



UNIVERSIDAD TECNICA
FEDERICO SANTA MARIA

Dimensionamiento de un Sistema Potencia aislado para la generación en masa de hidrógeno verde

Rodrigo Ignacio Ramírez Cornejo

2025

Requisito parcial para obtener el título de:
Ingeniero Civil Electricista

Profesor Guía:
Dr. Rodrigo Andrés Rozas Valderrama (UTFSM)

Comisión:
Dr. Rodrigo Andrés Rozas Valderrama (UTFSM)
Dr. Antonio Sánchez Squella (UTFSM)
Prof. Ricardo Flores Reyes (UTFSM)

Santiago, 26/03/2025.



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: Dimensionamiento de un Sistema Potencia aislado para la generación en masa de hidrógeno verde.

Nombre del candidato(a): Rodrigo Ignacio Ramírez Cornejo

Carrera / Grado: Ingeniería Civil Eléctrica

Campus: San Joaquín Departamento: Departamento de Ingeniería Eléctrica

2.- VALIDACIÓN DEL PROFESOR GUÍA/DIRECTOR DE TESIS

Yo, Rodrigo Andrés Rozas Valderrama, 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: 17/03/2026

Firma:

Estudiante o Candidato(a):

Fecha: 27-02-2026

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.

Universidad Técnica Federico Santa María
Departamento de Ingeniería Eléctrica
Valparaíso, Chile



UNIVERSIDAD TECNICA
FEDERICO SANTA MARIA

Dimensionamiento de un Sistema Potencia aislado para la generación en masa de hidrógeno verde

Rodrigo Ignacio Ramírez Cornejo

2025

“La imaginación es más importante que el conocimiento.”
— *Albert Einstein*

Índice de Contenidos

Índice de Contenidos	I
Índice de Figuras	V
Índice de Tablas	VIII
Resumen	1
1. Introducción	2
1.1. Contexto y Motivación	2
1.2. Objetivos del Proyecto	2
1.3. Justificación del Proyecto	3
1.4. Metodología	4
2. Marco Teórico	5
2.1. Generación Eólica y Máquina Sincrónica de Imán Permanente	5
2.1.1. Modelo de Turbina Eólica	5
2.1.2. Máquina Sincrónica de Imán Permanente (PMSM)	8
2.2. Conversión AC-DC	10
2.2.1. Puente de Tiristores	10
2.2.2. Filtro DC	12
2.3. Carga PEM: Modelo del Electrolizador	13
2.3.1. Resistencia óhmica de la membrana	14
2.3.2. Tensión óhmica (V_{ohm})	16
2.3.3. Tensión reversible (U_{rev})	16
2.3.4. Corriente de intercambio (i_0)	17
2.3.5. Tensión de concentración (V_{conc})	18
2.3.6. Tensión de celda (V_{cell})	19
2.4. Modelo Dinámico de la Temperatura	20
2.4.1. Calor de Generación (Q_{gen})	22
2.4.2. Calor de Apagado ($Q_{apagado}$)	22
2.4.3. Calor de Refrigeración Activa (Q_{refrig})	23
2.4.4. Modelo Térmico Global en MATLAB/Simulink	24
2.4.5. Configuración del Stack PEM Utilizado	25
2.5. Producción de Hidrógeno	26
2.5.1. Método por ley de Faraday	26
2.5.1.a. Tasa de Producción Molar de Hidrógeno (N_{H_2})	26
2.5.1.b. Tasa de Producción de Masa de Hidrógeno ($M_{H_2_prod}$)	27

2.5.1.c. Tasa de Producción Volumétrica de Hidrógeno ($V_{H_2_prod}$)	27
2.5.2. Método por Potencia del Sistema	29
2.5.2.a. Tasa de Producción de Masa de Hidrógeno ($M_{H_2_prod}^{(P)}$)	29
2.5.2.b. Tasa de Producción Molar de Hidrógeno ($N_{H_2}^{(P)}$)	29
2.5.2.c. Tasa de Producción Volumétrica de Hidrógeno ($V_{H_2_prod}^{(P)}$)	30
2.5.3. Acumulación Total de Hidrógeno	30
2.6. Condiciones de operación frente a variaciones de tensión y frecuencia	31
2.6.1. Marco general y limitaciones operativas en sistemas aislados	31
2.6.2. Electrolizadores PEM y calidad de potencia	32
2.6.3. Criterios de operación continua en el modelo desarrollado	33
3. Resultados	35
3.1. Caso 1: Viento constante de 9 m/s	35
3.1.1. Velocidad del viento y rotor	35
3.1.2. Tensiones y corrientes del generador	36
3.1.3. Etapa de rectificación y filtrado	38
3.1.4. Resultados eléctricos de la carga PEM	39
3.1.5. Corriente de la celda y densidad de corriente	40
3.1.6. Curva característica V_{celda} –densidad de corriente	41
3.1.7. Comportamiento térmico	42
3.1.8. Producción instantánea de hidrógeno	43
3.1.9. Producción acumulada y eficiencia	44
3.1.10. Periodo de activación y producción de hidrógeno	46
3.2. Caso 2: Perfil de viento variable	48
3.2.1. Velocidad del viento y rotor	48
3.2.2. Tensiones y corrientes del generador	50
3.2.3. Etapa de rectificación y filtrado	53
3.2.4. Resultados eléctricos de la carga PEM...	54
3.2.5. Corriente de la celda y densidad de corriente	56
3.2.6. Curva característica V_{celda} –densidad de corriente	57
3.2.7. Comportamiento térmico	57
3.2.8. Producción instantánea de hidrógeno	58
3.2.9. Producción acumulada y eficiencia	59
3.2.10. Periodo de activación y producción de hidrógeno	61
3.3. Caso 3: Desconexión de un stack PEM	63
3.3.1. Velocidad del viento y rotor	64
3.3.2. Tensiones y corrientes del generador	64
3.3.3. Etapa de rectificación y filtrado	67
3.3.4. Resultados eléctricos de la carga PEM	68
3.3.5. Corriente de la celda y densidad de corriente	69
3.3.6. Curva característica V_{celda} –densidad de corriente	70
3.3.7. Comportamiento térmico	71
3.3.8. Producción instantánea de hidrógeno	72
3.3.9. Producción acumulada y eficiencia	73
3.3.10. Periodo de activación y producción de hidrógeno	75

4. Análisis de Resultados	77
4.1. Caso 1: Análisis para viento constante de 9 m/s	78
4.1.1. Velocidad del viento y dinámica del rotor	78
4.1.2. Tensión y corriente del generador	78
4.1.3. Etapa de rectificación y tensión/corriente DC	79
4.1.4. Tensión de celda y del stack PEM	79
4.1.5. Potencia disponible del generador y potencia consumida por el electrolizador	81
4.1.6. Corriente del electrolizador y densidad de corriente	81
4.1.7. Curva característica V_{cell} – Densidad de corriente	82
4.1.8. Comportamiento térmico del stack	82
4.1.9. Producción instantánea de hidrógeno	83
4.1.10. Producción acumulada y eficiencia	85
4.1.11. Periodo de activación y producción bajo condición de operación real	86
4.1.12. Proyección de producción diaria y validación mediante benchmarking industrial	87
4.1.12.a. Estándares industriales de referencia	87
4.1.12.b. Análisis de los resultados simulados	87
4.1.12.c. Discrepancia metodológica interna	88
4.1.12.d. Validación y defensa de los resultados frente al estándar industrial	88
4.2. Análisis del Caso 2: Perfil de viento variable	88
4.2.1. Recurso eólico y velocidad de rotor	89
4.2.2. Tensiones y corrientes del generador	90
4.2.3. Rectificador, filtro y enlace DC	90
4.2.4. Respuesta eléctrica del stack PEM	91
4.2.4.a. Tensión de celda y tensión total del stack	91
4.2.4.b. Descomposición de sobretensiones y comportamiento dinámico	91
4.2.4.c. Corriente y densidad de corriente del stack	92
4.2.5. Comportamiento Curva característica V_{cell} – Densidad de corriente	93
4.2.6. Comportamiento térmico bajo viento variable	93
4.2.7. Producción instantánea de hidrógeno	94
4.2.8. Producción acumulada, eficiencia	95
4.2.9. Periodo de activación y operación continua	96
4.3. Análisis del Caso 3: Desconexión de un stack PEM	96
4.3.1. Dinámica eólica y electromecánica	97
4.3.1.a. Velocidad del viento	97
4.3.1.b. Velocidad del rotor	98
4.3.1.c. Corrientes AC	98
4.3.1.d. Tensión AC	99
4.3.2. Potencia y corriente en el enlace DC	100
4.3.2.a. Corriente DC entregada por el rectificador	100
4.3.2.b. Tensión DC del enlace	100
4.3.2.c. Comparación de potencia eléctrica y consistencia energética	101
4.3.3. Resultados eléctricos de la carga PEM	103
4.3.3.a. Tensión de celda y del stack PEM	103
4.3.3.b. Corriente en la carga PEM y densidad de corriente	104
4.3.3.c. Curva característica tensión–corriente del stack PEM	104
4.3.4. Comportamiento térmico del stack PEM	106

4.3.4.a. Evolución de la temperatura del stack	106
4.3.4.b. Dinámica del calor de apagado (Q_{apagado}).....	106
4.3.4.c. Activación y comportamiento del calor de refrigeración (Q_{refrig})	107
4.3.4.d. Validación del comportamiento térmico bajo contingencia . . .	107
4.3.5. Producción instantánea de hidrógeno	108
4.3.5.a. Producción instantánea molar (N_{H_2}).....	108
4.3.5.b. Producción instantánea de masa ($\dot{m}_{H_2}$).....	109
4.3.5.c. Producción instantánea volumétrica ($\dot{V}_{H_2}$)	110
4.3.6. Producción acumulada de hidrógeno	111
4.3.6.a. Producción acumulada molar.....	111
4.3.6.b. Producción acumulada de masa.....	112
4.3.6.c. Producción acumulada volumétrica.....	112
4.3.7. Eficiencia eléctrica del electrolizador.....	113
4.3.8. Periodo de activación del electrolizador.....	114
4.3.8.a. Producción acumulada bajo condición de activación real	115
5. Conclusión	117
Apéndices	120
A. Validación de la operación del generador en vacío	120
Bibliografía	122

Índice de Figuras

2.1.	Esquema de la generación eólica en MATLAB/Simulink.	5
2.2.	Diagrama del sistema de control del ángulo de <i>pitch</i> de la turbina eólica.	7
2.3.	Curvas características de la turbina eólica.	8
2.4.	Esquema de la conexión del convertidor AC-DC y filtro DC en el modelo de simulación MATLAB/Simulink.	10
2.5.	Esquema de control de corriente en MATLAB/Simulink.	12
2.6.	Esquema de estimación de tensión de celda PEM en MATLAB/Simulink.	14
2.7.	Curva de polarización de una celda PEM [1].	20
2.8.	Esquema de conexión del modelo de temperatura de una celda PEM en MATLAB/Simulink.	21
2.9.	Esquema de conexión de la producción de hidrógeno de la celda PEM por método de Faraday en MATLAB/Simulink [1].	28
2.10.	Esquema de conexión de la producción de hidrógeno de la celda PEM por método de potencia en MATLAB/Simulink.	30
3.1.	Velocidad del viento incidente sobre la turbina.	36
3.2.	Velocidad del rotor del PMSM durante el régimen estacionario.	36
3.3.	Tensión trifásica generada por el PMSM.	37
3.4.	Corriente trifásica generada por el PMSM.	37
3.5.	Tensión DC a la salida del rectificador de seis pulsos.	38
3.6.	Corriente DC entregada por el rectificador de seis pulsos.	38
3.7.	Tensión de celda PEM posterior al filtro DC.	39
3.8.	Tensión total del stack PEM (200 celdas en serie).	39
3.9.	Comparación entre potencia DC y potencia consumida por la carga PEM.	40
3.10.	Corriente en la carga PEM (posterior al filtro DC).	40
3.11.	Densidad de corriente en la celda PEM.	41
3.12.	Curva característica tensión-densidad de corriente del stack PEM....	41
3.13.	Temperatura dinámica interna de la celda PEM.	42
3.14.	Calor total considerado en el modelo térmico de la celda PEM	42
3.15.	Producción instantánea de moles de hidrógeno (mol/s).	43
3.16.	Producción instantánea de masa de hidrógeno (kg/s).	43
3.17.	Producción instantánea de volumen de hidrógeno (l/s).	44
3.18.	Moles acumulados de hidrógeno producidos.	44
3.19.	Masa acumulada de hidrógeno producida.	45
3.20.	Volumen acumulado de hidrógeno producido.	45
3.21.	Eficiencia de conversión eléctrica a hidrógeno.	46
3.22.	Periodo de activación del electrolizador PEM.	46
3.23.	Moles acumulados de hidrógeno producidos en el periodo activo.	47

3.24. Masa acumulada de hidrógeno producida en el periodo activo.	47
3.25. Volumen acumulado de hidrógeno producido en el periodo activo.	47
3.26. Perfil de velocidad de viento aplicado a la turbina.	48
3.27. Velocidad angular del rotor del <i>PMSM</i> .	48
3.28. Dinámica de la velocidad angular del rotor ante la variación de viento de 9 [m/s] a 7,2 [m/s].	49
3.29. Dinámica de la velocidad angular del rotor ante la variación de viento de 7,2 [m/s] a 5,6 [m/s].	49
3.30. Dinámica de la velocidad angular del rotor ante la variación de viento de 5,6 [m/s] a 9 [m/s].	50
3.31. Tensión trifásica generada por el <i>PMSM</i> a 9 [m/s].	50
3.32. Tensión trifásica generada por el <i>PMSM</i> a 7.2 [m/s].	51
3.33. Tensión trifásica generada por el <i>PMSM</i> a 5.6 [m/s].	51
3.34. Corriente trifásica generada por el <i>PMSM</i> 9 [m/s].	52
3.35. Corriente trifásica generada por el <i>PMSM</i> 7.2 [m/s].	52
3.36. Corriente trifásica generada por el <i>PMSM</i> 5.6 [m/s].	53
3.37. Tensión <i>DC</i> a la salida del rectificador de seis pulsos.	53
3.38. Corriente <i>DC</i> entregada por el rectificador.	54
3.39. Tensión de celda <i>PEM</i> (posterior al filtro <i>DC</i>).	54
3.40. Tensión total del stack <i>PEM</i> (200 celdas en serie).	55
3.41. Comparación entre la potencia <i>DC</i> disponible y la potencia entregada a la carga <i>PEM</i> .	55
3.42. Corriente que llega a la carga <i>PEM</i> (posterior al filtro <i>DC</i>).	56
3.43. Densidad de corriente en la celda <i>PEM</i> .	56
3.44. Curva característica <i>V-i</i> del stack <i>PEM</i> bajo viento variable.	57
3.45. Temperatura dinámica de la celda <i>PEM</i> durante viento variable.	57
3.46. Calor total considerado en el modelo termico de la celda <i>PEM</i> .	58
3.47. Producción instantánea de moles de hidrógeno (mol/s).	58
3.48. Producción instantánea de masa de hidrógeno (kg/s).	59
3.49. Producción instantánea de volumen de hidrógeno (l/s).	59
3.50. Moles acumulados de hidrógeno producidos.	60
3.51. Masa acumulada de hidrógeno producida.	60
3.52. Volumen acumulado de hidrógeno producido.	61
3.53. Eficiencia eléctrica del sistema durante viento variable.	61
3.54. Periodo de activación de la producción real de hidrógeno.	62
3.55. Moles acumulados de hidrógeno producidos en el periodo activo.	62
3.56. Masa acumulada de hidrógeno producida en el periodo activo.	63
3.57. Volumen acumulado de hidrógeno producido en el periodo activo.	63
3.58. Velocidad del viento constante aplicada a la turbina.	64
3.59. Velocidad del rotor del <i>PMSM</i> durante la contingencia.	64
3.60. Tensión trifásica del <i>PMSM</i> .	65
3.61. Tensión trifásica del <i>PMSM</i> posterior a la desconexión de una de las cargas.	65
3.62. Corriente trifásica del <i>PMSM</i> .	66
3.63. Corriente trifásica del <i>PMSM</i> posterior a la desconexión de una de las cargas.	66
3.64. Tensión <i>DC</i> posterior al rectificador.	67
3.65. Corriente <i>DC</i> posterior al rectificador.	67

3.66. Tensión de la celda <i>PEM</i> activa (posterior al filtro <i>DC</i>).	68
3.67. Tensión total del stack <i>PEM</i> operativo.	68
3.68. Comparación entre la potencia <i>DC</i> y la potencia consumida por la carga <i>PEM</i> restante.	69
3.69. Corriente en la carga <i>PEM</i> activa.	69
3.70. Densidad de corriente en la celda <i>PEM</i>	70
3.71. Curva <i>V-i</i> del stack <i>PEM</i> tras la desconexión de un módulo	70
3.72. Temperatura dinámica de la celda <i>PEM</i> activa.	71
3.73. Calor total considerado en el modelo térmico de la celda <i>PEM</i> activa.	71
3.74. Producción instantánea de moles de hidrógeno (mol/s).	72
3.75. Producción instantánea de masa de hidrógeno (kg/s).	72
3.76. Producción instantánea de volumen de hidrógeno (l/s).	73
3.77. Moles acumulados de hidrógeno producidos.	73
3.78. Masa acumulada de hidrógeno producida.	74
3.79. Volumen acumulado de hidrógeno producido.	74
3.80. Eficiencia eléctrica del sistema para el escenario de desconexión de un stack.	75
3.81. Periodo de activación de la producción real de hidrógeno.	75
3.82. Moles acumulados de hidrógeno producidos en el periodo activo.	76
3.83. Masa acumulada de hidrógeno producida en el periodo activo.	76
3.84. Volumen acumulado de hidrógeno producido en el periodo activo.	76
A.1. Tensiones trifásicas generadas por el PMSM en vacío.	120
A.2. Corrientes trifásicas generadas por el PMSM en vacío.	121

Índice de Tablas

2.1.	Parámetros del bloque <i>Wind Turbine</i> .	6
2.2.	Configuración del controlador PID del ángulo de <i>pitch</i> .	7
2.3.	Configuración del bloque <i>Permanent Magnet Synchronous Machine</i> .	9
2.4.	Parámetros eléctricos y mecánicos del <i>PMSM</i> .	9
2.5.	Parámetros del puente de tiristores.	11
2.6.	Configuración del controlador PI de corriente.	11
2.7.	Parámetros del filtro <i>DC</i> .	12
2.8.	Parámetros de la resistencia óhmica de la membrana.	15
2.9.	Parámetros para el cálculo de la corriente de intercambio.	17
2.10.	Parámetros para el cálculo de la tensión de activación.	18
2.11.	Parámetros del potencial de concentración.	19
2.12.	Tabla parámetros modelo térmico Stack PEM	25
4.1.	Comparación entre tensiones de celda reales y simuladas	81
4.2.	Producción instantánea de masa de hidrógeno en el Caso 2 para cada tramo de viento	94

Nomenclatura.

PEM	: Membrana de intercambio protónico.
$PMSM$	: Máquina Sincrónica de imán permanente.
AC	: Corriente alterna.
DC	: Corriente continua.
OCV	: Voltaje de circuito abierto o tensión reversible.
HHV_{H_2}	: Poder calorífico superior del hidrógeno.
V_{viento}	: Velocidad del viento incidente sobre la turbina.
ω_r	: Velocidad angular del rotor del generador.
θ	: Ángulo de pitch de las palas de la turbina.
λ	: Relación de velocidad específica.
$C_p(\lambda, \theta)$	: Coeficiente de potencia aerodinámico de la turbina.
P_{mec}	: Potencia mecánica en el eje de la turbina.
T_m	: Torque mecánico aplicado al eje del PMSM.
V_{AC}	: Tensión trifásica en el lado del PMSM.
I_{AC}	: Corriente trifásica en el lado del PMSM.
V_{DC}	: Tensión del enlace de corriente continua.
I_{DC}	: Corriente del enlace de corriente continua.
α	: Ángulo de disparo del puente de tiristores.
C	: Capacitancia del condensador del enlace DC.
R_f	: Resistencia serie del filtro DC.
L_f	: Inductancia serie del filtro DC.
ΔV_{pp}	: Rizado pico a pico de la tensión del enlace DC.
f_{ac}	: Frecuencia fundamental del generador.
f_r	: Frecuencia de rizado de la tensión DC (rectificador de seis pulsos).
I_{DC}	: Corriente continua media en el enlace DC.
V_{cell}	: Tensión total de la celda PEM.
U_{rev}	: Tensión reversible de la celda PEM.
V_{ohm}	: Caída de tensión óhmica.
V_{act}	: Sobretenión de activación.

V_{conc}	: Sobretensión de concentración.
R_{trmica}	: Resistencia óhmica equivalente de la membrana.
σ	: Conductividad protónica de la membrana.
σ_{ref}	: Conductividad de referencia de la membrana.
T	: Temperatura de operación de la celda.
T_{ref}	: Temperatura de referencia.
t_m	: Espesor de la membrana de intercambio protónico.
E_{pro}	: Energía de activación para la conducción protónica.
E_{act}	: Energía de activación de las reacciones electroquímicas.
R	: Constante universal de los gases ideales.
F	: Constante de Faraday.
i	: Densidad de corriente en la celda PEM.
i_0	: Corriente de intercambio.
i_{0_ref}	: Corriente de intercambio de referencia.
i_{max}	: Densidad de corriente límite del electrolizador.
A_{celda}	: Área activa de la celda PEM.
I_{cell}	: Corriente total del stack PEM.
Q_{gen}	: Calor de generación producido por las pérdidas electroquímicas.
Q_{net}	: Calor neto intercambiado por la celda (generación menos pérdidas).
m	: Masa equivalente del stack PEM.
C_p	: Capacidad calorífica media del stack PEM.
$\frac{dT}{dt}$	: Tasa de cambio de la temperatura de la celda.
T_{stack}	: Temperatura del stack PEM.
T_{amb}	: Temperatura ambiente.
P_{net}	: Potencia térmica neta aplicada al modelo de temperatura.
N_{H_2}	: Tasa molar de producción de hidrógeno (método de Faraday).
$M_{H_2_prod}$	: Tasa de producción de masa de hidrógeno (método de Faraday).
$V_{H_2_prod}$	: Tasa de producción volumétrica de hidrógeno (método de Faraday).
M_{H_2}	: Masa molar del hidrógeno molecular.
T_{celda}	: Temperatura de la celda usada en la ley de gases ideales.
$P_{ambiente}$	: Presión ambiente usada en el cálculo de volumen de gas.
$M_{H_2_prod}^{(P)}$	: Tasa de producción de masa de hidrógeno (método energético).
$N_{H_2}^{(P)}$	: Tasa molar de producción de hidrógeno (método energético).
$V_{H_2_prod}^{(P)}$	: Tasa volumétrica de producción de hidrógeno (método energético).
P_{cell}	: Potencia eléctrica total entregada al electrolizador.
η_{sys}	: Eficiencia global del sistema de electrólisis.
I_{tot}	: Corriente total usada en la lógica de activación de producción.

t_{act}	:	Tiempo mínimo de permanencia en condiciones de operación.
H_{act}	:	Señal lógica de activación de acumulación de hidrógeno.

Resumen

En este trabajo se desarrolla un modelo de celda electrolizadora de membrana de intercambio protónico (*PEM*) acoplada a un sistema de generación eólica aislado, incorporando la respuesta dinámica asociada a la evolución térmica de la celda. El sistema modelado incluye una turbina eólica de velocidad variable, un generador síncrono de imanes permanentes (*PMSM*), un rectificador trifásico controlado y un filtro *DC* dependiente de carga. Todos estos elementos se integran y simulan en MATLAB/Simulink.

