron los siguientes valores nominales extraídos del reporte de pruebas (Test Record):

- **Potencia Nominal (S_n):** 1,305 MVA (1.750 HP, F.P. 0.8).

- **Tensión Nominal (V_n):** 4.160 V.
- **Corriente Nominal (I_n):** 238 A.
- **Frecuencia (f):** 50 Hz.
- **Polos:** 12 pares.

La impedancia base (Z_{base}) y la inductancia base (L_{base}) del estator se calcularon como:

$$Z_{base} = \frac{V_n^2}{S_n} \approx 13,26 \Omega \quad (\text{B.1})$$

$$L_{base} = \frac{Z_{base}}{2\pi f} \approx 0,0422 \text{ H} \quad (\text{B.2})$$

B.2.2. Resistencias e inductancias

- **Resistencia de Estator (R_s):** Se utilizó el valor medido a 25°C de **0.03988** Ω , según el reporte de resistencia de devanados.
- **Resistencia de Campo Referida (R'_f):** La resistencia física medida es de 2.445 Ω . Para el modelo, este valor fue referido al estator utilizando un criterio de invarianza de potencia basado en la corriente de campo necesaria para inducir la tensión nominal en vacío, resultando en un valor efectivo de operación para la simulación de **0.09832** Ω .

B.3. Modelación de la saturación magnética

La representación de la no linealidad del núcleo magnético es crítica para la precisión del modelo. Dado que el fabricante proporciona únicamente la **Curva de Saturación de Circuito Abierto** (Eje d), se adoptó la metodología de **Factor de Saturación Único** (*Single Saturation Factor*) propuesta por Levi [34].

Esta metodología asume que:

1. El grado de saturación en el eje en cuadratura (Q) sigue la misma proporción que en el eje directo (D).
2. La relación de saliencia (L_q/L_d) se mantiene constante independientemente del nivel de flujo.

Esto permite caracterizar completamente el comportamiento magnético de la máquina (incluyendo la saturación cruzada estática) utilizando exclusivamente los datos de la curva de vacío del eje D provista en la hoja de datos, donde se observa que para la tensión nominal de 4.160 V, la corriente de campo requerida es de **88 A** (saturada) frente a los **80 A** de la línea de entrehierro (lineal).

El modelo VBR implementado utiliza una aproximación funcional continua (modelo Arcotangente) para la curva de saturación, lo que evita iteraciones algebraicas y garantiza la convergencia numérica según lo descrito por Corzine et al. [35].

B.4. Simplificación de la Saturación Cruzada Dinámica

El modelo matemático seleccionado desprecia los términos de **saturación cruzada dinámica** (*Dynamic Cross-Saturation*, DCS) en la matriz del sistema. Esta simplificación está justificada por el estudio de Levi & Levi [36], el cual demuestra que para modelos basados en variables de flujo (como el modelo VBR utilizado), la omisión de los términos DCS no compromete la precisión de los resultados transitorios y reduce significativamente la carga computacional.

B.5. Validación del modelo

El modelo parametrizado fue validado mediante la simulación de dos condiciones de operación reportadas por el fabricante:

1. **Prueba de Vacío:** Se verificó que la inyección de la corriente de campo referida correspondiente al punto nominal generara exactamente 4.160 V en bornes.
2. **Operación a Plena Carga:** Al aplicar el torque nominal mecánico, el modelo reprodujo la corriente de estator de placa (238 A) y el factor de potencia de 0.8 capacitivo, validando la consistencia energética de la parametrización.

B.5.1. Resultados de la validación

Se aplicó una tensión de fuente de campo de **32.4 V_{DC}**, resultando en una corriente de campo estacionaria de **494 A** (valor referido al estator en la simulación). Como resultado, la tensión en terminales del estator se estabilizó en **4.160 V** (Línea-Línea). Esto valida que la inductancia magnetizante (L_{md}) y la curva de saturación están correctamente calibradas para reproducir la fuerza electromotriz (FEM) nominal de la máquina real.

Tabla B.1: Resumen de Parámetros Finales Configurados en PLECS

Parámetro	Valor	Unidad	Descripción
Model	Full VBR	-	Formulación VBR
Stator Resistance (R_s)	0.03988	Ω	Valor físico real a 25°C
Stator Leakage (L_{ls})	0.00321	H	Inductancia de fuga estator
Unsat. Mag. Ind. (L_{md0})	0.03333	H	Eje directo no saturado
Unsat. Mag. Ind. (L_{mq0})	0.02473	H	Eje cuadratura no saturado
Saturated Mag. Ind. (L_{mdsat})	0.03030	H	Eje directo saturado (nominal)
Field Resistance (R'_f)	0.09832	Ω	Resistencia de campo referida
Field Leakage (L'_{lf})	0.00796	H	Fuga de campo referida
Inertia (J)	2802.28	kg·m ²	Inercia total del conjunto

Nota: Los valores de rotor (R'_f , L'_{lf} , corrientes de campo) son valores referidos al estator. La corriente de campo de simulación (494 A) es proporcional a la real (88 A) mediante la relación de transformación implícita del modelo.