El modelo electroquímico y térmico de la celda *PEM* considera las principales pérdidas de activación, óhmicas y de concentración, junto con una descripción del comportamiento térmico basada en el balance entre el calor generado y el calor disipado. Además, se incorpora la regulación del ángulo de pitch en la turbina eólica y el control PI del ángulo de disparo del rectificador para gestionar el flujo de potencia hacia la celda.

El sistema es evaluado bajo diversas condiciones operativas (incluyendo variaciones del recurso eólico, cambios en la potencia disponible y modificaciones en la capacidad activa de los stacks *PEM*), lo que permite analizar la estabilidad del enlace *DC*, la evolución de la tensión de celda, la producción instantánea y acumulada de hidrógeno, la eficiencia eléctrica del proceso y la influencia del comportamiento térmico sobre la operación del electrolizador.

El modelo presentado sirve como herramienta de estudio para comprender la interacción entre generación eólica aislada y celdas *PEM*, permitiendo identificar rangos seguros de operación, analizar la sensibilidad del sistema frente a fluctuaciones y apoyar futuras tareas de dimensionamiento en proyectos de hidrógeno verde.

Capítulo 1

Introducción

1.1. Contexto y Motivación

La transición hacia sistemas energéticos sostenibles ha impulsado un uso creciente de tecnologías basadas en recursos renovables, particularmente energía eólica y solar. Sin embargo, la variabilidad inherente de estas fuentes produce fluctuaciones en tensión, corriente y potencia que pueden afectar la estabilidad y el control de sistemas aislados. En este tipo de configuraciones, donde no existe el respaldo de una red eléctrica mayor, la operación segura depende de mantener condiciones eléctricas estables para los dispositivos conectados, especialmente para equipos sensibles a variaciones del suministro.

En este escenario, el hidrógeno verde ha adquirido relevancia como alternativa de almacenamiento energético y como tecnología capaz de aportar flexibilidad operativa. El electrolizador de membrana de intercambio protónico (*PEM*) destaca por su capacidad de responder rápidamente a cambios en la potencia disponible y por su potencial para operar de forma integrada con fuentes renovables. Su comportamiento electroquímico, junto con su dependencia térmica y la necesidad de operar dentro de rangos específicos, lo convierten en un elemento crítico en el estudio de sistemas aislados de generación.

Por lo tanto, comprender cómo interactúa un electrolizador *PEM* con un sistema eólico aislado y cómo responde ante variaciones reales del recurso primario resulta esencial para evaluar su rendimiento, asegurar condiciones estables y estimar su capacidad de producción de hidrógeno bajo diferentes perfiles operativos. Este contexto motiva el desarrollo del modelo presentado en este trabajo.

1.2. Objetivos del Proyecto

El objetivo general de este proyecto es desarrollar un modelo dinámico de un sistema de potencia aislado para la producción masiva de hidrógeno verde, capaz de representar diversas condiciones y fluctuaciones en el sistema. Los objetivos específicos son:

- Realizar un estudio del estado del arte sobre los modelos dinámicos de electrolizador que relacionen la producción de hidrógeno con las variables eléctricas. Esto incluye investigar los diferentes enfoques y metodologías utilizados en la modelación de electrolizadores *PEM*, analizar las limitaciones y desafíos de los modelos actuales y

proponer mejoras basadas en la literatura existente.

- Implementar un modelo dinámico que represente un sistema de generación aislado integrado con electrolizadores, considerando las fluctuaciones de las variables eléctricas y la respuesta del sistema. El modelo se desarrollará en MATLAB/Simulink, utilizando ecuaciones y componentes eléctricos como resistencias, capacitancias y fuentes dependientes para simular con precisión el comportamiento del electrolizador bajo diversas condiciones. Se incorporarán parámetros dinámicos que reflejen las respuestas transitorias del sistema frente a fluctuaciones de las variables eléctricas.
- Simular el comportamiento dinámico del sistema de potencia bajo distintos escenarios de operación, incluyendo variabilidad en la generación de energía renovable, cambios en la demanda de hidrógeno, contingencias, fallas y optimización de la operación. Las simulaciones permitirán evaluar el desempeño del sistema en términos de estabilidad, eficiencia y capacidad de respuesta. Se identificarán los escenarios críticos y se propondrán estrategias de mitigación para asegurar la operación continua del sistema.
- Determinar condiciones mínimas de variación de tensión y frecuencia que afectan la operación continua del electrolizador. Se establecerán los límites operativos del electrolizador modelado bajo diferentes condiciones de variación de tensión y frecuencia, y se proporcionarán recomendaciones para mantener la estabilidad y la producción de hidrógeno en redes aisladas.

1.3. Justificación del Proyecto

El hidrógeno verde se proyecta como una herramienta clave para mejorar la flexibilidad y la estabilidad de sistemas energéticos basados en fuentes renovables, especialmente en configuraciones aisladas donde la intermitencia del recurso puede comprometer la operación continua de los equipos. En este tipo de sistemas, un electrolizador *PEM* puede actuar como una carga ajustable que contribuye al uso eficiente de la energía generada, siempre que su operación se mantenga dentro de rangos seguros de corriente, tensión y temperatura.

Para estudiar dichas condiciones, es necesario contar con un modelo que represente adecuadamente la interacción entre la fuente eólica y el electrolizador, incorporando las pérdidas electroquímicas y la evolución térmica que afectan su rendimiento. El análisis conjunto de la etapa de generación, conversión *AC-DC* y comportamiento de la celda permite evaluar la viabilidad de la producción de hidrógeno en distintos escenarios y establecer límites operativos que aseguren la estabilidad del sistema. Este proyecto proporciona un marco de análisis que contribuye al dimensionamiento, evaluación y futura implementación de sistemas aislados de producción de hidrógeno verde.

1.4. Metodología

La metodología del presente proyecto se divide en varias etapas:

1. **Revisión del estado del arte:** Se realizará una investigación exhaustiva sobre modelos dinámicos de electrolizadores *PEM*, analizando las metodologías utilizadas en la simulación de la producción de hidrógeno y las limitaciones de los enfoques actuales. Se identificarán las mejores prácticas y se propondrán mejoras basadas en la literatura existente.
2. **Implementación del modelo dinámico:** Se desarrollará el modelo en MATLAB/Simulink, utilizando ecuaciones y componentes eléctricos como resistencias, capacitancias y fuentes dependientes para simular con precisión el comportamiento del electrolizador bajo diversas condiciones. Se incorporarán parámetros dinámicos que reflejen las respuestas transitorias del sistema frente a fluctuaciones de las variables eléctricas.
3. **Simulación y análisis del modelo dinámico bajo escenarios de operación variados y contingencias:** Se evaluará el modelo dinámico mediante simulaciones en MATLAB/Simulink bajo diferentes escenarios como variabilidad en la generación renovable, cambios en la demanda de hidrógeno, contingencias, fallas y optimización de la operación. Se diseñarán condiciones de prueba que incluyan variaciones en la demanda de hidrógeno e interrupciones en la generación renovable mediante señales dinámicas sintéticas que representen el comportamiento del sistema ante fallas. Las simulaciones permitirán analizar el desempeño del sistema en términos de estabilidad, eficiencia y capacidad de respuesta ante cambios bruscos. Además, se realizarán ajustes iterativos en el modelo para optimizar su comportamiento en situaciones críticas, proporcionando así una herramienta robusta para su aplicación en sistemas aislados.
4. **Identificación de los límites de tensión y frecuencia que aseguran la operación continua del electrolizador:** Se determinarán los límites operativos del electrolizador bajo condiciones de variación de tensión y frecuencia. Utilizando el modelo dinámico desarrollado, se simularán escenarios con fluctuaciones controladas para identificar los umbrales críticos que comprometan la operación continua del sistema. Este análisis permitirá definir los rangos seguros de operación del electrolizador y generar recomendaciones para mantener la estabilidad y la producción de hidrógeno en redes aisladas.
5. **Redacción de la memoria de titulación:** Se documentarán detalladamente los resultados obtenidos y las conclusiones del proyecto. Se elaborarán recomendaciones para futuras investigaciones y aplicaciones prácticas del modelo desarrollado.

Capítulo 2

Marco Teórico

2.1. Generación Eólica y Máquina Síncrona de Imán Permanente

El subsistema de generación eólica constituye la primera etapa del sistema de potencia aislado modelado en esta memoria. Su función principal es transformar la energía cinética del viento en energía eléctrica para alimentar el electrolizador *PEM*. Este proceso involucra dos componentes fundamentales: la turbina eólica y la Máquina Síncrona de Imán Permanente (*PMSM*). La Figura 2.1 muestra el esquema general implementado en MATLAB/Simulink para representar esta etapa.

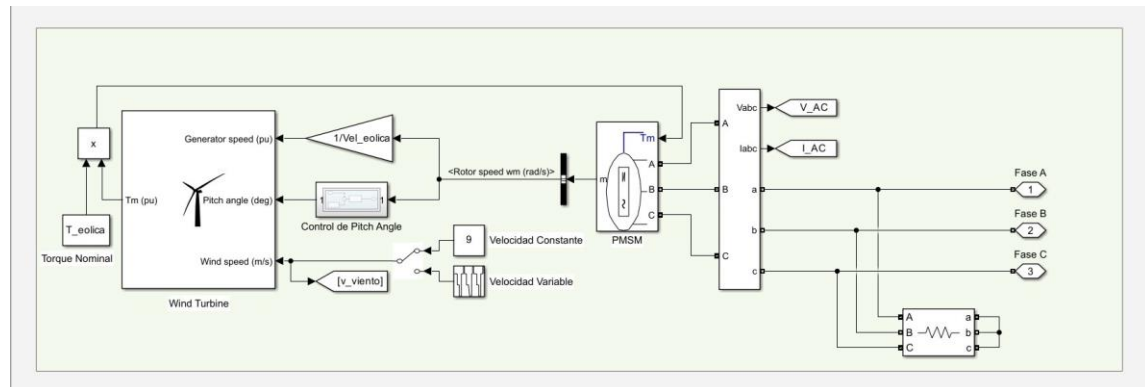


Figura 2.1. Esquema de la generación eólica en MATLAB/Simulink.

2.1.1. Modelo de Turbina Eólica

El modelo de la turbina eólica se implementa utilizando el bloque *Wind Turbine* de MATLAB/Simulink, el cual incorpora un modelo aerodinámico de paso variable utilizado ampliamente para estudios dinámicos en sistemas aislados [3]. Este modelo describe la potencia mecánica obtenida del viento en función de la velocidad del viento, la relación de velocidad específica y el ángulo de paso de las palas. El coeficiente de potencia $C_p(\lambda, \theta)$ representa la eficiencia con la que la turbina convierte la energía cinética del viento en potencia mecánica. Su valor depende del ángulo de paso θ , de la velocidad del rotor y de las características aerodinámicas de la turbina. En particular, C_p alcanza su valor máximo

cuando el ángulo de paso es cercano a $\beta \approx 0^\circ$, condición utilizada en turbinas de velocidad variable para maximizar la captación de energía a velocidades moderadas de viento [4].

Las entradas de este bloque son:

- La velocidad del generador, expresada en por unidad (p.u.) de la velocidad base del generador. Para un generador síncrono o asíncrono, la velocidad base corresponde a la velocidad Sincrónica. En el caso de un generador de imán permanente, la velocidad base se define como la velocidad que produce el voltaje nominal sin carga.
- El ángulo de paso (*pitch angle*, θ) de las palas, en grados.
- La velocidad del viento, en metros por segundo (m/s).

El bloque *Wind Turbine* recibe como entradas la velocidad del generador en p.u., el ángulo de *pitch* en grados y la velocidad del viento en m/s . La salida corresponde al par mecánico aplicado al eje del generador. La inercia total del sistema considera tanto la turbina como el generador [2]. Los parámetros específicos utilizados para configurar este bloque se detallan en la Tabla 2.1

Tabla 2.1
PARÁMETROS DEL BLOQUE *WHND TURBHNW*.

Parámetros Wind Turbine	Valor
Nominal mechanical output power	3,5 [MW]
Base power of the electrical generator	3,01 [MW]
Base wind speed	9 [$\frac{m}{s}$]
Maximum power at base wind speed (pu of nominal mechanical power)	0,9
Base rotational speed (p.u. of base generator speed)	0,2
Pitch angle beta to display wind-turbine power characteristics	0 [$^\circ$]

Además del modelado aerodinámico del bloque *Wind Turbine*, es necesario incorporar un mecanismo de regulación del *pitch angle* (que en la literatura técnica eólica se traduce como ángulo de paso, que corresponde al giro mecánico de la pala) que permita limitar la potencia capturada y asegurar la operación estable del sistema en condiciones de viento variable o cuando la velocidad del generador excede su nivel óptimo de funcionamiento. Para ello, se implementó un controlador PID que actúa sobre el *pitch angle* β , modificándolo de manera dinámica en función de la velocidad del generador [1].

Este controlador recibe como señal de entrada la velocidad mecánica del *PMSM* (expresada en por unidad), la cual también se utiliza como entrada principal del bloque *Wind Turbine* para determinar la relación de velocidad específica λ . Cuando la velocidad del generador se mantiene dentro del rango nominal, el controlador PID mantiene el ángulo de paso cercano a 0° , condición que maximiza el coeficiente de potencia C_p y, por ende, la extracción de energía del viento. Sin embargo, cuando la velocidad del rotor supera el umbral definido, el controlador incrementa progresivamente el ángulo de las palas para reducir la potencia aerodinámica capturada, disminuyendo $C_p(\lambda, \theta)$ y limitando el par mecánico entregado al *PMSM*. De este modo, el control de *pitch* actúa como un mecanismo

esencial de protección y regulación, evitando la sobrevelocidad del sistema y manteniendo la operación en un punto de equilibrio seguro y eficiente [1].

La Figura 2.2 presenta el diagrama del sistema de control del *pitch angle*, mientras que la Tabla 2.2 resume los parámetros utilizados para la sintonización del controlador PID.

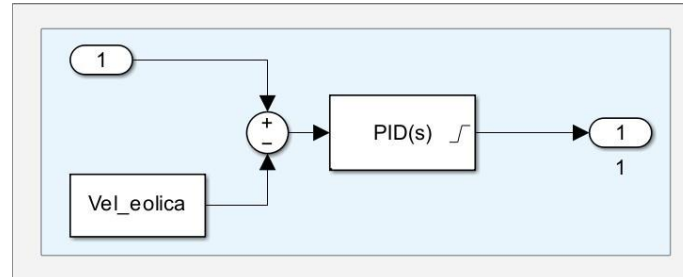


Figura 2.2. Diagrama del sistema de control del ángulo de *pitch* de la turbina eólica.

El control del ángulo de *pitch* regula la potencia mecánica capturada por la turbina ajustando el ángulo de ataque de las palas. Cuando la velocidad del rotor supera su valor nominal, el controlador incrementa el ángulo de *pitch* para reducir el coeficiente de potencia y evitar una sobrevelocidad. En condiciones normales, el ángulo se mantiene cercano a cero grados para maximizar la extracción de energía.

El regulador utilizado es de tipo PID. La acción proporcional corrige de manera inmediata desviaciones en la velocidad, la acción integral elimina el error estacionario bajo vientos sostenidos y la acción derivativa aporta amortiguamiento adicional frente a variaciones rápidas. Esta estructura se utiliza ampliamente en modelos de turbinas eólicas debido a su simplicidad, estabilidad y adecuada respuesta frente a variaciones del recurso.

Tabla 2.2

CONFIGURACIÓN DEL CONTROLADOR PID DEL ÁNGULO DE *pitch*.

Configuración del controlador PID del ángulo de <i>pitch</i>	Valor
Proportional (P)	0,08
Integral (I)	0,6
Derivative (D)	0,15
Saturation	[0,20]
Anti-windup Back-Calculation Gain (Kb)	0,5

La sintonización del controlador PID del ángulo de paso se realizó mediante un procedimiento iterativo que busca asegurar una respuesta rápida ante sobrevelocidades sin inducir oscilaciones ni esfuerzos adicionales sobre el sistema aerodinámico. El término proporcional entrega una corrección inmediata cuando la velocidad supera el rango deseado, mientras que la acción integral elimina el error estacionario bajo condiciones sostenidas de viento elevado. El valor reducido asignado a la acción derivada responde a la dinámica natural del sistema aerodinámico, que no requiere una corrección más agresiva.

Este método de sintonización se encuentra alineado con los criterios discutidos en la literatura de control de turbinas eólicas, donde se privilegia una respuesta estable y libre

de resonancias en la regulación del ángulo de *pitch* [5,6].

Para una mejor comprensión del comportamiento de la turbina, sus curvas características de potencia en función de la velocidad del viento y el ángulo de paso se muestran a continuación:

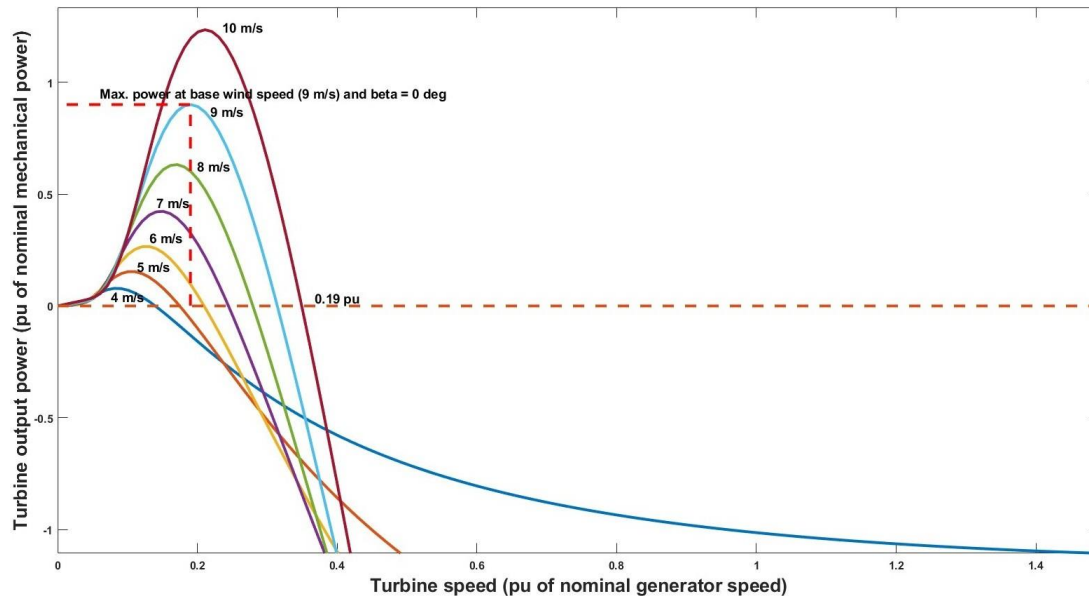


Figura 2.3. Curvas características de la turbina eólica.

2.1.2. Máquina Síncrona de Imán Permanente (PMSM)

La energía mecánica generada por la turbina eólica se transforma posteriormente en energía eléctrica mediante una Máquina Síncrona de Imán Permanente (*PMSM*). Este tipo de máquina es ampliamente utilizada en aplicaciones eólicas de pequeña y mediana escala debido a su alta eficiencia, bajo mantenimiento y buena respuesta dinámica [7,8].

El bloque *Permanent Magnet Synchronous Machine* de MATLAB/Simulink modela una máquina trifásica con devanados del estator conectados en estrella y un rotor con imanes permanentes. En este caso, se emplea un modelo de *Back-EMF* senoidal, consistente con las características de máquinas comerciales de imanes permanentes diseñadas para operación a velocidades variables [9].

Los parámetros eléctricos y mecánicos del *PMSM*, como la inductancia de armadura, la constante de flujo, la inercia del rotor y el número de pares de polos, se presentan en detalle en las Tablas 2.3 y 2.4. Estos valores permiten capturar adecuadamente la dinámica electromecánica y la transferencia de potencia hacia el sistema de conversión *AC-DC*.

Tabla 2.3

CONFIGURACIÓN DEL BLOQUE *Pwrmanwnt Magnwt SYNCHRONOUS MachHNW*.

Configuración Permanent Magnet Synchronous Machine	Valor
Number of phases	3
Back EMF waveform	Senoidal
Rotor type	Round
Mechanical input	Torque (T_m)

Tabla 2.4

PARÁMETROS ELÉCTRICOS Y MECÁNICOS DEL *PMSM*.

Parámetros Permanent Magnet Synchronous Machine	Valor
Stator phase resistance R_s	0,00388 [Ω]
Armature inductance	0,00015 [H]
Machine constant Specify	Flux linkage established
Flux linkage	3,32 [Wb]
Inertia	100 [$kg \cdot m^2$]
Viscous damping	0,5 [$N \cdot m \cdot s$]
Pole pairs	10 [p]
Static friction	10 [$N \cdot m$]
Initial conditions speed	0 [rad/s]
Initial conditions degree	0 [$^\circ$]
Initial conditions current (i_a, i_b)	0,0 [A]
Rotor flux position when theta = 0	90 [$^\circ$] behind phase A

Los parámetros eléctricos y mecánicos seleccionados para el *PMSM* corresponden a valores representativos de generadores de imanes permanentes utilizados en aplicaciones eólicas de pequeña y mediana escala. El flujo magnético, número de polos, resistencia del estator e inductancia se encuentran dentro de los rangos reportados para máquinas diseñadas para operar en un amplio rango de velocidades y entregar una tensión nominal estable sin necesidad de excitación externa. La inercia adoptada refleja el acoplamiento dinámico conjunto de turbina y generador, lo cual permite reproducir adecuadamente la respuesta rotacional ante variaciones del recurso eólico sin introducir efectos no realistas.

La consistencia de estos parámetros con la literatura puede comprobarse en estudios de diseño y modelación de máquinas de imanes permanentes para sistemas eólicos [7] y en trabajos de simulación dinámica de generadores síncronos de imanes permanentes en MATLAB/Simulink orientados a aplicaciones de generación eólica [8].

2.2. Conversión AC-DC

La conversión de la potencia eléctrica generada por el *PMSM* hacia una señal de corriente continua estable constituye la segunda etapa del sistema. Esta sección describe la implementación del puente rectificador controlado mediante tiristores y el filtro *DC* necesario para suavizar la ondulación de corriente y tensión a la salida del rectificador.

El rectificador trifásico controlado cumple la función de ajustar el flujo de potencia hacia el electrolizador regulando el ángulo de disparo de los tiristores, permitiendo controlar la tensión en el enlace *DC* incluso ante variaciones en la velocidad del generador o de la carga. Este tipo de configuración es común en sistemas de conversión de energía eólica y en aplicaciones donde se requiere un ajuste dinámico del flujo de potencia [9]. La Figura 2.4 presenta la conexión empleada en el modelo de simulación en MATLAB/Simulink.

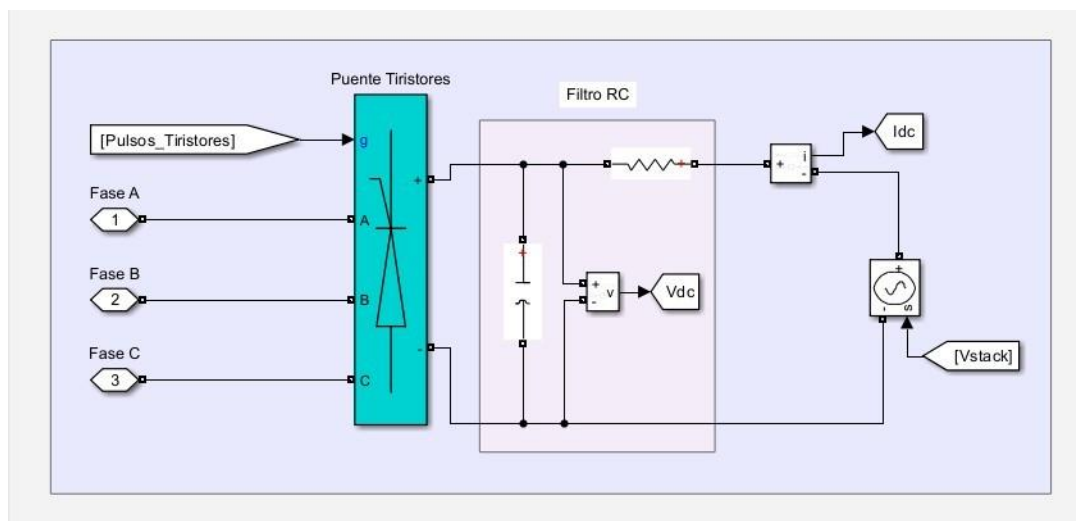


Figura 2.4. Esquema de la conexión del convertidor AC-DC y filtro DC en el modelo de simulación MATLAB/Simulink.

2.2.1. Puente de Tiristores

La tensión trifásica de corriente alterna (AC) proveniente de la Máquina Síncrona de Imán Permanente (*PMSM*) es convertida a corriente continua (DC) mediante un puente rectificador trifásico totalmente controlado, implementado con tiristores. El bloque utilizado en el entorno de simulación incorpora un puente de dispositivos de electrónica de potencia, cada uno con circuitos de *snubber RC* en serie conectados en paralelo. Se implementó la inductancia interna (L_{on}) de los tiristores con un valor configurado igual a cero, opción adecuada para la mayoría de las aplicaciones [3].

Los parámetros de configuración específicos del puente de tiristores se detallan en la Tabla 2.5.

Tabla 2.5
PARÁMETROS DEL PUENTE DE TIRISTORES.

Parámetros puente de tiristores	Valor
Number of bridge arms	3
Snubber resistance (Rs)	1 [$M\Omega$]
Snubber capacitance (Cs)	1 [μF]
On-state Resistance (Ron)	1 [$m\Omega$]
On-state Inductance (Lon)	0 [H]

Con el fin de regular de manera precisa la corriente que circula por el puente rectificador y, por consiguiente, controlar el flujo de potencia hacia la carga *DC*, se implementó un controlador PI encargado de generar el ángulo de disparo adecuado para los tiristores. En este esquema de control por corriente, el cálculo del ángulo de disparo depende directamente del error entre la corriente medida y la referencia definida para el rectificador.

Para lograr esta regulación, se incorpora un controlador PI que determina el ángulo de retardo adecuado para los tiristores, garantizando una respuesta dinámica estable y una transferencia de potencia controlada hacia el bus *DC*. Los parámetros utilizados en la sintonización de este controlador se presentan en la Tabla 2.6, y la Figura 2.5 detalla la conexión realizada en el modelo de simulación.

Tabla 2.6
CONFIGURACIÓN DEL CONTROLADOR PI DE CORRIENTE.

Configuración del Controlador PI del control de corriente	Valor
Proportional (P)	8
Integral (I)	14
Saturation	[0,90]
Antiwindup Back-Calculation Gain (Kb)	150

La estrategia de control se basa en la relación directa entre el ángulo de disparo y la tensión media de salida del rectificador: un incremento en el ángulo reduce la tensión *DC* y, en consecuencia, disminuye la corriente. Por ello, la corriente medida en el enlace *DC* se utiliza como señal de realimentación, comparándose con una referencia definida por la demanda del sistema.

El término proporcional del controlador corrige de manera rápida variaciones bruscas entre la corriente real y la referencia, mientras que el término integral asegura un seguimiento exacto a largo plazo, compensando el rizado inherente del rectificador de seis pulsos. La ganancia *anti-windup* evita que la acción integral sature cuando el ángulo alcanza sus límites físicos, lo que garantiza estabilidad y evita oscilaciones en la transición entre modos de conducción.

Este tipo de regulación PI es ampliamente utilizado en convertidores controlados debido a su sencillez y su capacidad para mantener niveles de corriente estables incluso bajo variaciones significativas del recurso primario o de la carga.

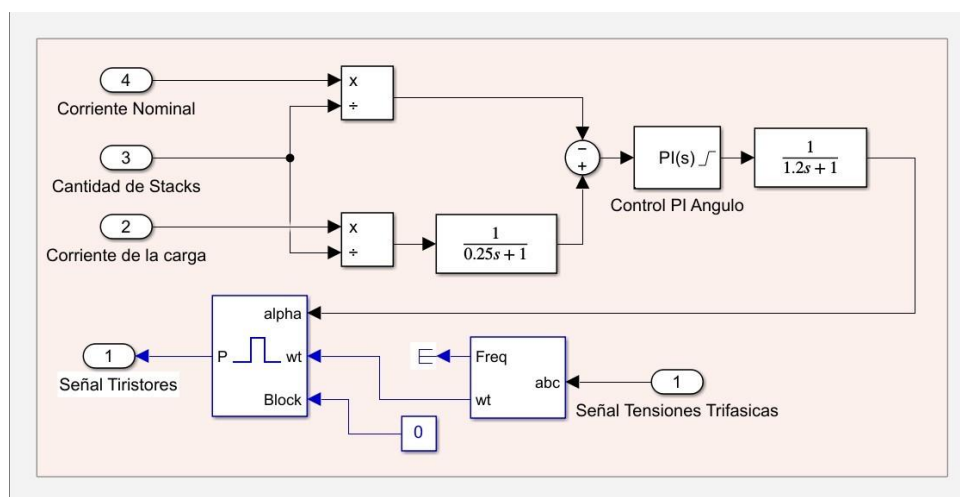


Figura 2.5. Esquema de control de corriente en MATLAB/Simulink.

Los parámetros del controlador PI encargado de regular el ángulo de disparo del rectificador se definieron mediante una sintonización orientada a asegurar estabilidad, seguimiento preciso de la referencia de corriente y ausencia de oscilaciones inducidas por el rizado del enlace *DC*. El término proporcional permite corregir rápidamente desviaciones entre la corriente medida y la referencia, mientras que la acción integral garantiza un seguimiento exacto incluso bajo condiciones de carga variables. La ganancia *anti-windup* se ajustó para evitar saturaciones prolongadas del ángulo de disparo, mejorando la estabilidad global del lazo de control.

Este procedimiento es coherente con los lineamientos de diseño presentados en textos de electrónica de potencia aplicados a convertidores controlados [10] y coincide con aplicaciones modernas de control digital en sistemas de conversión *AC-DC* [11].

2.2.2. Filtro *DC*

Posterior a la etapa de rectificación, la señal de tensión *DC* es sometida a un proceso de filtrado para reducir el rizado y asegurar una señal más estable para la alimentación del electrolizador *PEM*. El filtro implementado corresponde a una topología *RC*, compuesta por una resistencia serie y una capacitancia conectada en paralelo al enlace *DC* [12].

Aunque el diseño del filtro no es el enfoque principal, sus parámetros (resistencia y capacitancia) son dinámicos y varían en función de la carga a la que se somete el modelo.

Los valores iniciales o de diseño de los componentes del filtro se presentan en la Tabla 2.7

Tabla 2.7
PARÁMETROS DEL FILTRO *DC*.

Parámetros del filtro <i>DC</i>	Valor
Capacitancia	150 [mF]
Resistencia	0.04 [Ω]

A continuación se presenta la ecuación utilizada para el dimensionamiento de la capacitancia del filtro en función de la carga.

El rizado de tensión en el bus DC de un rectificador trifásico de seis pulsos filtrado únicamente mediante un condensador puede aproximarse como [12]:

$$\Delta V_{pp} \approx \frac{I_{DC}}{2\pi f_r C} \quad (2.1)$$

donde I_{DC} es la corriente continua media, $f_r = 6f_{ac}$ es la frecuencia de rizado (seis veces la frecuencia de red), C es la capacitancia del condensador de bus DC y ΔV_{pp} es el rizado de tensión pico a pico permitido. Despejando la capacitancia requerida [12]:

$$C = \frac{I_{DC}}{2\pi f_r \Delta V_{pp}} \quad (2.2)$$

Para el caso de estudio se considera una corriente nominal $I_{DC} = 4800$ A, una red de $f_{ac} = 50$ Hz ($f_r = 300$ Hz) y un rizado objetivo de $\Delta V_{pp} \approx 20$ V sobre una tensión continua de aproximadamente $V_{DC} \approx 4,8$ kV. Sustituyendo estos valores en (2.2) se obtiene:

$$C \approx \frac{4800}{2\pi \cdot 300 \cdot 20} \approx 0,13 \text{ F} \quad (2.3)$$

por lo que se selecciona un valor normalizado de $C = 150$ mF, el cual limita el rizado de tensión del bus DC a del orden de $\Delta V_{pp} \approx 17$ V.

El valor de capacitancia adoptado para el filtro DC se seleccionó con el propósito de limitar el rizado de tensión a niveles inferiores al 1 % respecto de la tensión nominal, criterio ampliamente aceptado en rectificadores de seis pulsos conectados a cargas sensibles. El cálculo mínimo indica que una capacitancia cercana a 0,13 F es suficiente para cumplir con el rizado objetivo; sin embargo, se seleccionó un valor ligeramente mayor con el fin de incorporar un margen de estabilidad ante variaciones de corriente y dinámicas propias del electrolizador.

Este enfoque es consistente con los resultados presentados en estudios comparativos de filtros pasivos en enlaces DC , donde un aumento moderado de la capacitancia mejora la estabilidad del bus sin comprometer la respuesta dinámica del sistema [12].

2.3. Carga PEM: Modelo del Electrolizador

El electrolizador de membrana de intercambio protónico (PEM) constituye el componente central del sistema para la producción de hidrógeno. Para analizar su comportamiento ante dinámicas de temperatura y su interacción con las fuentes de energía variables, el electrolizador PEM se modela como un circuito equivalente que capta sus características eléctricas y electroquímicas fundamentales. Este modelo se compone de una resistencia variable, que representa las pérdidas óhmicas de la membrana, y una fuente de voltaje controlada que simula el voltaje de la celda [1, 13].

El voltaje total de la celda (V_{cell}) es la suma de una tensión reversible y varias sobretensiones (activación, óhmica y concentración), todas las cuales dependen de la corriente de operación y la temperatura interna de la celda. De manera similar, la resistencia de

la membrana varía con la temperatura [1]. A continuación, se detallan los parámetros y las ecuaciones que definen el comportamiento de este modelo de electrolizador *PEM*. La Figura 2.6 muestra la conexión empleada en el modelo de simulación en MATLAB/Simulink.

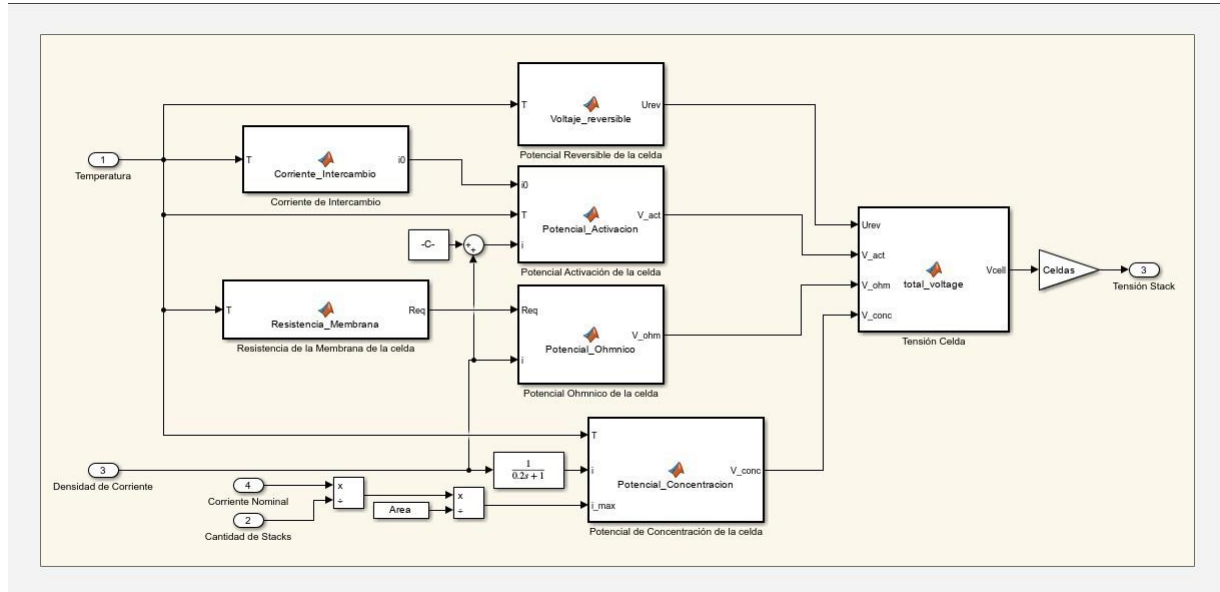


Figura 2.6. Esquema de estimación de tensión de celda *PEM* en MATLAB/Simulink.

Los parámetros electroquímicos empleados en el modelo de la celda *PEM* (conductividad, corriente de intercambio, energías de activación, coeficientes de concentración y parámetros de la curva de polarización) provienen de valores característicos reportados en estudios experimentales de electrolizadores y celdas *PEM* comerciales. Estos valores permiten reproducir con fidelidad la forma general de la curva tensión–corriente, incluyendo la región de activación, el tramo dominado por pérdidas óhmicas y la zona de concentración a altas densidades de corriente.

La consistencia de estos parámetros con la literatura está sustentada en trabajos de referencia sobre teoría y práctica de dispositivos *PEM* [13] y en estudios experimentales de validación de modelos equivalentes dinámicos utilizados en entornos de simulación [1, 9, 14–16].

2.3.1. Resistencia óhmica de la membrana

La resistencia óhmica de la membrana, designada como R_{ohm} (o R_{eq} en el contexto de la función de cálculo), representa la resistencia al paso de protones a través de la membrana de intercambio protónico (*PEM*) del electrolizador. Las pérdidas óhmicas son una de las principales contribuciones a las caídas de voltaje en las celdas electrolíticas y, por ende, impactan directamente la eficiencia del proceso de electrólisis [1].

El modelo para determinar la resistencia óhmica de la membrana se basa en la conductividad iónica de esta, la cual es fuertemente dependiente de la temperatura. La relación utilizada para calcular la conductividad de la membrana (σ) es la siguiente:

$$\sigma = \sigma_{ref} \cdot \exp \left(-\frac{E_{pro}}{R} \cdot \frac{1}{T} - \frac{1}{T_{ref}} \right)$$

Una vez determinada la conductividad, la resistencia óhmica R_{ohm} se calcula a partir del espesor de la membrana (t_m):

$$R_{ohm} = \frac{t_m}{\sigma}$$

Los términos y variables involucrados en estas ecuaciones se definen como:

- R_{ohm} : Resistencia óhmica equivalente de la membrana (en $\Omega \cdot cm^2$). Es un factor crítico en la caracterización de las pérdidas de voltaje y la eficiencia de la celda.
- σ : Conductividad iónica o protónica de la membrana (en S/cm). Este parámetro es crucial, ya que determina la facilidad con la que los protones pueden transitar a través de la membrana. Una mayor conductividad se traduce en una menor resistencia.
- σ_{ref} : Conductividad de referencia de la membrana (en S/cm), medida bajo condiciones específicas de temperatura.
- T_{ref} : Temperatura de referencia (en K) a la cual se establece σ_{ref} .
- E_{pro} : Energía de activación para la conducción protónica a través de la membrana (en $J/(mol)$). Este valor representa la barrera energética mínima que deben superar los protones para moverse a través del material de la membrana.
- R : Constante universal de los gases ideales (en $J/(mol \cdot K)$).
- t_m : Espesor físico de la membrana (en cm). La resistencia óhmica es directamente proporcional al espesor de la membrana.
- T : Temperatura de operación actual de la celda *PEM* (en K). Esta es una variable dinámica cuyo valor influye significativamente en la conductividad de la membrana; un aumento en la temperatura generalmente mejora la conductividad protónica, resultando en una disminución de la resistencia óhmica.

Los parámetros constantes utilizados en el modelo para el cálculo de R_{ohm} se presentan en la Tabla 2.8.

Tabla 2.8

PARÁMETROS DE LA RESISTENCIA ÓHMICA DE LA MEMBRANA.

Parámetros de resistencia térmica	Valor
σ_{ref}	0,095 [$\frac{S}{cm}$]
T_{ref}	353,15 [K]
E_{pro}	12000 [$\frac{J}{mol}$]
t_m	0,005 [cm]
R	8,314 [$\frac{J}{mol \cdot K}$]

2.3.2. Tensión óhmica (V_{ohm})

La tensión óhmica (V_{ohm}) en un electrolizador *PEM* cuantifica la caída de potencial eléctrico que ocurre a través de la resistencia interna del dispositivo cuando una corriente eléctrica I fluye a través de él. Esta caída de tensión se atribuye principalmente a la resistencia del transporte de iones (protones) a través de la membrana de intercambio protónico, así como a las resistencias de los componentes conductores de electrones, como los electrodos y los colectores de corriente. En el modelo propuesto, esta tensión de caída está directamente vinculada a la resistencia óhmica total del electrolizador (R_{ohm}), la cual se expresa directamente en ohms [13].

La relación que describe la tensión óhmica es una aplicación directa de la Ley de Ohm:

$$V_{ohm} = I \cdot R_{ohm}$$

Donde:

- I : Representa la corriente total que atraviesa la celda del electrolizador (en amperes). Esta es una variable dinámica que depende de las condiciones de operación del sistema.
- R_{ohm} : Es la resistencia óhmica total de la celda (en ohms). Su valor se obtiene a partir de la función de resistencia de membrana y varía con la temperatura y los parámetros intrínsecos de la membrana.

2.3.3. Tensión reversible (U_{rev})

La tensión reversible (U_{rev}), también conocida como tensión de Nernst o voltaje de circuito abierto (*OCV*), representa el potencial termodinámico mínimo requerido para que ocurra la reacción de electrólisis del agua en una celda *PEM* bajo condiciones ideales (sin pérdidas). Es la tensión a la cual la reacción electroquímica está en equilibrio y, teóricamente, es la tensión más baja a la que el agua puede ser dividida en hidrógeno y oxígeno [13].

La ecuación utilizada para determinar la tensión reversible en función de la temperatura es la siguiente [13]:

$$U_{rev} = 1,5184 - 1,5421 \cdot 10^{-3} \cdot T + 9,523 \cdot 10^{-5} \cdot T \cdot \log(T) + 9,84 \cdot 10^{-8} \cdot T^2$$

Donde:

- U_{rev} : Es la tensión reversible (en volts).
- T : Es la temperatura de operación actual de la celda (en kelvin), siendo la única variable dinámica que influye directamente en este valor.

2.3.4. Corriente de intercambio (i_0)

La corriente de intercambio (i_0) representa la densidad de corriente neta en el electrodo cuando la reacción electroquímica está en equilibrio, es decir, cuando no hay un flujo de corriente externo o una sobretensión aplicada.

En este punto de equilibrio, las tasas de las reacciones anódica (oxidación) y catódica (reducción) son iguales en magnitud pero opuestas en dirección. Es un indicador de la cinética inherente de las reacciones electroquímicas en la superficie del electrodo. Una mayor corriente de intercambio significa una cinética de reacción más rápida y, por lo tanto, una menor sobretensión de activación [1, 13].

La ecuación que describe la variación de la corriente de intercambio con la temperatura es [1, 13]:

$$i_0 = i_{0_ref} \cdot \exp \left(-\frac{E_{act}}{R} \cdot \frac{1}{T} - \frac{1}{T_{ref}} \right)$$

Donde:

- i_0 : Es la corriente de intercambio (en A/cm^2).
- i_{0_ref} : Es la corriente de intercambio de referencia (en A/cm^2), medida a una temperatura específica.
- T_{ref} : Es la temperatura de referencia (en kelvin) a la cual se establece i_{0_ref} .
- E_{act} : Es la energía de activación para las reacciones electroquímicas (en $J/(mol)$). Este valor representa la barrera energética que los reactivos deben superar para formar productos en la superficie del electrodo.
- R : Es la constante universal de los gases ideales (en $J/(mol \cdot K)$).
- T : Es la temperatura de operación actual de la celda (en kelvin), una variable dinámica que afecta significativamente la cinética de reacción. Un aumento en la temperatura generalmente incrementa la corriente de intercambio, lo que reduce las pérdidas por activación.

Los parámetros fijos para el cálculo de i_0 se presentan en la Tabla 2.9.

Tabla 2.9

PARÁMETROS PARA EL CÁLCULO DE LA CORRIENTE DE INTERCAMBIO.

Parámetros corriente de intercambio	Valor
i_{0_ref}	0,1 $\left[\frac{A}{cm^2}\right]$
T_{ref}	353,15 [K]
E_{act}	88000 $\left[\frac{J}{mol}\right]$
R	8,314 $\left[\frac{J}{mol \cdot K}\right]$

Tensión de activación (V_{act})

La tensión de activación (V_{act}), o sobretensión de activación, representa la pérdida de tensión asociada con la cinética lenta de las reacciones electroquímicas que ocurren en la superficie de los electrodos (ánodo y cátodo). Para que las reacciones de oxidación del agua y reducción de protones ocurran a una velocidad significativa, se requiere un extra de voltaje que impulse los procesos fuera del equilibrio termodinámico.

Esta sobretensión es más prominente a bajas densidades de corriente y está influenciada por la naturaleza de los materiales catalizadores, la temperatura y la corriente de intercambio [13].

La ecuación que determina la tensión de activación es:

$$V_{act} = \frac{R \cdot T}{F} \cdot \log \frac{i}{i_0}$$

Donde:

- V_{act} : Es la tensión de activación (en volts).
- R : Es la constante universal de los gases ideales (en $J/(mol \cdot K)$).
- T : Es la temperatura de operación actual de la celda (en kelvin), una variable dinámica.
- F : Es la constante de Faraday (en C/mol), que representa la carga de un mol de electrones.
- i : Es la densidad de corriente dinámica que atraviesa la celda (en A/cm^2).
- i_0 : Es la corriente de intercambio (en A/cm^2), que, como se explicó, depende de la temperatura.

Para evitar indeterminaciones matemáticas (logaritmos de cero o negativos), el argumento del logaritmo se protege utilizando un valor mínimo seguro para i e i_0 en la implementación. Los parámetros fijos F y R se incluyen en la Tabla 2.10.

Tabla 2.10

PARÁMETROS PARA EL CÁLCULO DE LA TENSIÓN DE ACTIVACIÓN.

Parámetros tensión de activación	Valor
F	96485 $[\frac{C}{mol}]$
R	8,314 $[\frac{J}{mol \cdot K}]$

2.3.5. Tensión de concentración (V_{conc})

La tensión de concentración (V_{conc}), o sobretensión de concentración, surge debido a las limitaciones en el transporte de masa de los reactivos hacia la superficie de los electrodos o de los productos lejos de ella. A altas densidades de corriente, los reactivos (agua en el ánodo, protones en el cátodo) pueden agotarse en la interfaz electrodo–membrana,

o los productos (oxígeno e hidrógeno) pueden acumularse, creando gradientes de concentración que dificultan la reacción. Esto requiere un voltaje adicional para mantener la reacción, aumentando la tensión total de la celda. Esta sobretensión se vuelve significativa a densidades de corriente cercanas a la densidad de corriente límite [13].