Bibliografía

- [1] Codelco, “Memoria Anual 2024,” Corporación Nacional del Cobre de Chile (Codelco), Santiago, Chile, inf. téc., 2025, Disponible en línea. visitado 20 de oct. de 2025. dirección: https://www.codelco.com/prontus_codelco/site/docs/20250329/20250329202724/codelco_memoria_anual_2024.pdf.
- [2] D. Barra Muñoz, “Mejora en materialidad de revestimientos Molinos de bolas planta SAG,” Presentación en Congreso Duro de Moler 4, Ingeniero de Revestimientos Chancadores y Molinos, Codelco Andina, Santiago, Chile, mar. de 2025.
- [3] Maser Razuriz. “Construcción rampa de conectividad nodo 3.500 – Proyecto Traspaso Andina.” Imagen oficial del proyecto Traspaso Andina, Nodo 3.500, Maser Razuriz Ingeniería y Construcción, visitado 20 de oct. de 2025. dirección: <https://maserrazuriz.cl/project/construccion-rampa-conectividad-nodo-3500/>.
- [4] Codelco. “Codelco finaliza Traspaso Andina y extiende la vida útil de uno de los yacimientos de cobre más grandes del mundo.” Publicación en línea, Codelco, visitado 20 de oct. de 2025. dirección: <https://www.codelco.com/sin-titulo-178487536>.
- [5] Codelco. “Molienda Convencional – División Andina.” Imagen oficial publicada por Codelco en Flickr, Codelco, visitado 20 de oct. de 2025. dirección: <https://www.flickr.com/photos/codelco/27225335874>.
- [6] Codelco. “Molino SAG – División Andina.” Imagen oficial publicada por Codelco en Flickr, Codelco, visitado 20 de oct. de 2025. dirección: <https://www.flickr.com/photos/codelco/14684001985>.
- [7] M. Outotec. “Gears and Pinions.” Consultado en noviembre de 2025, Metso Outotec. dirección: <https://www.metso.com/es/campanas/gears-and-pinions/>.
- [8] S. D. Umans, A. E. Fitzgerald y C. Kingsley, *Electric Machinery*, 7th. New York: McGraw–Hill, 2013, Caps. 5–6: principios, construcción y excitación de máquinas sincrónicas, ISBN: 978-0073380468.
- [9] S. J. Chapman, *Electric Machinery Fundamentals*, 5th. New York: McGraw–Hill, 2011, Caps. 6–7: motor sincrónico, arranque con amortiguadores y consideraciones prácticas, ISBN: 978-0073529546.
- [10] P. C. Krause, O. Wasynczuk, S. D. Sudhoff y S. Pekarek, *Analysis of Electric Machinery and Drive Systems*, 3rd. Hoboken, NJ: Wiley–IEEE Press, 2013, Secciones sobre devanados amortiguadores y dinámica del motor sincrónico, ISBN: 978-1118024294.
- [11] *IEEE Std 421.1-2021: Standard Definitions for Excitation Systems for Synchronous Machines*, Definiciones y elementos típicos de sistemas de excitación *brush-type* y *brushless*, IEEE Power & Energy Society, 2021.