La ecuación para la tensión de concentración es:

$$V_{conc} = B \cdot \log \left(1 - \frac{i}{i_{max}} \right)$$

Donde:

- V_{conc} : Es la tensión de concentración (en volts).
- B : Es el coeficiente de concentración (en volts), un parámetro empírico que depende de las propiedades de los materiales y las condiciones de operación. Su valor es típicamente negativo.
- i : Es la densidad de corriente dinámica que atraviesa la celda (en A/cm^2).
- i_{max} : Es la densidad de corriente máxima o limitante (en A/cm^2), que representa la densidad de corriente a partir de la cual el transporte de masa se convierte en el factor dominante que limita la reacción.

Para prevenir errores de cálculo (logaritmos de cero o números negativos), el argumento del logaritmo se protege con un valor mínimo positivo en la implementación del modelo.

Los parámetros fijos, como el coeficiente B y la densidad de corriente máxima i_{max} , se detallan en la Tabla 2.11.

Tabla 2.11
PARÁMETROS DEL POTENCIAL DE CONCENTRACIÓN.

Parámetros potencial de concentración	Valor
B	0,055
i_{max}	Corriente nominal/Área $\left[\frac{A}{cm^2} \right]$

2.3.6. Tensión de celda (V_{cell})

La tensión de celda (V_{cell}) representa el voltaje total que debe aplicarse a una celda de electrolizador PEM para mantener una corriente de electrólisis determinada. Es la suma de las diferentes componentes de voltaje que caracterizan el funcionamiento electroquímico y cinético de la celda [1, 13].

La ecuación para la tensión de celda es la suma de la tensión reversible y las sobretensiones de activación, concentración y la componente óhmica:

$$V_{cell}(t) = U_{rev}(T) + V_{act}(j, T) + V_{ohm}(j, T) + V_{conc}(j),$$

Donde:

- U_{rev} : Es la tensión reversible, el potencial termodinámico mínimo para la electrólisis.
- V_{act} : Es la sobretensión de activación, asociada a la cinética de las reacciones en los electrodos.
- V_{conc} : Es la sobretensión de concentración, relacionada con las limitaciones en el transporte de masa.
- V_{ohm} : Es la caída de potencial eléctrico que ocurre a través de la resistencia interna del dispositivo.

La curva de polarización del electrolizador es una representación teórica fundamental que describe la relación entre la tensión de celda y la densidad de corriente bajo condiciones de operación constantes. Este tipo de curva permite analizar cómo influyen los distintos fenómenos de pérdida (activación, resistencia óhmica y concentración) en el incremento del voltaje requerido a medida que aumenta la corriente. Su forma característica muestra la transición desde la región de activación en bajas densidades de corriente, pasando por un tramo prácticamente lineal dominado por pérdidas óhmicas, hasta la denominada “cola” asociada a limitaciones de transporte de masa en corrientes elevadas. La Figura 2.7 presenta una curva de polarización típica utilizada como referencia teórica en electrolizadores PEM.

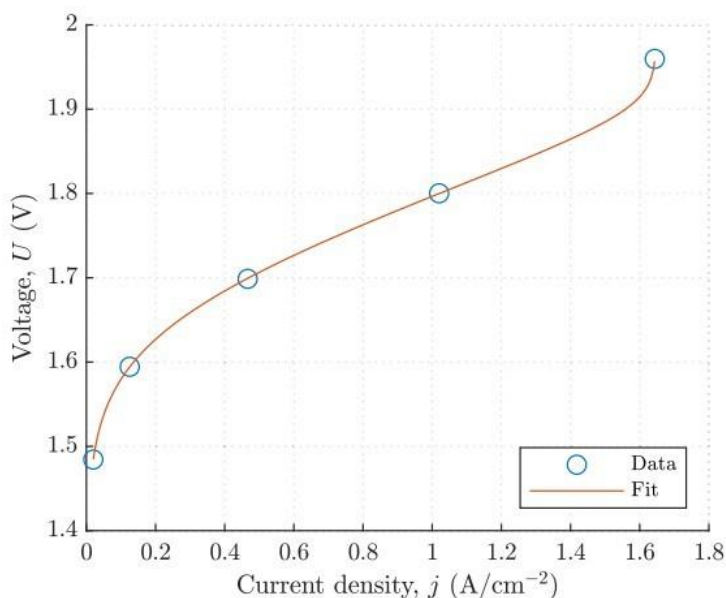


Figura 2.7. Curva de polarización de una celda PEM [1].

2.4. Modelo Dinámico de la Temperatura

El comportamiento térmico del electrolizador es un aspecto crucial para su operación eficiente y segura, ya que la temperatura interna de la celda influye directamente en sus características electroquímicas y en la durabilidad de componentes como la membrana de intercambio protónico. Para capturar la evolución temporal de esta temperatura, se

implementa un modelo térmico dinámico en Simulink que considera tanto las ganancias de calor debidas a los sobrepotenciales electroquímicos como las pérdidas asociadas a los mecanismos de convección y radiación hacia el entorno.

El esquema térmico se construye utilizando el bloque *Thermal Mass*, que modela la capacidad térmica total de la celda y permite integrar en el tiempo el balance energético para obtener la temperatura instantánea. A este elemento se le conectan las fuentes de calor generadas en el modelo electroquímico, así como las pérdidas térmicas externas. Para la medición de la temperatura se emplea el bloque *Temperature Sensor*, que entrega la temperatura simulada en formato físico y permite utilizarla como realimentación dentro de los algoritmos de control térmico. Complementariamente, se incorpora el bloque *Conductive Heat Transfer*, el cual representa las pérdidas naturales hacia el ambiente. Finalmente, un sumador térmico integra todas las contribuciones de calor (generación, pérdidas pasivas y refrigeración activa) obteniendo así el calor total aplicado a la celda.

La Figura 2.8 muestra la interconexión de estos bloques dentro del modelo térmico implementado.

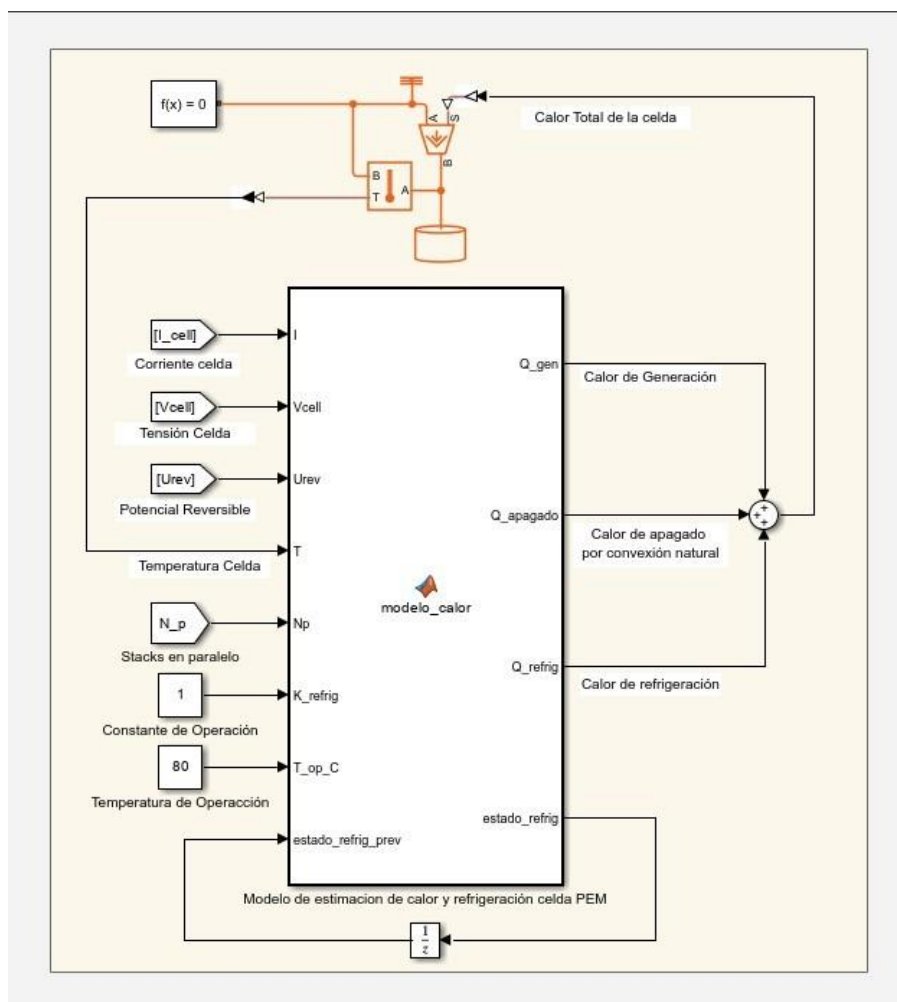


Figura 2.8. Esquema de conexión del modelo de temperatura de una celda PEM en MATLAB/Simulink

Las principales fuentes de calor y los mecanismos de refrigeración considerados en este modelo son:

2.4.1. Calor de Generación (Q_{gen})

El término de Calor de Generación (Q_{gen}) corresponde a la potencia térmica producida como consecuencia directa de las pérdidas electroquímicas inherentes al proceso de electrólisis. Dichas pérdidas provienen de las sobretensiones de activación, óhmica y de concentración, las cuales elevan la tensión real de operación por encima de la tensión reversible U_{rev} [1].

En el modelo implementado, este aporte térmico se calcula directamente mediante [1]:

$$Q_{gen} = \frac{I_{cell} (V_{cell} - U_{rev})}{N_p},$$

donde:

- Q_{gen} es la potencia térmica generada (en W),
- I_{cell} es la corriente total del electrolizador (en A),
- V_{cell} es la tensión real de la celda (en V),
- U_{rev} es la tensión reversible termodinámica (en V),
- N_p es el número de ramas en paralelo (en este caso, $N_p = 2$).

Este calor es el principal responsable del aumento de la temperatura interna del *stack*, ya que representa exactamente la diferencia entre la potencia eléctrica disipada y la potencia asociada a la reacción electroquímica ideal.

2.4.2. Calor de Apagado ($Q_{apagado}$)

El Calor de Apagado ($Q_{apagado}$) modela las pérdidas térmicas pasivas que se producen desde la superficie externa del electrolizador hacia el ambiente cuando existe una diferencia de temperatura entre ambos. Estas pérdidas no dependen del régimen eléctrico, sino única y exclusivamente de la temperatura interna del *stack* y de las propiedades del entorno.

Este término permite representar el comportamiento térmico del electrolizador en condiciones de baja carga o ausencia total de potencia eléctrica, siendo especialmente relevante para describir los periodos de enfriamiento del sistema y la tendencia natural del *stack* a retornar hacia la temperatura ambiente. Su inclusión es fundamental para capturar adecuadamente la dinámica térmica global del modelo, incluso cuando las fuentes internas de generación de calor son nulas.

En el modelo se consideran simultáneamente dos mecanismos:

1. **Convección natural**, mediante un coeficiente dependiente linealmente del salto térmico:

$$h_{nat} = \max(h_{min}, \min(h_0 + k_h \Delta T, h_{max})),$$

donde $\Delta T = T - T_{amb}$.

La expresión anterior corresponde a una formulación empírica acotada del coeficiente de convección natural, cuyo objetivo es representar de forma simplificada el aumento de la transferencia de calor convectiva a medida que se incrementa la diferencia de temperatura entre el *stack* y el ambiente. El término $h_0 + k_h \Delta T$ modela el crecimiento progresivo del coeficiente convectivo debido a la intensificación de las corrientes de flotación térmica del aire circundante.

El uso de los operadores $\min(\)$ y $\max(\)$ permite imponer límites físicos al valor de h_{nat} . En particular, h_{min} representa un coeficiente mínimo asociado a condiciones de convección natural débil, mientras que h_{max} fija un valor máximo coherente con regímenes de convección natural intensificada, evitando valores no realistas que podrían aparecer para saltos térmicos elevados. Esta formulación asegura estabilidad numérica del modelo y consistencia física en todo el rango de temperaturas analizado.

2. Radiación linealizada, modelada mediante:

$$h_{rad} = 6 \epsilon_s \sigma T_{film}^3, \quad T_{film} = \frac{T + T_{amb}}{2}.$$

La transferencia de calor por radiación se incorpora mediante una linealización alrededor de la temperatura de película T_{film} , lo que permite integrar este mecanismo directamente dentro del balance energético del sistema sin introducir términos altamente no lineales. Esta aproximación es válida para los rangos de temperatura típicos de operación de electrolizadores PEM y es ampliamente utilizada en modelos térmicos de sistemas electroquímicos.

El coeficiente térmico equivalente se define como:

$$h_{eq} = h_{nat} + h_{rad}.$$

Así, el flujo térmico pasivo corresponde a:

$$Q_{apagado} = -h_{eq} A_{ext} (T - T_{amb}),$$

donde A_{ext} es el área superficial efectiva del *stack*. El signo negativo indica que el flujo térmico actúa en sentido opuesto al gradiente de temperatura, extrayendo calor del sistema cuando la temperatura del electrolizador es superior a la del ambiente.

Este término captura adecuadamente la disipación natural que se produciría incluso con el electrolizador sin carga eléctrica, representando la tendencia del sistema a volver hacia la temperatura ambiente, tal como se describe en [17].

2.4.3. Calor de Refrigeración Activa (Q_{refrig})

El término de Refrigeración Activa (Q_{refrig}) representa un mecanismo de extracción de calor que se activa únicamente cuando la temperatura del *stack* alcanza un umbral de operación T_{op} . Este umbral se entrega como parámetro del modelo (por ejemplo, 80 °C).

A diferencia de la disipación pasiva, que depende únicamente del salto térmico, la refrigeración activa se calcula de forma idealizada para mantener la temperatura regulada alrededor del setpoint. El modelo implementado ejecuta los siguientes pasos:

1. Determina si la condición de activación se cumple:

$$\text{Si } T \geq T_{op} \Rightarrow \text{estado_refrig} = 1.$$

2. Evalúa el calor total sin refrigeración:

$$Q_{\text{tot},sr} = Q_{\text{gen}} + Q_{\text{apagado}}.$$

3. Calcula el calor requerido para anular dicho aporte:

$$Q_{\text{refrig}}^{\text{eq}} = -Q_{\text{tot},sr}.$$

4. Aplica una ganancia K_{refrig} (normalmente unitaria):

$$Q_{\text{refrig}} = K_{\text{refrig}} Q_{\text{refrig}}^{\text{eq}}.$$

5. Limita físicamente el flujo térmico:

$$Q_{\text{refrig}} \geq -Q_{\text{ref,max}}, \quad Q_{\text{refrig}} \leq 0.$$

Esta formulación garantiza que:

$$Q_{\text{gen}} + Q_{\text{apagado}} + Q_{\text{refrig}} \approx 0, \quad \text{cuando } T \geq T_{op},$$

permitiendo que la temperatura permanezca prácticamente constante sin riesgo de sobre-enfriamiento. La restricción $Q_{\text{refrig}} \leq 0$ asegura que la refrigeración activa nunca actúe como un aporte de calor, reproduciendo el funcionamiento físico de ventiladores o intercambiadores térmicos reales.

Este enfoque coincide con estrategias de control térmico simplificado utilizadas en modelos dinámicos de electrolizadores expuestos en [17].

2.4.4. Modelo Térmico Global en MATLAB/Simulink

La integración de los diferentes flujos de calor se realiza en un modelo térmico implementado en MATLAB/Simulink. Este modelo simula el comportamiento térmico global de la celda PEM considerando el balance energético. La potencia térmica neta resultante de la suma del calor de generación y las potencias asociadas a la refrigeración (apagado y por ventiladores) es la que determina la variación de la temperatura interna de la celda [13]. La relación fundamental que rige la dinámica térmica es:

$$m \cdot C_p \cdot \frac{dT}{dt} = P_{\text{net}}$$

Donde:

- m : Es el peso promedio de la celda del electrolizador (en kg), un parámetro fijo.
- C_p : Es el calor específico del material de la celda (en $J/(kg \cdot K)$), un parámetro fijo.

- $\frac{dT}{dt}$: Representa la tasa de cambio de la temperatura de la celda con respecto al tiempo.
- P_{net} : Es la potencia térmica neta que entra o sale de la celda (en W), resultado de Q_{gen} menos las potencias asociadas a la refrigeración y al enfriamiento pasivo.

Mediante este balance de energía, el modelo es capaz de predecir la temperatura interna de la celda a lo largo del tiempo, tomando como referencia el peso y el calor específico de la celda, los cuales son factores intrínsecos de su diseño.

Los parámetros fijos para el modelo térmico se presentarán en la siguiente Tabla:

Tabla 2.12
TABLA PARÁMETROS MODELO TÉRMICO STACK PEM

Parámetros modelo Térmico Stack PEM	Valor
m	20 [kg]
C_p	900 $\left[\frac{J}{kg \cdot K}\right]$

Los parámetros térmicos adoptados, como la masa equivalente y la capacidad calorífica efectiva, representan valores aproximados de celdas PEM de mediana potencia, donde la inercia térmica puede modelarse mediante un volumen homogéneo sin necesidad de recurrir a modelos tridimensionales más complejos. Esta aproximación permite capturar adecuadamente la evolución temporal de la temperatura bajo condiciones dinámicas de operación y simular el equilibrio entre el calor generado por las pérdidas electroquímicas y el calor disipado hacia el ambiente o a través de sistemas de refrigeración.

Este enfoque es coherente con los modelos de gestión térmica descritos en revisiones recientes sobre el comportamiento térmico de electrolizadores y celdas PEM [17].

2.4.5. Configuración del Stack PEM Utilizado

El electrolizador modelado en este trabajo está compuesto por dos *stacks* PEM conectados en paralelo, cada uno formado por 200 celdas individuales conectadas en serie. Esta configuración permite aumentar la capacidad total de corriente del sistema sin modificar la tensión nominal por celda, lo que es consistente con la arquitectura utilizada en electrolizadores industriales de mediana y alta potencia [1, 13].

Cada celda cuenta con un área activa de 1200 cm^2 , valor representativo de celdas comerciales utilizadas en aplicaciones de producción continua de hidrógeno. Con esta área activa, y considerando una densidad de corriente nominal de 2 A/cm^2 , la corriente total nominal esperada por celda es:

$$I_{nom} = 2 \text{ A/cm}^2 \times 1200 \text{ cm}^2 = 2400 \text{ A}.$$

Dado que los dos *stacks* se encuentran conectados en paralelo, la capacidad total de corriente del sistema asciende a:

$$I_{nom, total} = 2 \times 2400 \text{ A} = 4800 \text{ A}.$$

Respecto de la configuración eléctrica interna, la tensión por celda se mantiene en el rango característico de operación electroquímica (entre 1,6 y 2,2 V). Al multiplicar la tensión por celda por el número de unidades en serie (200), se obtiene la tensión nominal estimada del *stack*:

$$V_{\text{stack}} \approx 200 \times V_{\text{cell}} \approx 440 \text{ V.}$$

Este valor es coherente con la tensión total observada en las simulaciones y con los rangos especificados para electrolizadores *PEM* modulares [9,14].

En conjunto, los parámetros adoptados (número de celdas, área activa, densidad de corriente nominal, conexión en paralelo y tensión por celda) configuran un electrolizador representativo de aplicaciones reales de producción de hidrógeno a partir de energías renovables. Esta configuración asegura que los resultados obtenidos en los escenarios dinámicos analizados sean comparables con sistemas existentes y que la respuesta electroquímica y térmica del modelo se mantenga dentro de los rangos observados experimentalmente en la literatura.

2.5. Producción de Hidrógeno

La estimación de la producción de hidrógeno es un elemento fundamental para evaluar el desempeño global del sistema de electrólisis. En este trabajo se implementan dos métodos complementarios para determinar la cantidad de hidrógeno generada por el electrolizador *PEM*, permitiendo analizar el proceso tanto desde una perspectiva electroquímica como energética [9,13].

- El primer método se basa en la Ley de Faraday, la cual establece que la producción de hidrógeno es directamente proporcional a la corriente que circula por la celda. Este enfoque, ampliamente utilizado en la literatura, asume una eficiencia faradaica cercana a la unidad y permite obtener la producción de forma directa a partir del flujo de carga eléctrica aplicado [13].
- El segundo método corresponde a una estimación basada en la potencia eléctrica entregada al electrolizador. En este enfoque, la producción de hidrógeno se relaciona con la energía mínima necesaria para disociar la molécula de agua, representada por el potencial reversible. Este método permite evaluar el proceso desde una perspectiva energética, considerando explícitamente la potencia disponible y la eficiencia asociada a la conversión [3,4].

Ambos métodos permiten obtener la producción de hidrógeno en términos de moles, masa y volumen, lo cual facilita la comparación de resultados bajo diferentes escenarios de operación y proporciona una visión más completa del rendimiento del sistema.

2.5.1. Método por ley de Faraday

2.5.1.a. Tasa de Producción Molar de Hidrógeno (N_{H_2})

La tasa a la que se genera hidrógeno molecular se basa directamente en la Ley de Faraday, que establece una relación proporcional entre la cantidad de electricidad que

pasa a través de una celda electroquímica y la cantidad de sustancia producida [2, 13]. Para la electrólisis del agua, la reacción en el cátodo ($2H^+ + 2e^- \rightarrow H_2$) indica que se requiere el paso de dos moles de electrones para producir un mol de hidrógeno.

La tasa de producción molar instantánea de hidrógeno se calcula mediante la siguiente ecuación:

$$N_{H_2} = \frac{I_{cell}}{2 \cdot F}$$

Donde:

- N_{H_2} : Es la tasa de producción molar de hidrógeno (en mol/s).
- I_{cell} : Es la corriente total que atraviesa el stack del electrolizador (en A). Esta es una variable dinámica que varía con las condiciones de operación [9].
- 2: Representa el número de moles de electrones requeridos por cada mol de hidrógeno molecular (H_2) producido.
- F : Es la constante de Faraday (en C/mol), que equivale a la carga eléctrica de un mol de electrones. Es un parámetro fijo, cuyo valor se presentó anteriormente en la Tabla 2.10.

2.5.1.b. Tasa de Producción de Masa de Hidrógeno ($M_{H_2_prod}$)

A partir de la tasa de producción molar de hidrógeno, es posible calcular la masa de hidrógeno generada por unidad de tiempo. Esta conversión es esencial para aplicaciones donde la producción se cuantifica en términos de masa, como en sistemas de almacenamiento de hidrógeno [14].

La masa de hidrógeno producida por segundo se determina multiplicando el flujo molar por la masa molar del hidrógeno:

$$M_{H_2_prod} = N_{H_2} \cdot M_{H_2}$$

Donde:

- $M_{H_2_prod}$: Es la tasa de producción de masa de hidrógeno (en kg/s).
- N_{H_2} : Es la tasa de producción molar de hidrógeno (en mol/s), calculada previamente.
- M_{H_2} : Es la masa molar del hidrógeno molecular (en kg/mol), un parámetro fijo. Su valor es aproximadamente $2,016 \times 10^{-3} kg/mol$ (o $2,016 g/mol$).

2.5.1.c. Tasa de Producción Volumétrica de Hidrógeno ($V_{H_2_prod}$)

Para comprender el volumen de hidrógeno generado, especialmente en aplicaciones de almacenamiento o transporte donde se manejan gases, la tasa de producción molar se convierte en una tasa de producción volumétrica utilizando la ley de los gases ideales.

Esta conversión es crucial, ya que el volumen de un gas depende significativamente de su temperatura y presión.

La tasa de producción volumétrica de hidrógeno se calcula como:

$$V_{H_2_prod} = \frac{N_{H_2} \cdot R \cdot T_{celda}}{P_{ambiente}} \cdot 1000$$

Donde:

- $V_{H_2_prod}$: Es la tasa de producción volumétrica de hidrógeno (en L/s). El factor de 1000 se aplica para la conversión de m^3 a litros.
- N_{H_2} : Es la tasa de producción molar de hidrógeno (en mol/s).
- R : Es la constante universal de los gases ideales (en $J/(mol \cdot K)$), un parámetro fijo, cuyo valor se presentó anteriormente en la Tabla 2.8.
- T_{celda} : Es la temperatura dinámica de la celda del electrolizador (en K) en el momento de la producción. Esta variable es la salida del modelo térmico dinámico.
- $P_{ambiente}$: Es la presión ambiente (en Pa), asumiendo que el hidrógeno se colecta a presión atmosférica (101.325 Pa).

La Figura 2.9 muestra el esquema de conexión utilizado en el modelo de simulación para implementar ambos métodos de estimación de producción de hidrógeno. En este subsistema se integran las señales provenientes del electrolizador, tales como la corriente, la tensión y la potencia instantánea, permitiendo calcular simultáneamente la producción faradaica y la estimada por potencia. Esta estructura facilita la comparación entre ambos métodos y asegura una representación coherente del proceso de electrólisis dentro del entorno de simulación.

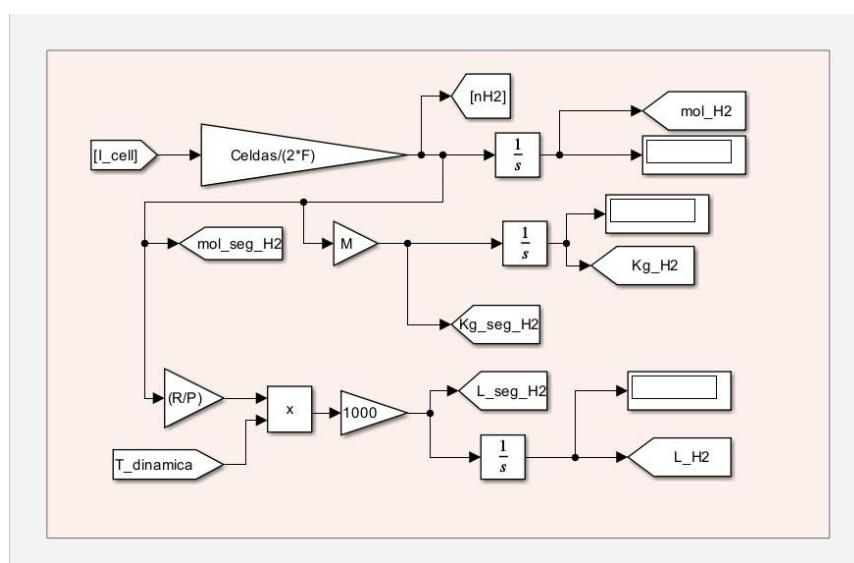


Figura 2.9. Esquema de conexión de la producción de hidrógeno de la celda PEM por método de Faraday en MATLAB/Simulink [2]

2.5.2. Método por Potencia del Sistema

2.5.2.a. Tasa de Producción de Masa de Hidrógeno ($M_{H_2_{prod}}^{(P)}$)

A diferencia del método faradaico, el método basado en potencia estima la producción de hidrógeno considerando la energía útil disponible para la electrólisis [4]. En este enfoque, la potencia eléctrica entregada al electrolizador se convierte directamente en una tasa de producción de hidrógeno en base a la energía mínima necesaria para generar un kilogramo de hidrógeno, representada mediante el poder calorífico del hidrógeno [1].

La tasa de producción de masa se calcula como [15]:

$$M_{H_2_{prod}}^{(P)} = \frac{\eta_{sys}}{HHV_{H_2}} \cdot P_{cell}$$

Donde:

- $M_{H_2_{prod}}^{(P)}$: Tasa de producción de masa de hidrógeno (en kg/s) según el método energético.
- P_{cell} : Potencia eléctrica total entregada al electrolizador (en W).
- η_{sys} : Eficiencia global del sistema de electrólisis.
- HHV_{H_2} : *Higher Heating Value* del hidrógeno (en J/kg), que representa la energía mínima necesaria para producir un kilogramo de H_2 .

Este método permite relacionar directamente la energía disponible en el sistema con la producción de hidrógeno, ofreciendo una perspectiva energética del proceso.

2.5.2.b. Tasa de Producción Molar de Hidrógeno ($N_{H_2}^{(P)}$)

A partir de la tasa de masa producida se puede obtener la tasa molar de hidrógeno dividiendo por la masa molar [13]:

$$N_{H_2}^{(P)} = \frac{M_{H_2_{prod}}^{(P)}}{M_{H_2}}$$

Donde:

- $N_{H_2}^{(P)}$: Tasa de producción molar (en mol/s).
- M_{H_2} : Masa molar del hidrógeno molecular (en kg/mol).

Este paso permite expresar la producción en unidades directamente comparables con el método faradaico.

2.5.2.c. Tasa de Producción Volumétrica de Hidrógeno ($V_{H_2_prod}^{(P)}$)

Finalmente, para estimar el volumen de hidrógeno producido por unidad de tiempo, se utiliza nuevamente la ley de los gases ideales:

$$V_{H_2_prod}^{(P)} = \frac{N_{H_2}^{(P)} \cdot R \cdot T_{celda}}{P_{ambiente}} \cdot 1000$$

Donde:

- $V_{H_2_prod}^{(P)}$: Tasa de producción volumétrica de hidrógeno (en L/s).
- $N_{H_2}^{(P)}$: Tasa de producción molar (en mol/s).
- R : Constante universal de los gases ideales (en $J/(mol \cdot K)$).
- T_{celda} : Temperatura dinámica de la celda (en K).
- $P_{ambiente}$: Presión ambiente (en Pa).

La Figura 2.10 muestra el esquema de conexión implementado para este método, donde se utilizan las señales de potencia, temperatura y parámetros termodinámicos para estimar la producción real de hidrógeno.

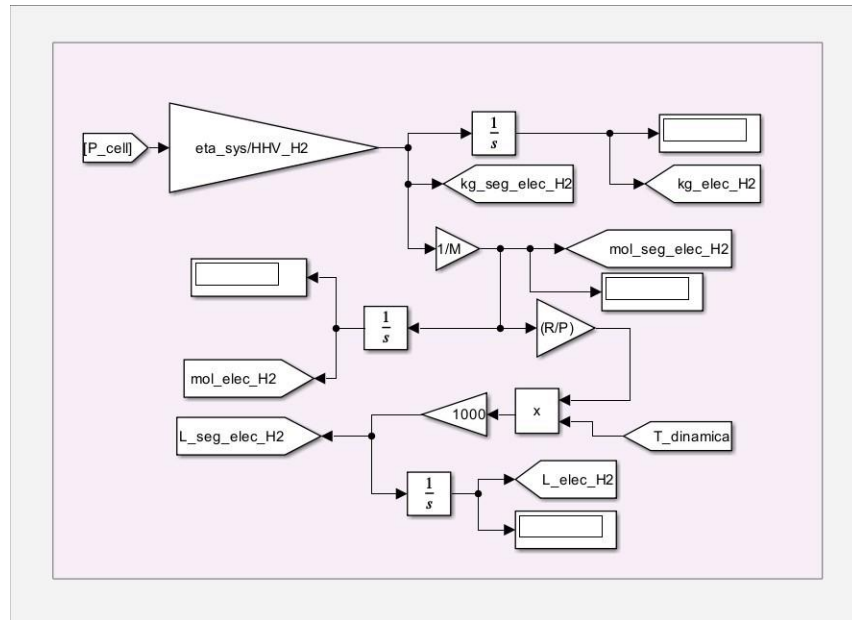


Figura 2.10. Esquema de conexión de la producción de hidrógeno de la celda PEM por método de potencia en MATLAB/Simulink

2.5.3. Acumulación Total de Hidrógeno

Para evaluar el desempeño global del sistema, es necesario comparar la producción total de hidrógeno estimada mediante ambos métodos descritos previamente: el método

faradaico y el método basado en la potencia del sistema. Aunque ambos enfoques convergen hacia una misma magnitud física, sus diferencias permiten analizar el proceso desde perspectivas electroquímica y energética.

La producción de hidrógeno no se considera desde el instante $t = 0$, ya que el electrolizador debe alcanzar primero ciertas condiciones mínimas de operación [14]. En el modelo implementado, la acumulación de hidrógeno sólo se habilita cuando se cumplen simultáneamente las siguientes condiciones [15]:

- La temperatura del stack supera los 60°C , es decir, $T_{stack} \geq 333,15\text{ K}$.
- La corriente total del electrolizador alcanza al menos $I_{tot} \geq 960\text{ A}$.
- Ambas condiciones se mantienen de forma continua durante un intervalo mínimo de 20 s .

Además, se introduce una histéresis térmica y de corriente para evitar conmutaciones rápidas del estado de acumulación. En particular, si la temperatura desciende por debajo de $T_{stack} \leq 331,15\text{ K}$ o la corriente cae por debajo de $I_{tot} \leq 960\text{ A}$, el sistema desactiva la acumulación y reinicia el contador de tiempo. De este modo, sólo se contabiliza hidrógeno cuando el electrolizador opera de manera sostenida en un régimen representativo de producción.

Una vez activas las condiciones de operación, las tasas instantáneas de producción de hidrógeno en moles, masa y volumen (N_{H_2} , $M_{H_2_prod}$, $V_{H_2_prod}$) se integran en el tiempo para obtener la producción acumulada. En MATLAB/Simulink, este procedimiento se implementa mediante bloques de integración condicionada, que sólo suman los flujos cuando la señal de activación se encuentra en estado alto.

De esta forma, la acumulación de hidrógeno permite cuantificar la generación total bajo diferentes escenarios de operación dinámica, a la vez que asegura que los resultados reflejen períodos efectivos de producción, y no intervalos transitorios en los que el electrolizador aún no alcanza sus condiciones mínimas de funcionamiento.

2.6. Condiciones de operación frente a variaciones de tensión y frecuencia

El último objetivo específico de este trabajo consiste en determinar las condiciones mínimas de variación de tensión y frecuencia que afectan la operación continua del electrolizador. Para abordarlo, es necesario definir primero un marco general sobre cómo los dispositivos conectados a la red eléctrica enfrentan estas variaciones y, en particular, cómo se comportan los sistemas de electrólisis de agua basados en tecnología PEM y, posteriormente, contrastar las exigencias normativas de redes interconectadas con la realidad operativa de los sistemas aislados.

2.6.1. Marco general y limitaciones operativas en sistemas aislados

En Chile, las variaciones admisibles de tensión y frecuencia están reguladas por la Norma Técnica de Calidad de Servicio para Sistemas de Distribución y por especificaciones del Coordinador Eléctrico Nacional, las cuales establecen los rangos operativos dentro de

los cuales los equipos deben ser capaces de funcionar de manera continua. En términos de frecuencia, el sistema eléctrico nacional opera nominalmente a 50 [Hz], permitiendo variaciones de corto plazo típicamente comprendidas entre 49 [Hz] y 51 [Hz], mientras que eventos transitorios pueden extenderse a valores cercanos a 48 [Hz] o 52 [Hz] antes de activar protecciones de desconexión [18]. Estas bandas tienen por objetivo asegurar la estabilidad del sistema eléctrico y evitar que las cargas sensibles sufran daños o salidas intempestivas.

Si bien estos estándares definen un referente de calidad de suministro para evitar daños en cargas sensibles conectadas a la red pública, es fundamental establecer una distinción para el caso de estudio de esta memoria. Al tratarse de un sistema de generación aislado (off-grid), la planta no está sujeta estrictamente a los códigos de red del sistema interconectado, donde la estabilidad global es la prioridad. En este escenario aislado, la frecuencia y la tensión pueden experimentar excursiones más amplias o dinámicas más agresivas sin que esto constituya una infracción normativa.

En consecuencia, para este diseño, las limitaciones no vienen impuestas por la regulación de red, sino exclusivamente por las exigencias técnicas operativas de los propios equipos (turbina eólica, rectificador y stack electrolizador). Por tanto, el análisis se centra en verificar que las perturbaciones de tensión y frecuencia generadas por la variabilidad del recurso eólico se mantengan dentro de los rangos de seguridad física y térmica definidos por los fabricantes de los componentes, los cuales suelen tolerar márgenes de operación más flexibles que los exigidos en una red interconectada.

2.6.2. Electrolizadores *PEM* y calidad de potencia

Los sistemas de electrólisis de agua no se conectan directamente a la red, sino que lo hacen a través de convertidores de potencia que convierten la tensión alterna en una tensión continua controlada. En particular, los electrolizadores *PEM* se alimentan mediante enlaces *DC* donde la tensión y la corriente son reguladas para mantener la densidad de corriente y la temperatura dentro de rangos de operación seguros. Por este motivo, las variaciones de tensión y frecuencia en el lado *AC* se traducen principalmente en variaciones de la potencia disponible en el enlace *DC* y, en consecuencia, en cambios en la corriente aplicada al stack.

Estudios recientes señalan que las desviaciones de calidad de potencia (por ejemplo, fluctuaciones de tensión, distorsión armónica o flicker) pueden modificar el consumo energético específico de los sistemas de electrólisis y aumentar el esfuerzo eléctrico sobre los componentes de potencia, aunque el impacto sobre la producción de hidrógeno se mantiene moderado mientras las variaciones se mantengan dentro de los límites definidos por los códigos de red [19, 20]. En particular, las fluctuaciones de tensión de corta duración tienden a reflejarse en ondulaciones de corriente en el stack, lo que puede incrementar las pérdidas óhmicas e inducir ciclos de carga adicionales, mientras que una distorsión armónica elevada puede provocar corrientes de rizado que afectan la vida útil de los equipos de potencia y del electrolizador.

Por otra parte, la literatura destaca que los electrolizadores *PEM* son especialmente adecuados para operación dinámica debido a su rápida respuesta de corriente y su capacidad para seguir consignas de potencia variables, lo que los hace atractivos para servicios de flexibilidad y acople directo con generación renovable [21, 22]. No obstante, se enfatiza que

la vida útil de la celda depende fuertemente de la amplitud y frecuencia de los transitorios de corriente y tensión, por lo que se recomienda limitar las variaciones bruscas y evitar ciclos frecuentes de encendido y apagado profundo [13, 21].

De forma general, se puede considerar que un electrolizador *PEM* permanece en régimen de operación continua si la tensión por celda se mantiene en un intervalo típico del orden de $1,6 - 2,2$ [V], la densidad de corriente no excede los valores nominales definidos por el fabricante y la temperatura de operación se conserva en el rango recomendado (habitualmente en torno a $60 - 80$ [°C]) [1, 13]. Las desviaciones de tensión y frecuencia en el lado *AC* que conduzcan a salidas significativas de estos rangos en el lado *DC* pueden considerarse como condiciones que comprometen la operación continua del sistema.

2.6.3. Criterios de operación continua en el modelo desarrollado

En el modelo propuesto en esta memoria, el electrolizador *PEM* se alimenta desde un sistema de generación eólica aislado mediante un rectificador controlado y un enlace *DC* filtrado. Las variaciones de velocidad de la máquina Sincrónica de imán permanente se traducen en variaciones de frecuencia y amplitud en el lado *AC*, que a su vez modifican la tensión y la corriente del enlace *DC* (en ausencia de control de corriente) y, por consiguiente, la corriente aplicada al stack.

Para evaluar el objetivo de determinar las condiciones mínimas de variación de tensión y frecuencia que afectan la operación continua del electrolizador, se adopta el siguiente criterio:

- Se considera que el electrolizador opera en régimen continuo cuando se cumplen simultáneamente las condiciones de temperatura y corriente definidas en el modelo térmico y electroquímico, es decir, $T_{stack} \geq 333,15$ K (temperatura de stack superior a 60 °C) y una corriente total I_{tot} por encima del umbral de operación ($I_{tot} \geq 960$ A), tal como se describe en la sección de acumulación de hidrógeno.
- Se impone además que la tensión de celda V_{cell} permanezca dentro del rango de operación electroquímica recomendado por la literatura (tensión de celda moderada en la zona dominada por pérdidas óhmicas, sin entrar en la región de sobretensiones extremas) [1, 13].
- Bajo estas condiciones, las variaciones de frecuencia y tensión en el lado *AC* se caracterizan en términos relativos respecto de los valores nominales de la máquina ($\Delta f/f_{nom}$ y $\Delta V_{AC}/V_{ACnom}$) y se identifican los umbrales máximos de variación para los cuales el sistema es capaz de mantener las variables I_{tot} , T_{stack} y V_{cell} dentro de los rangos definidos.

De esta forma, el problema de determinar las condiciones mínimas de variación admisible se reformula como la identificación de las bandas de frecuencia y tensión en la salida del sistema eólico para las cuales el electrolizador permanece en operación continua según los criterios anteriores. Estas bandas pueden compararse posteriormente con los rangos de frecuencia y tensión que habitualmente se exigen a las instalaciones conectadas a la red [23, 24], lo que permite discutir la robustez del modelo frente a variaciones del recurso eólico y su potencial integración en aplicaciones de respaldo de red o sistemas aislados de generación renovable.

En el Capítulo 3 se aplican estos criterios a los escenarios de simulación planteados, cuantificando el impacto que tienen las variaciones de tensión y frecuencia sobre la continuidad de la operación del electrolizador y sobre la producción efectiva de hidrógeno en cada caso de estudio.

Capítulo 3

Resultados

En este capítulo se presentan los resultados obtenidos a partir de las simulaciones del sistema de generación eólica con acoplamiento a un electrolizador de membrana de intercambio de protones (PEM). El modelo integra la turbina eólica, el generador síncrono de imanes permanentes (PMSM), el rectificador trifásico controlado, el filtro de suavizado y la carga de celdas PEM. Los resultados se muestran en tres escenarios distintos:

- **Caso 1:** Viento constante de 9 m/s.
- **Caso 2:** Perfil de viento variable.
- **Caso 3:** Operación con desconexión de una de las dos cargas PEM en paralelo.

Cada caso se presenta siguiendo el flujo energético del sistema, desde la turbina eólica hasta la producción de hidrógeno, abordando resultados eléctricos, térmicos y de eficiencia.

3.1. Caso 1: Viento constante de 9 m/s

Este primer escenario evalúa el comportamiento del sistema bajo condiciones estacionarias de viento, manteniendo una velocidad constante de 9 m/s. El objetivo es mostrar la respuesta del generador, el comportamiento del rectificador y la operación nominal del electrolizador *PEM* en régimen permanente.

3.1.1. Velocidad del viento y rotor

La Figura 3.1 muestra el perfil constante del viento aplicado al rotor de la turbina, mientras que la Figura 3.2 presenta la velocidad angular del rotor del *PMSM*, alcanzando un régimen estable acorde con la potencia capturada.

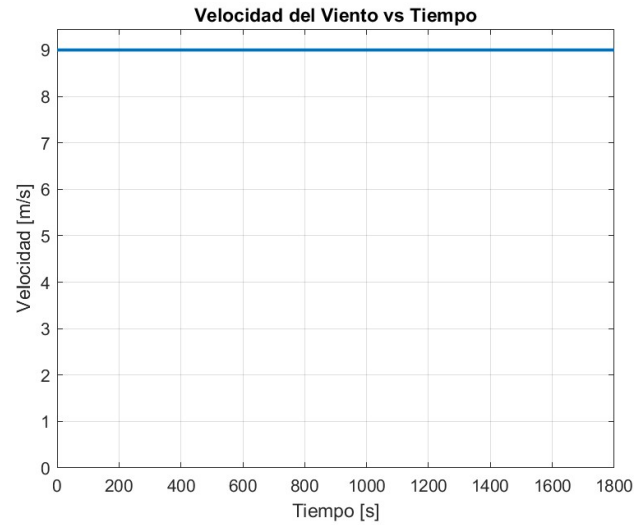


Figura 3.1. Velocidad del viento incidente sobre la turbina.

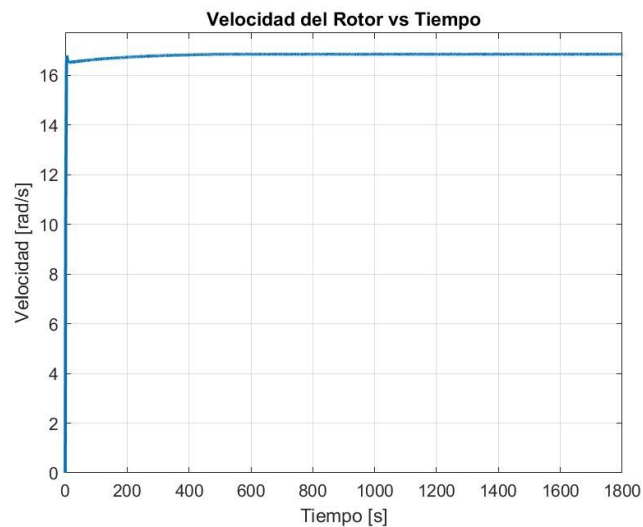


Figura 3.2. Velocidad del rotor del PMSM durante el régimen estacionario.

3.1.2. Tensiones y corrientes del generador

Previo a la rectificación, el *PMSM* entrega tensión y corriente trifásica de salida, las cuales se observan en la Figura 3.3 y en la Figura 3.4. Si bien estas señales mantienen la simetría trifásica, su forma de onda presenta la distorsión armónica característica debida a la conmutación del rectificador de tiristores conectado a los terminales de la máquina.

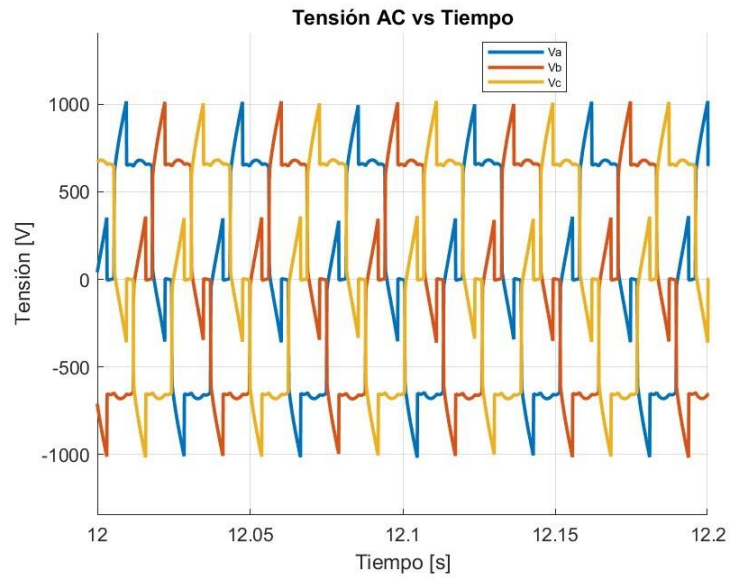


Figura 3.3. Tensión trifásica generada por el PMSM.