- [12] *ANSI/NEMA MG 1: Motors and Generators*, Especificaciones y terminología para motores sincrónicos con y sin escobillas, NEMA, 2016.
- [13] Electrical4U, *Top 6 Starting Methods of Synchronous Motor - Slip Ring Induction Motor*, <https://www.electrical4u.net/synchronous-motor/top-6-starting-methods-of-synchronous-motor/attachment/slip-ring-induction-motor/>, Accedido: 05-01-2026, s.f.
- [14] J. K. Nøland, S. Nuzzo, A. Tessarolo y E. F. Alves, “Excitation System Technologies for Wound-Field Synchronous Machines: Survey of Solutions and Evolving Trends,” *IEEE Access*, vol. 7, págs. 109 699-109 718, 2019. DOI: [10.1109/ACCESS.2019.2933493](https://doi.org/10.1109/ACCESS.2019.2933493).
- [15] B. L. Theraja y A. K. Theraja, *A Textbook of Electrical Technology – Volume II: AC DC Machines*. S. Chand Publishing, 2005, Capítulo 38: “Synchronous Motor”, ISBN: 978-8121924375.
- [16] J. C. Das y J. Casey, “Characteristics and Analysis of Starting of Large Synchronous Motors,” en *1999 IEEE Industrial and Commercial Power Systems Technical Conference (Cat. No. 99CH36371)*, Análisis detallado del comportamiento de corriente, par y calentamiento durante el arranque de grandes motores sincrónicos, Sparks, NV, USA, 1999, pág. 10. DOI: [10.1109/ICPS.1999.787222](https://doi.org/10.1109/ICPS.1999.787222).
- [17] —, “Starting of Synchronous Motors,” *ResearchGate*, 2025, Descripción general de métodos de arranque: asíncrono, por motor auxiliar y mediante convertidor de frecuencia. dirección: https://www.researchgate.net/publication/388442923_Starting_of_Synchronous_Motors.
- [18] G. Electric, *GEH-5201 Synchronous Motor Control*, Documento técnico sobre control y protección de motores sincrónicos, General Electric, USA, 1991.
- [19] K. Industries, *Synchronous Motor Field Excitation Systems – Q&A Document*, Recomendaciones sobre resistencias de descarga y protección de campo, Kinetics Industries, USA, 2010.
- [20] I. Power y E. Society, *IEEE Std 421.1-2007: Definitions for Excitation Systems for Synchronous Machines*, Estándar oficial sobre definiciones de sistemas de excitación, New York, 2007.
- [21] M. Hyla, “Large-Power Synchronous Motor Braking by Field Current,” *Przegllad Elektrotechniczny*, vol. 96, n.º 11, 2020, Estudio experimental del frenado por corriente de campo en motores sincrónicos.
- [22] E. Csanyi, *Two Basic Methods Used for Braking a Motor*, <https://electrical-engineering-portal.com>, Artículo divulgativo sobre frenado dinámico e inyección de corriente continua, 2016.
- [23] IEEE, *IEEE Std 1068-2009: Guide to Electric Braking of Motors*, Guía oficial de técnicas de frenado eléctrico de motores, New York, 2009.
- [24] R. Automation, *Vertical Load and Holding Brake Management*, Aplicación técnica sobre frenos de retención y seguridad, Rockwell Automation, 2013.
- [25] G. Zweigle et al., “High-Inertia Synchronous Motor Protection and Lessons Learned,” Schweitzer Engineering Laboratories (SEL), Pullman, WA, inf. téc., 2014, Reporte técnico sobre protección de motores sincrónicos de alta inercia.

- [26] S. R. Simms, M. Fanslow, G. Braga y T. A. Farr. "Control of AC Brushless Exciter To Regulate Power Factor on Large AFD Synchronous Motor." En: 2024 IEEE IAS Pulp and Paper Industry Conference (PPIC). Fuente: IEEE Xplore, IEEE.
- [27] G. Friedrich. "Comparative Study of Three Control Strategies for the Synchronous Salient Poles and Wound Rotor Machine in Automotive Applications with on Board Energy." En: Power Electronics and Variable-Speed Drives, Conference Publication No. 399, pp. 706-709. Fuente: IEEE Xplore, IEEE.
- [28] K. Matsuura, Y. Kosugi y T. Watanabe. "Digitalization of excitation control circuit for Self-starting salient-pole synchronous motor." En: The 27th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS2024-Fukuoka), pp. 2215-2220. Fuente: IEEE Xplore, The Institute of Electrical Engineers of Japan (IEEJ).
- [29] S. Morimoto, K. Hatanaka, Y. Tong, Y. Takeda y T. Hirasa. "Servo Drive System and Control Characteristics of Salient Pole Permanent Magnet Synchronous Motor." En: IEEE TRANSACTIONS ON INDUSTRY APPLICATIONS, VOL. 29, NO. 2, pp. 338-343. Fuente: IEEE Xplore, IEEE.
- [30] D. Grenier, L.-A. Dessaint, O. Akhrif, Y. Bonnassieux y B. L. Pioufle. "Experimental Nonlinear Torque Control of a Permanent-Magnet Synchronous Motor Using Saliency." En: IEEE TRANSACTIONS ON INDUSTRIAL ELECTRONICS, VOL. 44, NO. 5, pp. 680-687. Fuente: IEEE Xplore, IEEE.
- [31] D. Uzel y Z. Peroutka. "Optimal Vector Control for Wound Rotor Salient Pole Synchronous Motors over Full Speed Range." En: Proyecto de Student Grant System SGS-2015-038. Fuente: IEEE Xplore, Regional Innovation Centre for Electrical Engineering (RICE).
- [32] H. Yourui y H. Jian. "Three-level Direct Torque Control of Salient Pole Synchronous Motor." En: 2010 International Conference on E-Health Networking, Digital Ecosystems and Technologies (EDT2010), pp. 381-385. Fuente: IEEE Xplore, IEEE.
- [33] A. M. Cramer, B. P. Loop y D. C. Aliprantis, "Synchronous machine model with voltage-behind-reactance formulation of stator and field windings," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 27, n.º 2, págs. 391-402, 2012.
- [34] E. Levi, "Saturation modelling in D-Q axis models of salient pole synchronous machines," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 14, n.º 1, págs. 44-50, 1999.
- [35] K. A. Corzine, B. T. Kuhn, S. D. Sudhoff y H. J. Hegner, "An improved method for incorporating magnetic saturation in the Q-D synchronous machine model," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 13, n.º 3, págs. 270-275, 1998.
- [36] E. Levi y V. A. Levi, "Impact of dynamic cross-saturation on accuracy of saturated synchronous machine models," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 15, n.º 2, págs. 224-230, 2000.