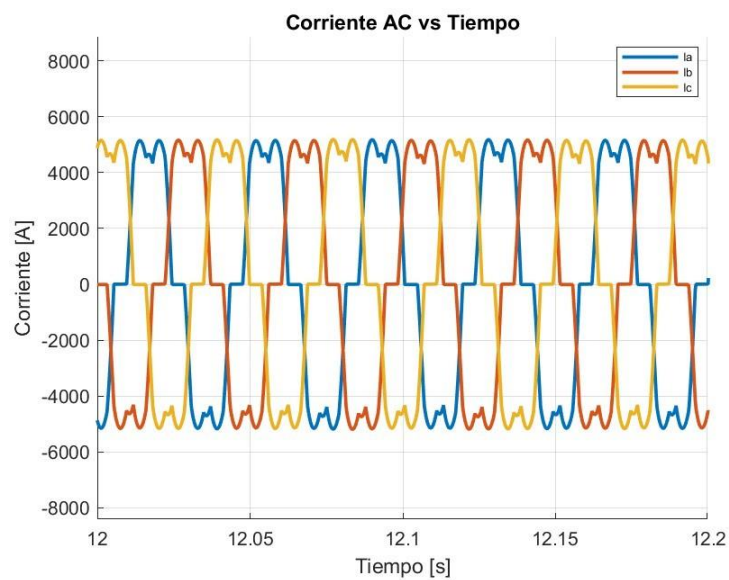


Figura 3.4. Corriente trifásica generada por el PMSM.

Para corroborar que esta distorsión armónica es atribuible exclusivamente a la interacción con la carga no lineal y no a características intrínsecas del diseño de la máquina, se remite al lector al Apéndice [A](#). En dicha sección se presenta la validación del generador operando en vacío, donde se evidencia que la fuerza electromotriz inducida mantiene una forma de onda sinusoidal pura y balanceada cuando se aísla de la etapa de rectificación.

3.1.3. Etapa de rectificación y filtrado

La conversión AC-DC mediante un rectificador controlado de seis pulsos produce la tensión continua mostrada en la Figura 3.5. La corriente continua resultante se presenta en la Figura 3.6, correspondiente a la corriente total entregada hacia el filtro y la carga PEM.

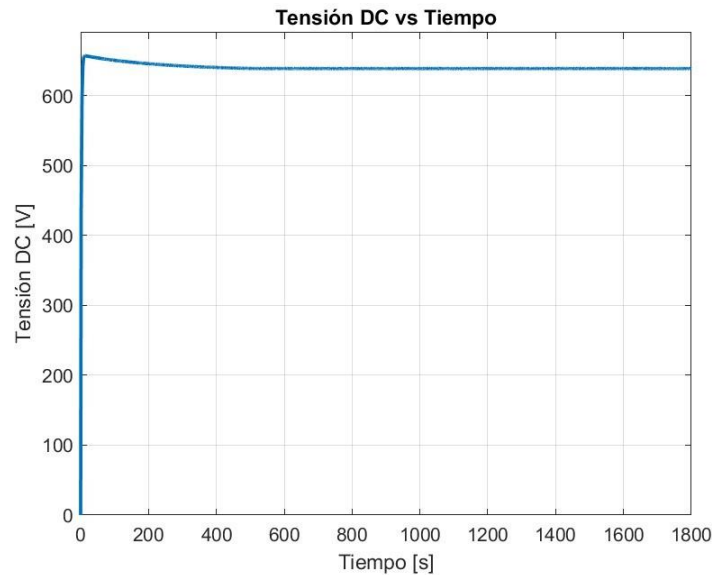


Figura 3.5. Tensión DC a la salida del rectificador de seis pulsos.

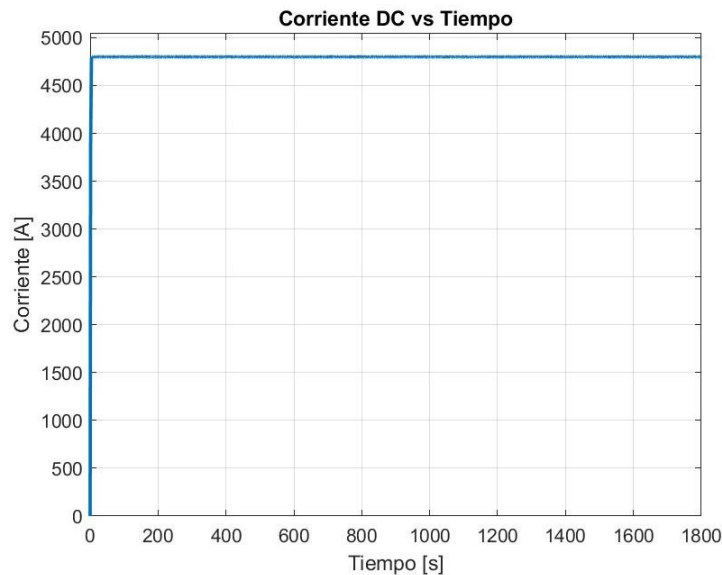


Figura 3.6. Corriente DC entregada por el rectificador de seis pulsos.

3.1.4. Resultados eléctricos de la carga PEM

La Figura 3.7 muestra la tensión de la celda individual del stack PEM, mientras que la Figura 3.8 presenta la tensión total del stack compuesto por 200 celdas en serie. La Figura 3.9 ilustra la comparación entre la potencia *DC* disponible a la salida del rectificador y la potencia consumida por la carga *PEM*.

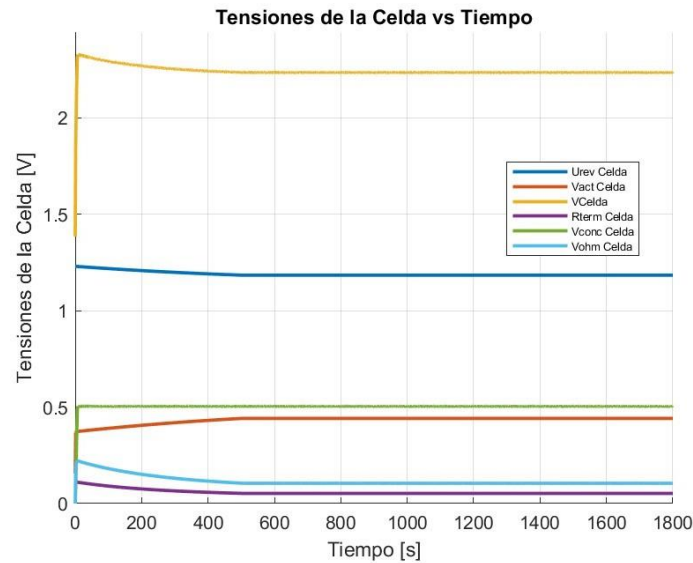


Figura 3.7. Tensión de celda PEM posterior al filtro DC.

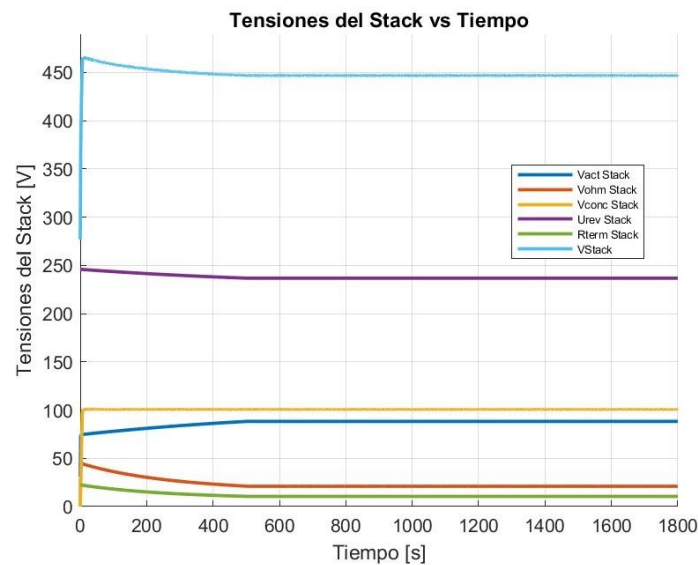


Figura 3.8. Tensión total del stack PEM (200 celdas en serie).

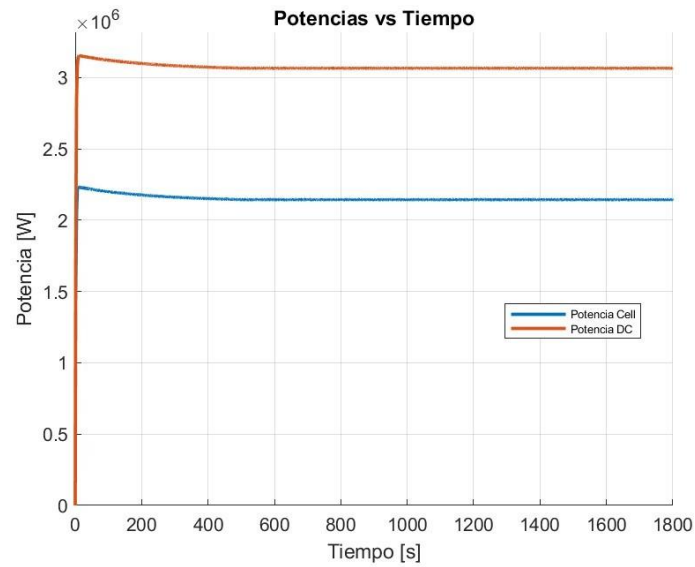


Figura 3.9. Comparación entre potencia DC y potencia consumida por la carga PEM.

3.1.5. Corriente de la celda y densidad de corriente

En la Figura 3.10 se observa la corriente que circula hacia la carga PEM, mientras que la Figura 3.11 presenta la densidad de corriente correspondiente, calculada como el cociente entre la corriente y el área activa de la celda.

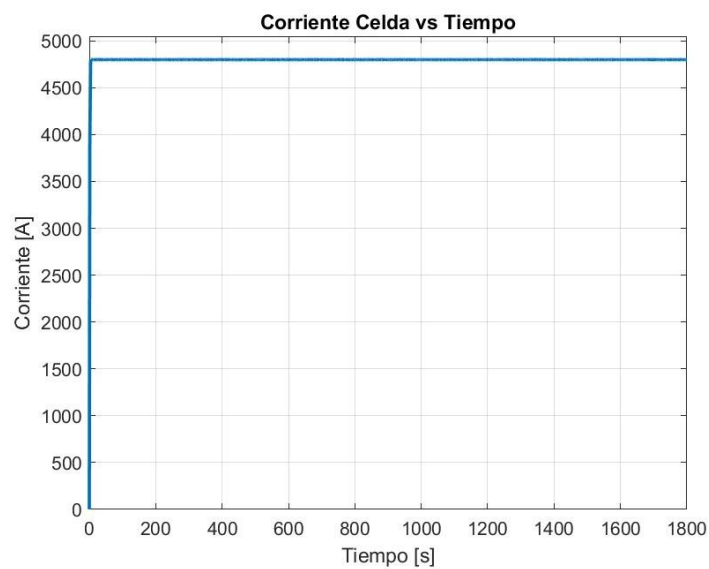


Figura 3.10. Corriente en la carga PEM (posterior al filtro DC).

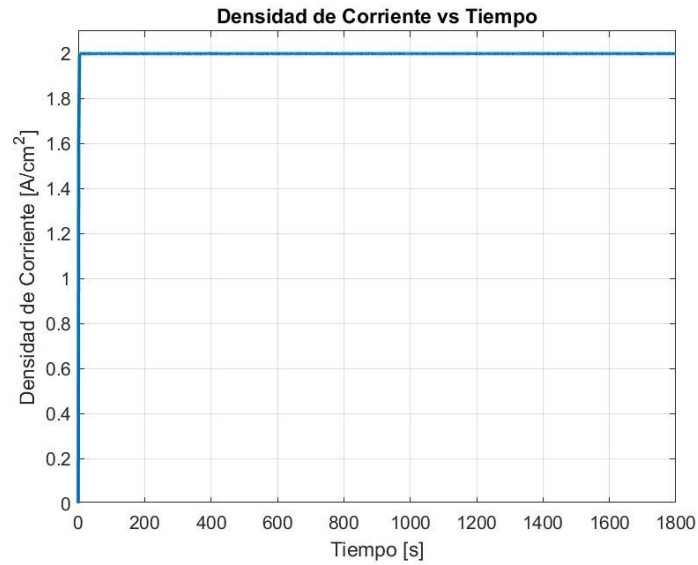


Figura 3.11. Densidad de corriente en la celda PEM.

3.1.6. Curva característica V_{celda} –densidad de corriente

La Figura 3.12 muestra la curva característica de la celda PEM, que representa la variación de la tensión con el aumento de la densidad de corriente, considerando las pérdidas de activación, óhmicas y de concentración propias del modelo electroquímico.

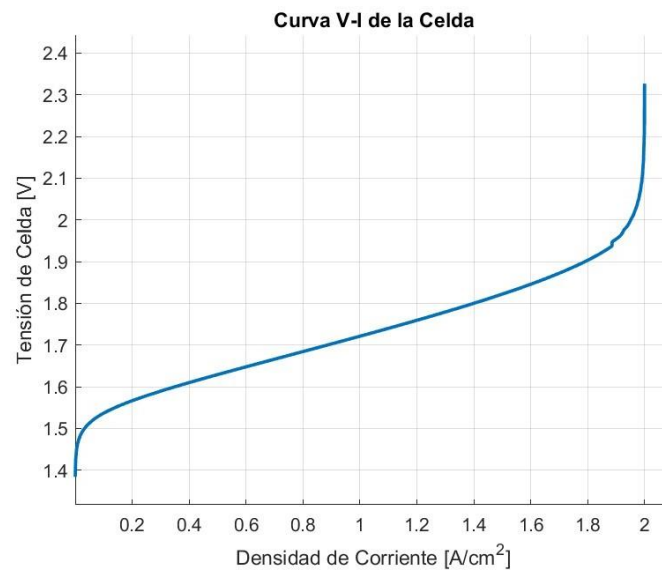


Figura 3.12. Curva característica tensión–densidad de corriente del stack PEM.

3.1.7. Comportamiento térmico

En la Figura 3.13 se presenta la evolución de la temperatura interna de la celda, mientras que en la Figura 3.14 se observa la dinámica del calor total calculado en el modelo térmico.

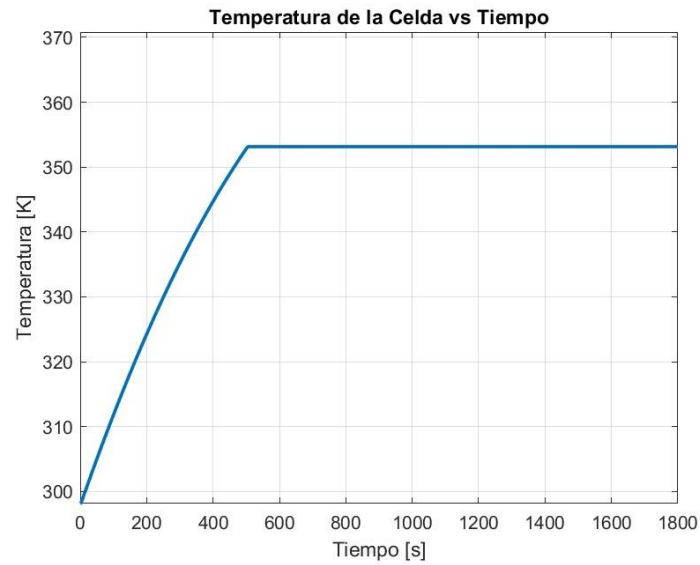


Figura 3.13. Temperatura dinámica interna de la celda PEM.

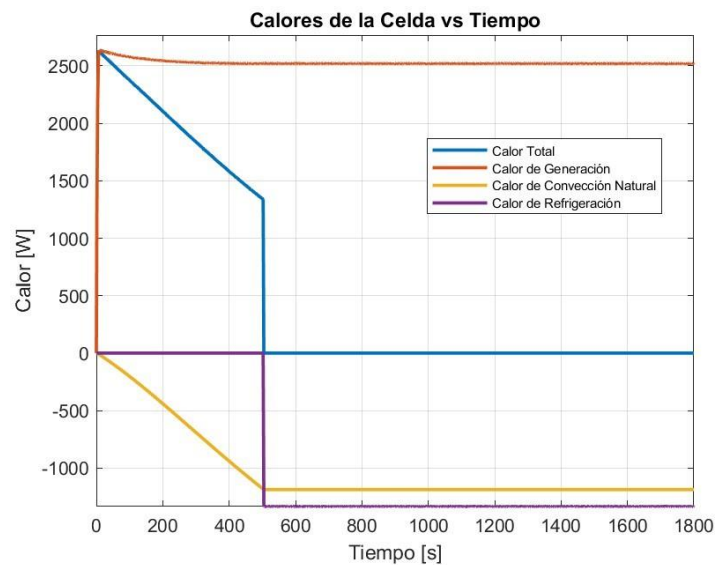


Figura 3.14. Calor total considerado en el modelo térmico de la celda PEM.

3.1.8. Producción instantánea de hidrógeno

Las Figuras 3.15-3.17 comparan la producción de hidrógeno calculada por los dos métodos implementados: la ley de Faraday (en función de la corriente) y el método energético (en función de la potencia eléctrica). Los resultados se presentan en moles, kilogramos y litros por segundo.

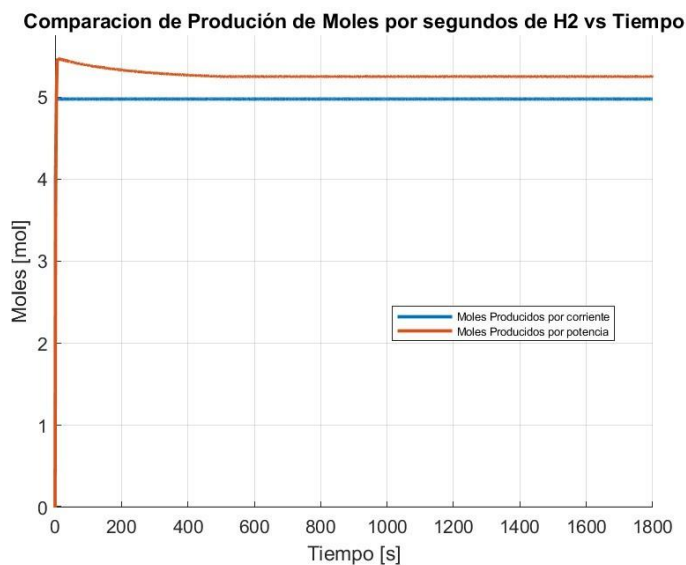


Figura 3.15. Producción instantánea de moles de hidrógeno (mol/s).

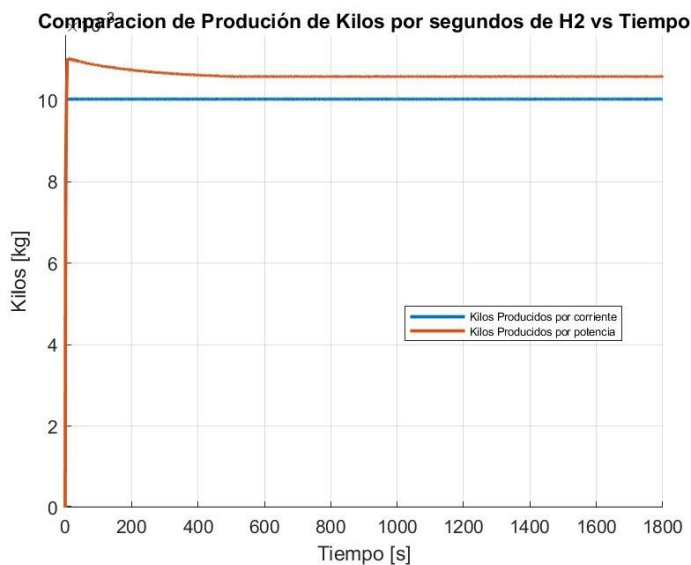


Figura 3.16. Producción instantánea de masa de hidrógeno (kg/s).

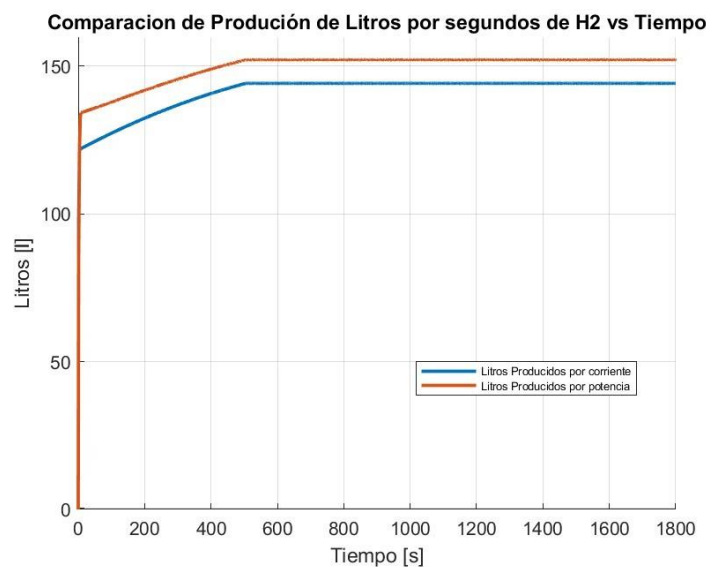


Figura 3.17. Producción instantánea de volumen de hidrógeno (l/s).

3.1.9. Producción acumulada y eficiencia

Las Figuras 3.18-3.20 presentan la acumulación de la producción total en moles, kilogramos y litros de hidrógeno a lo largo del tiempo de simulación, tanto por el método de Faraday como por el método energético. La Figura 3.21 muestra la evolución de la eficiencia eléctrica instantánea del electrolizador, calculada en base al poder calorífico superior (HHV).

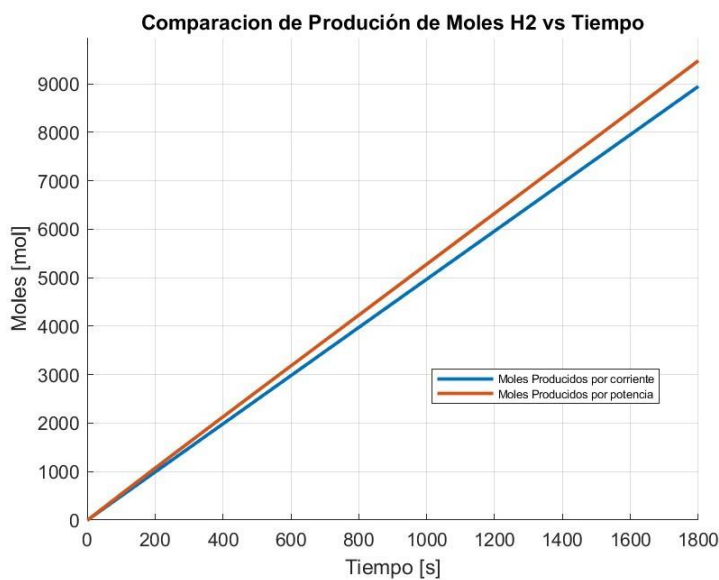


Figura 3.18. Moles acumulados de hidrógeno producidos.

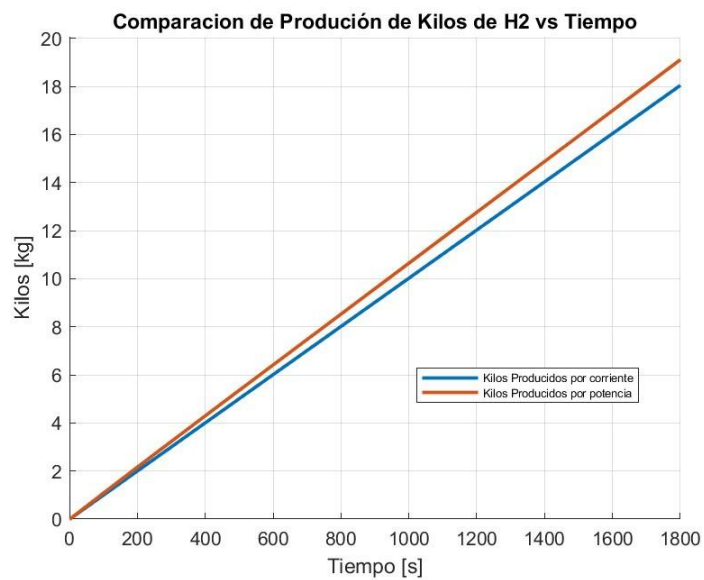


Figura 3.19. Masa acumulada de hidrógeno producida.

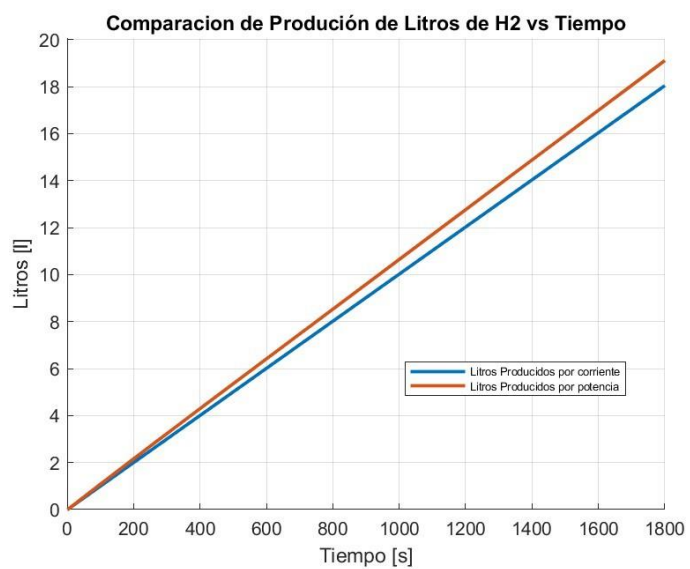


Figura 3.20. Volumen acumulado de hidrógeno producido.

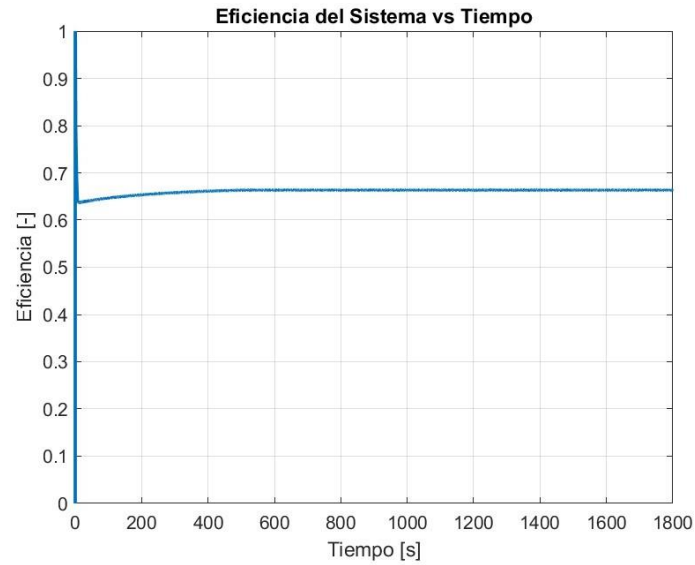


Figura 3.21. Eficiencia de conversión eléctrica a hidrógeno.

3.1.10. Periodo de activación y producción de hidrógeno

La Figura 3.22 indica el periodo en el cual las condiciones mínimas de temperatura y corriente son alcanzadas, permitiendo la producción real de hidrógeno dentro del electrolizador.

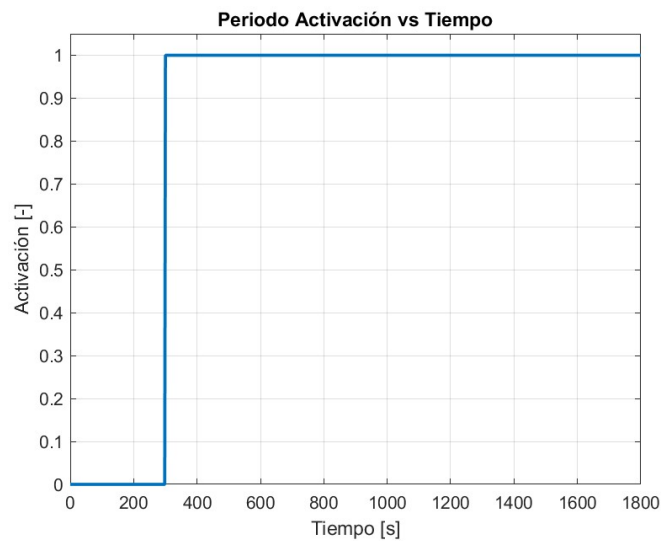


Figura 3.22. Periodo de activación del electrolizador PEM.

Implementando este periodo de activación, la producción estimada real de hidrógeno verde de este modelo se presenta en las Figuras 3.23, 3.24 y 3.25.

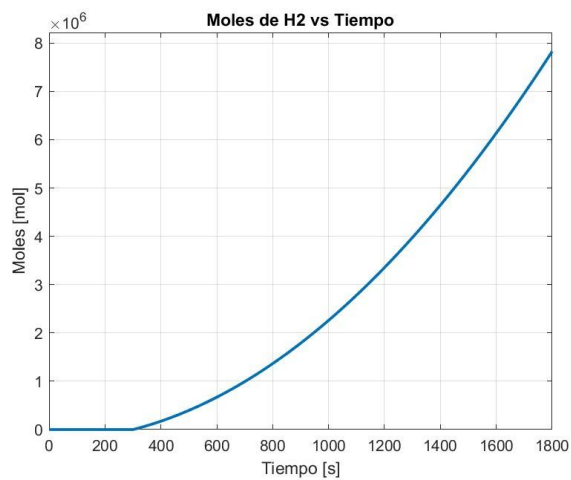


Figura 3.23. Moles acumulados de hidrógeno producidos en el periodo activo.

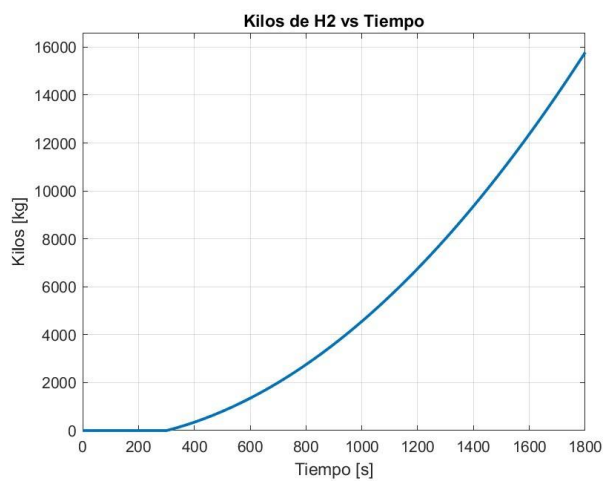


Figura 3.24. Masa acumulada de hidrógeno producida en el periodo activo.

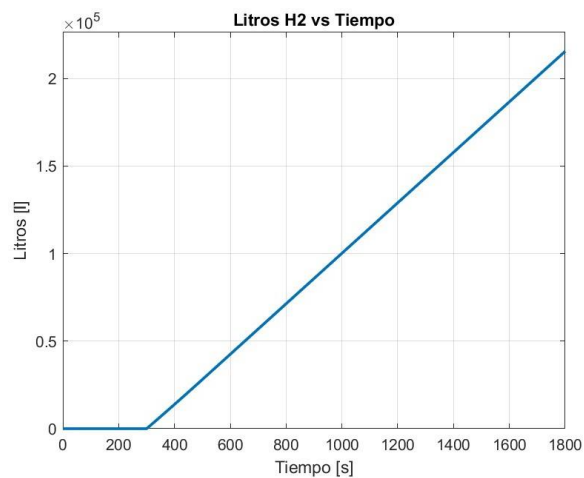


Figura 3.25. Volumen acumulado de hidrógeno producido en el periodo activo.

3.2. Caso 2: Perfil de viento variable

En este segundo escenario, se evalúa el comportamiento dinámico del sistema ante un perfil de viento variable. El objetivo es mostrar la respuesta del generador, el rectificador y la carga *PEM* frente a variaciones del recurso primario, manteniendo la misma topología completa del sistema utilizada en el caso anterior.

3.2.1. Velocidad del viento y rotor

La Figura 3.26 muestra la variación temporal de la velocidad del viento aplicada a la turbina. La Figura 3.27 presenta la respuesta en velocidad del rotor del *PMSM*, la cual sigue la tendencia general del viento, condicionada por la inercia mecánica del sistema.

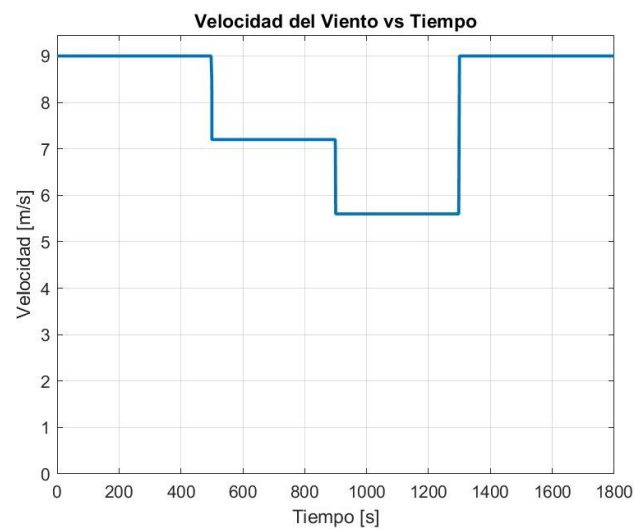


Figura 3.26. Perfil de velocidad de viento aplicado a la turbina.

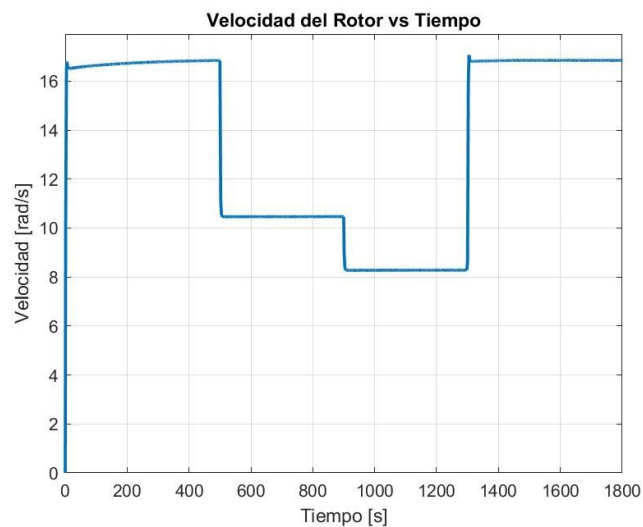


Figura 3.27. Velocidad angular del rotor del *PMSM*.

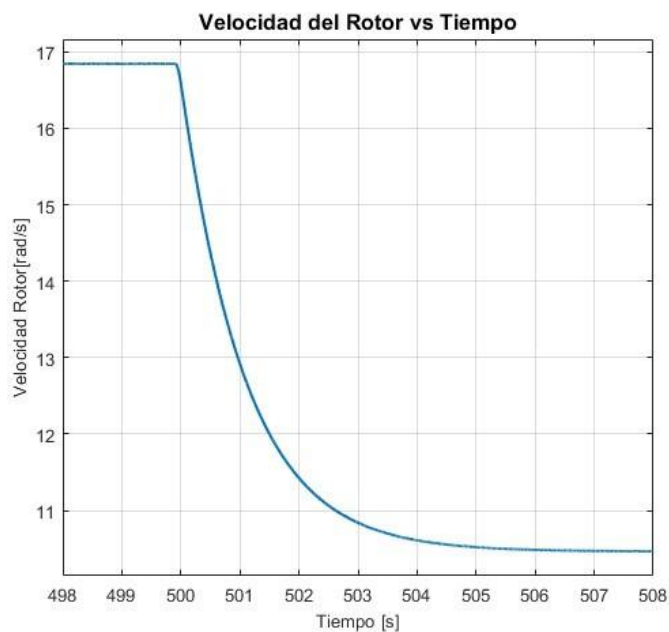


Figura 3.28. Dinámica de la velocidad angular del rotor ante la variación de viento de 9 [m/s] a 7,2 [m/s].

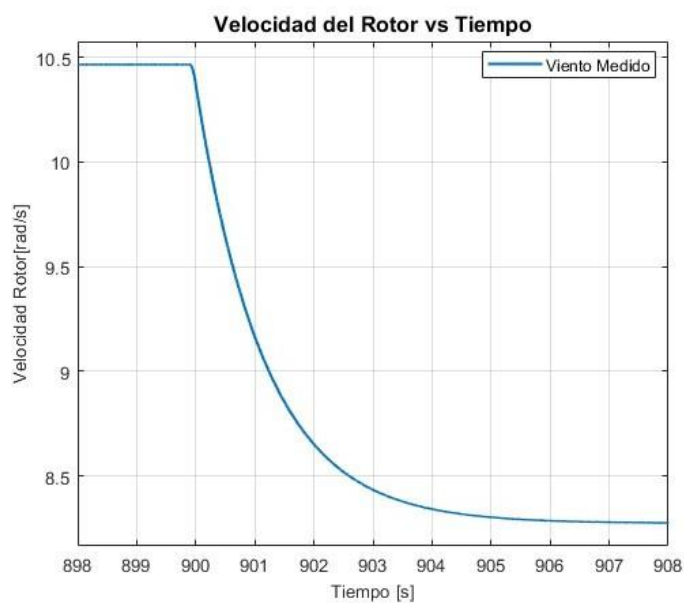


Figura 3.29. Dinámica de la velocidad angular del rotor ante la variación de viento de 7,2 [m/s] a 5,6 [m/s].

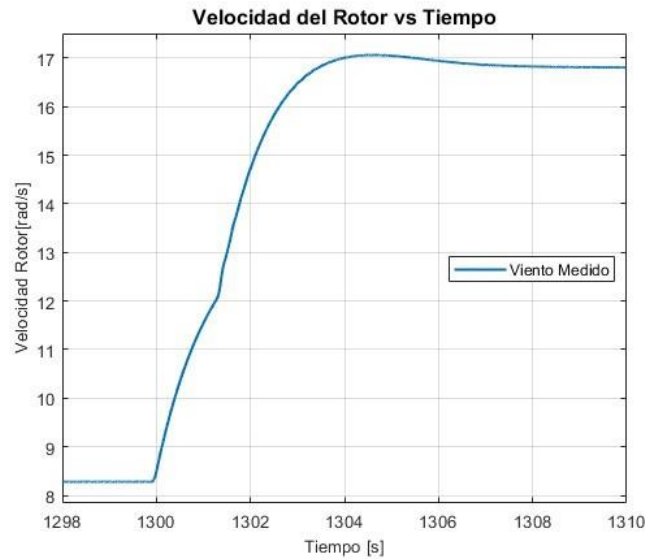


Figura 3.30. Dinámica de la velocidad angular del rotor ante la variación de viento de 5,6 [m/s] a 9 [m/s].

3.2.2. Tensiones y corrientes del generador

Las Figuras 3.31, 3.32 y 3.33 y las Figuras 3.34, 3.32 y 3.33 muestran las tensiones y las corrientes trifásica generadas por el PMSM, las cuales fluctúan de acuerdo con el perfil de viento. Las variaciones de amplitud se traducen posteriormente en cambios en la potencia eléctrica entregada al rectificador.

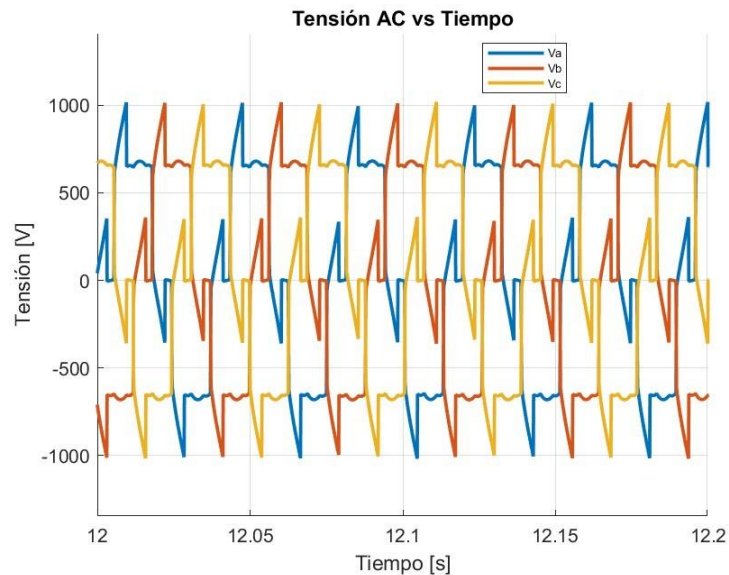


Figura 3.31. Tensión trifásica generada por el PMSM a 9 [m/s].

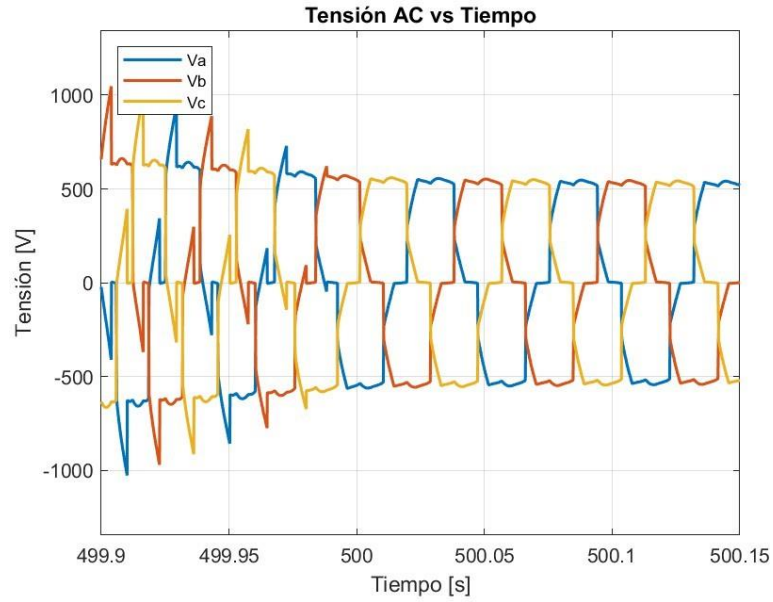


Figura 3.32. Tensión trifásica generada por el PMSM a 7.2 [m/s].

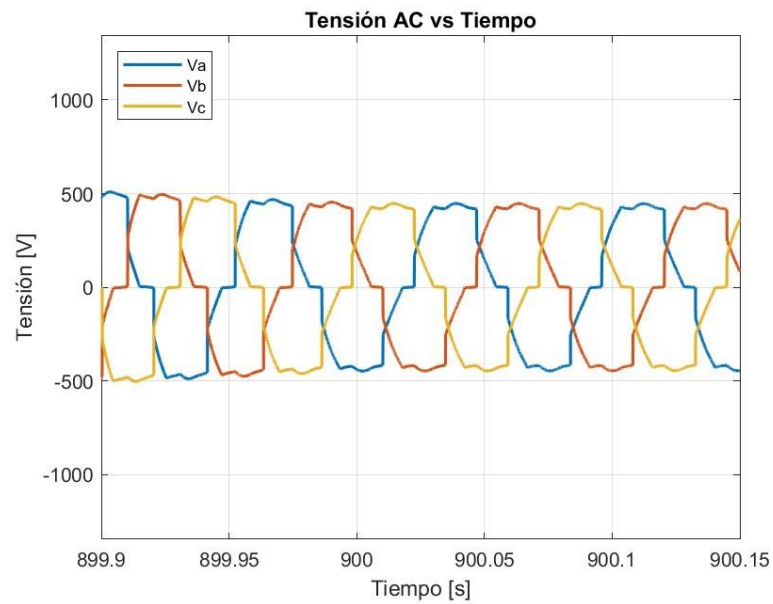


Figura 3.33. Tensión trifásica generada por el PMSM a 5.6 [m/s].

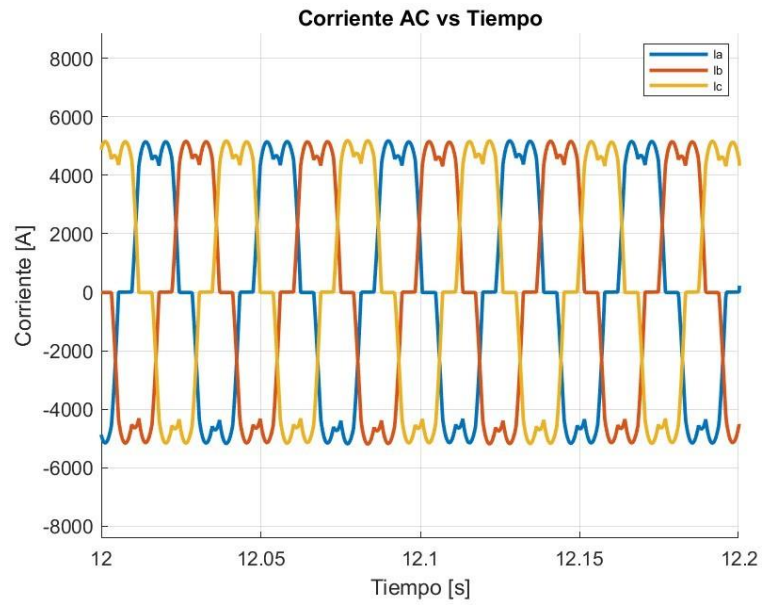


Figura 3.34. Corriente trifásica generada por el PMSM 9 [m/s].

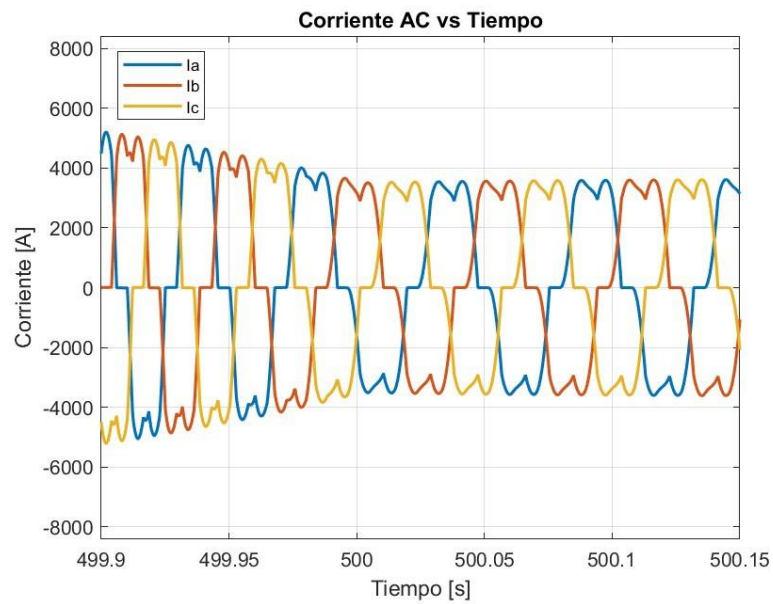


Figura 3.35. Corriente trifásica generada por el PMSM 7.2 [m/s].

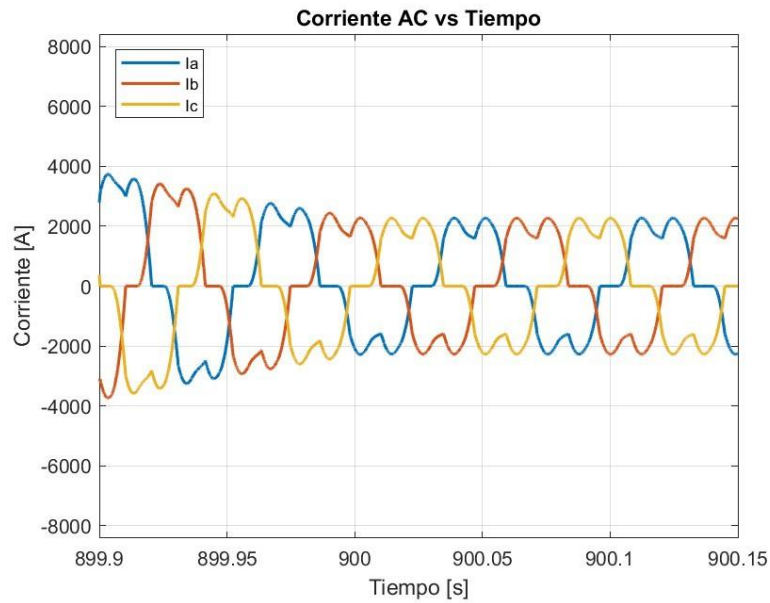


Figura 3.36. Corriente trifásica generada por el PMSM 5.6 [m/s].

3.2.3. Etapa de rectificación y filtrado

La Figura 3.37 muestra la tensión DC resultante a la salida del rectificador de seis pulsos, mientras que la Figura 3.38 presenta la corriente continua correspondiente. Ambas señales reflejan la dinámica del recurso eólico, manteniendo la forma esperada para la etapa DC del sistema.

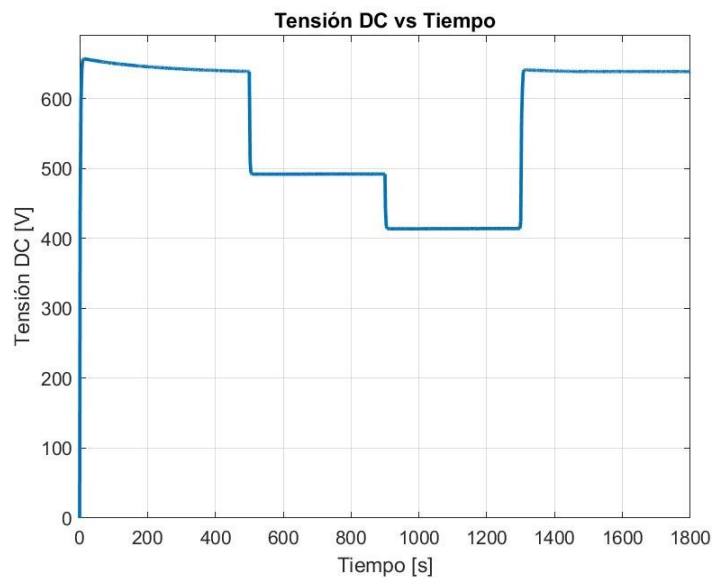


Figura 3.37. Tensión DC a la salida del rectificador de seis pulsos.

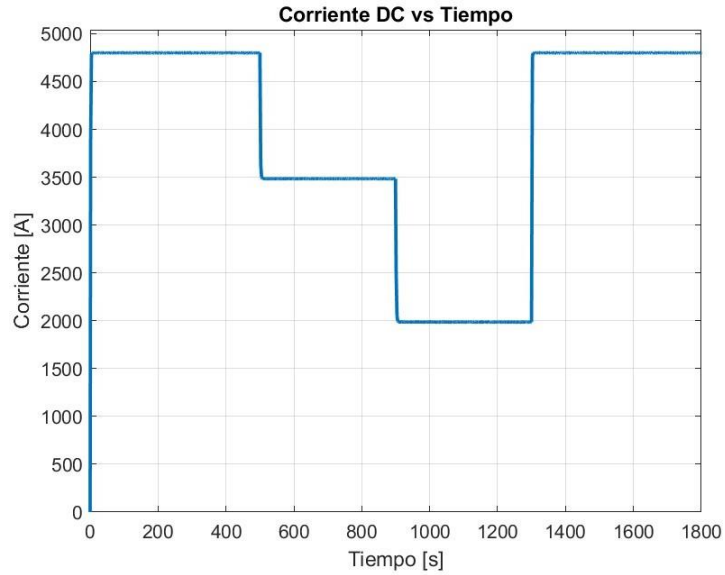


Figura 3.38. Corriente DC entregada por el rectificador.

3.2.4. Resultados eléctricos de la carga PEM

La Figura 3.39 muestra la tensión en la celda PEM, mientras que la Figura 3.40 indica la tensión total del stack de 200 celdas conectadas en serie. La Figura 3.41 compara la potencia DC a la salida del rectificador con la potencia efectiva consumida por la carga PEM.

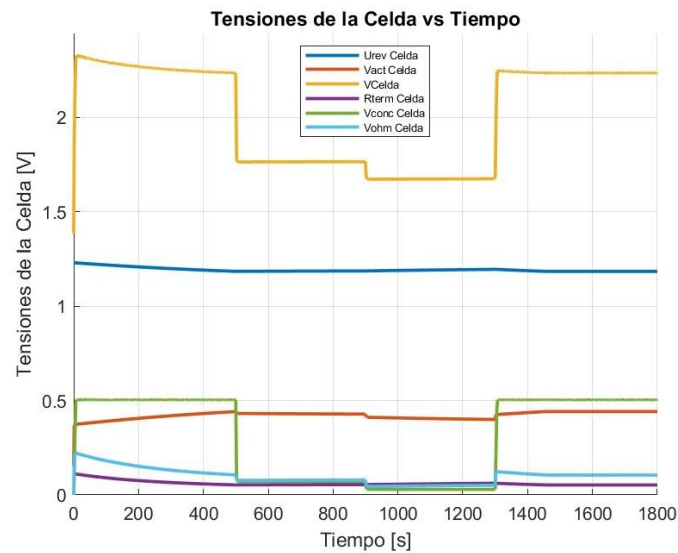


Figura 3.39. Tensión de celda PEM (posterior al filtro DC).

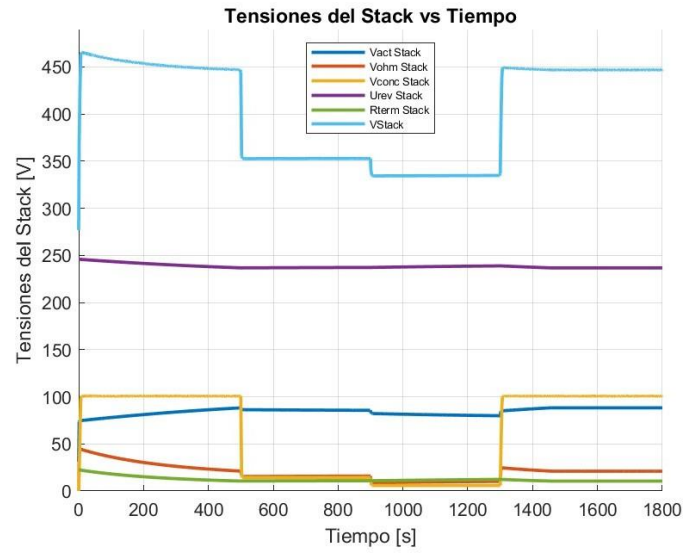


Figura 3.40. Tensión total del stack PEM (200 celdas en serie).

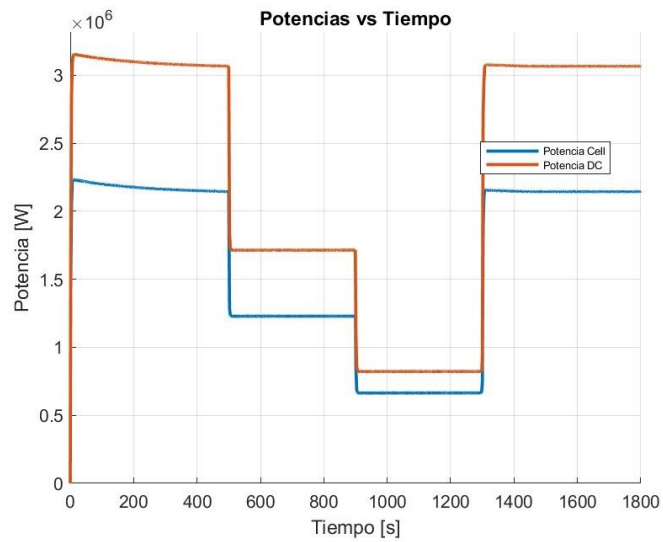


Figura 3.41. Comparación entre la potencia DC disponible y la potencia entregada a la carga PEM.

3.2.5. Corriente de la celda y densidad de corriente

La Figura 3.42 presenta la corriente que circula hacia la carga *PEM* y la Figura 3.43 la densidad de corriente equivalente.

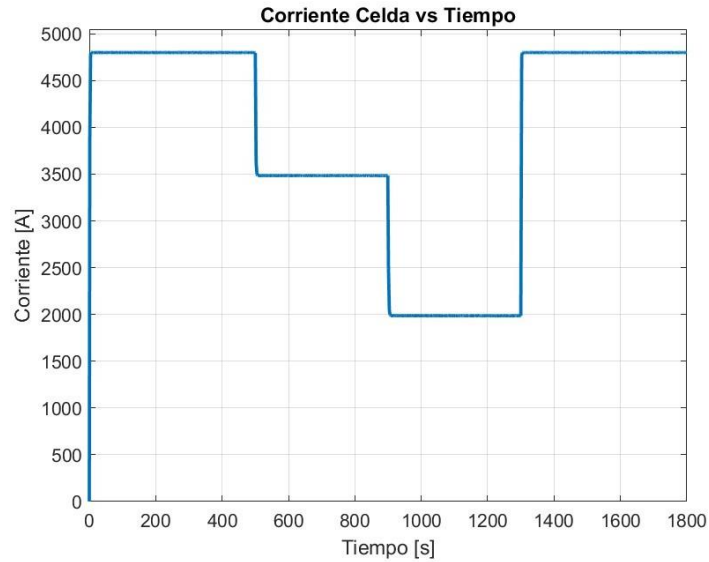


Figura 3.42. Corriente que llega a la carga *PEM* (posterior al filtro DC).

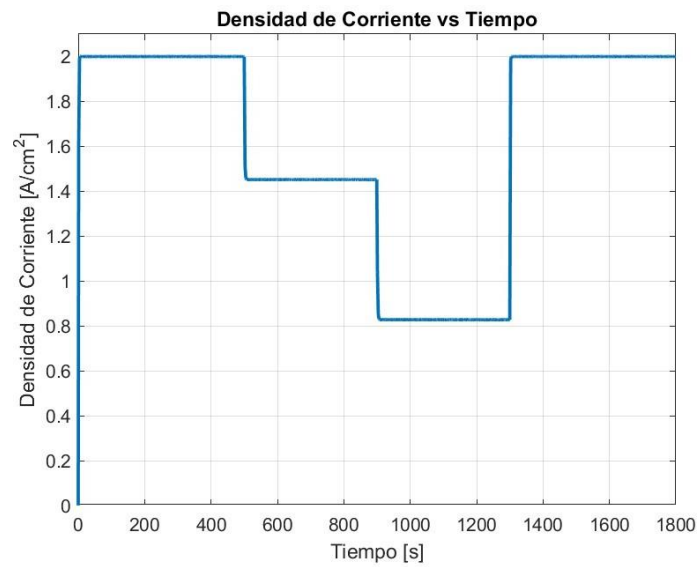


Figura 3.43. Densidad de corriente en la celda *PEM*.

3.2.6. Curva característica V_{celda} –densidad de corriente

En la Figura 3.44 se observa la relación tensión–densidad de corriente bajo condiciones de viento variable, manteniendo la forma característica de la curva de una celda PEM.

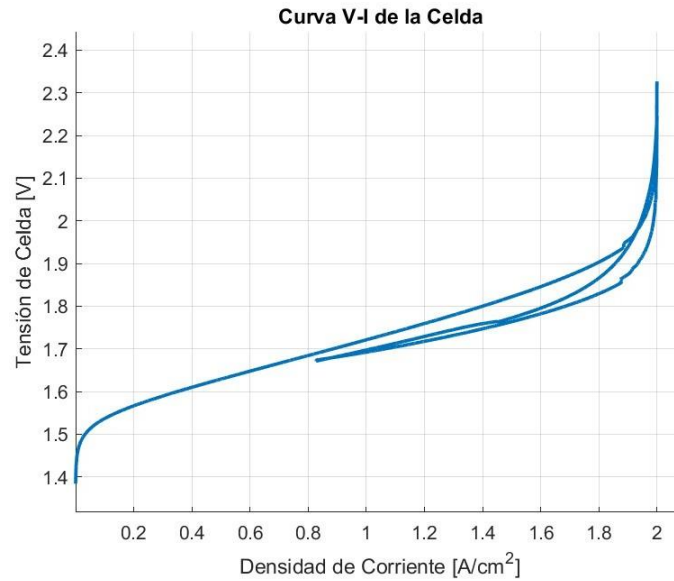


Figura 3.44. Curva característica $V-i$ del stack PEM bajo viento variable.

3.2.7. Comportamiento térmico

Las Figuras 3.45 y 3.46 muestran la evolución de la temperatura interna de la celda y del calor dinámico calculado en el modelo térmico para este caso de viento variable.

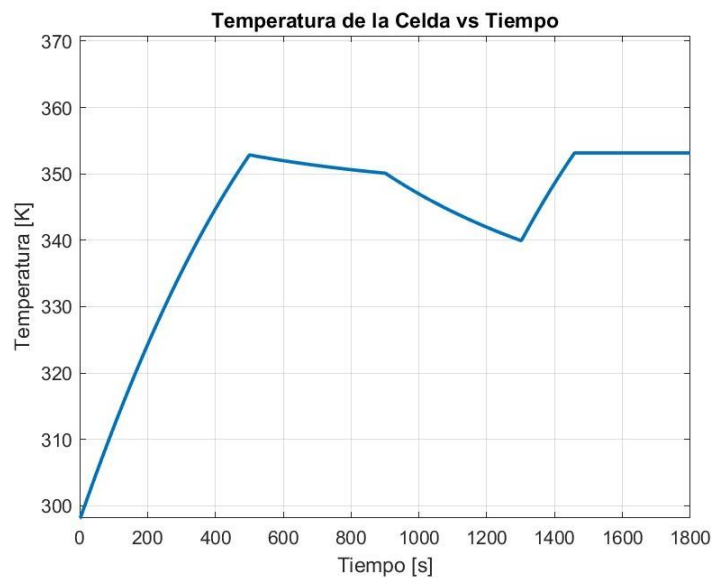


Figura 3.45. Temperatura dinámica de la celda PEM durante viento variable.

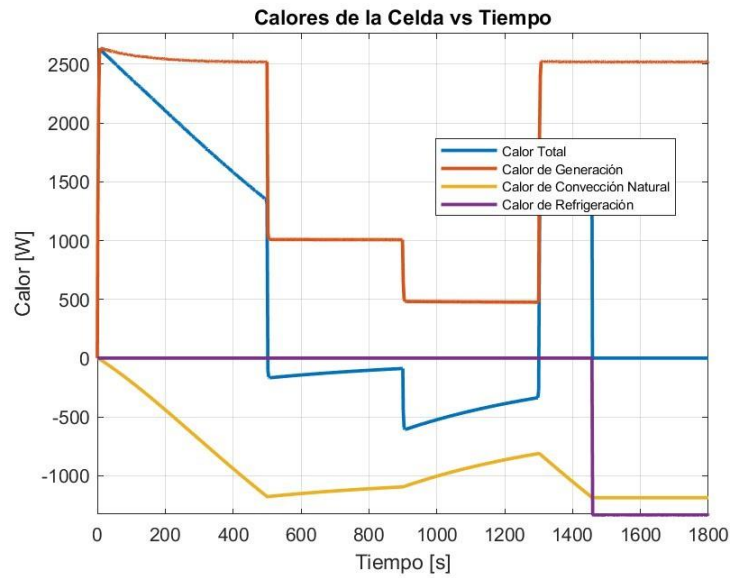


Figura 3.46. Calor total considerado en el modelo térmico de la celda PEM.

3.2.8. Producción instantánea de hidrógeno

Las Figuras 3.47-3.49 comparan la producción instantánea de hidrógeno obtenida por los dos métodos implementados, en términos de moles, masa y volumen por segundo.

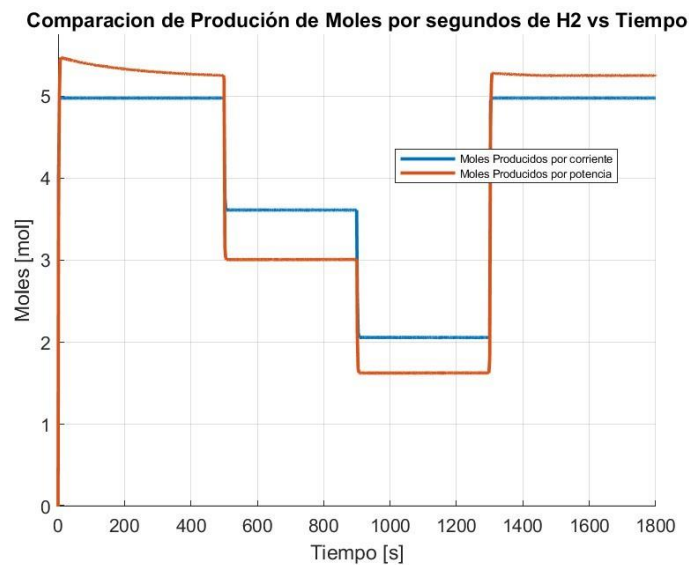


Figura 3.47. Producción instantánea de moles de hidrógeno (mol/s).

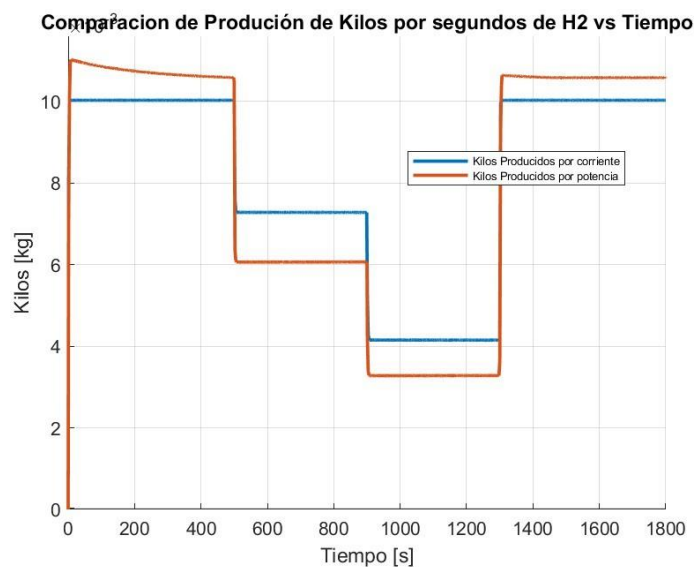


Figura 3.48. Producción instantánea de masa de hidrógeno (kg/s).

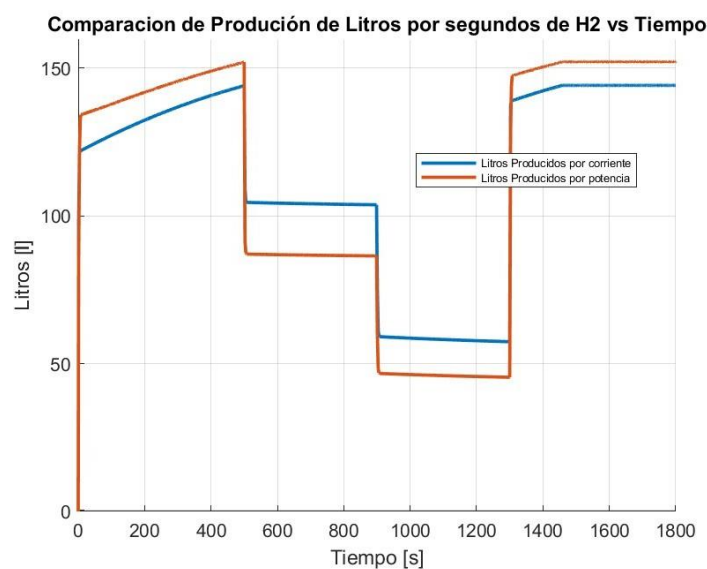


Figura 3.49. Producción instantánea de volumen de hidrógeno (l/s).

3.2.9. Producción acumulada y eficiencia

Las Figuras 3.50-3.52 presentan la acumulación total de la producción de hidrógeno para el perfil de viento variable, mientras que la Figura 3.53 muestra la evolución de la eficiencia eléctrica del sistema durante la simulación.

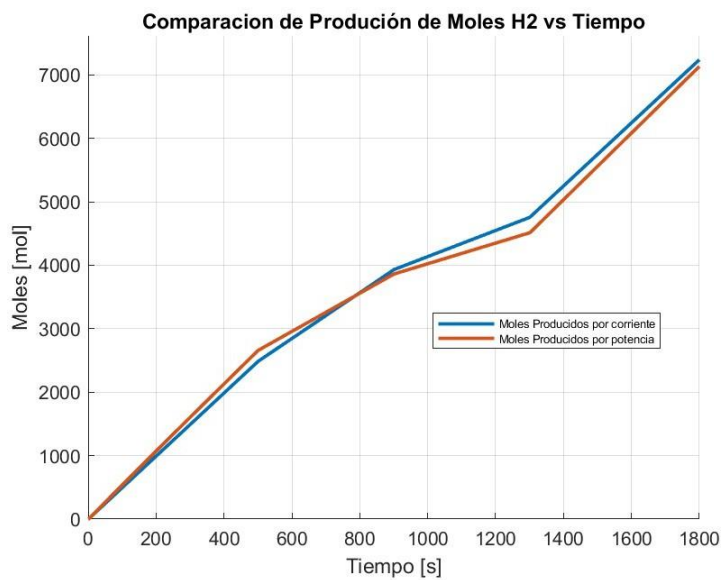


Figura 3.50. Moles acumulados de hidrógeno producidos.

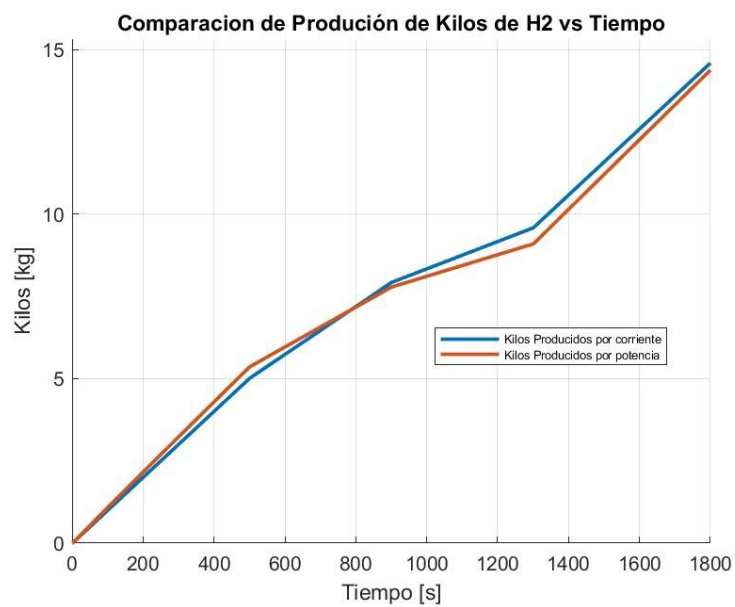


Figura 3.51. Masa acumulada de hidrógeno producida.

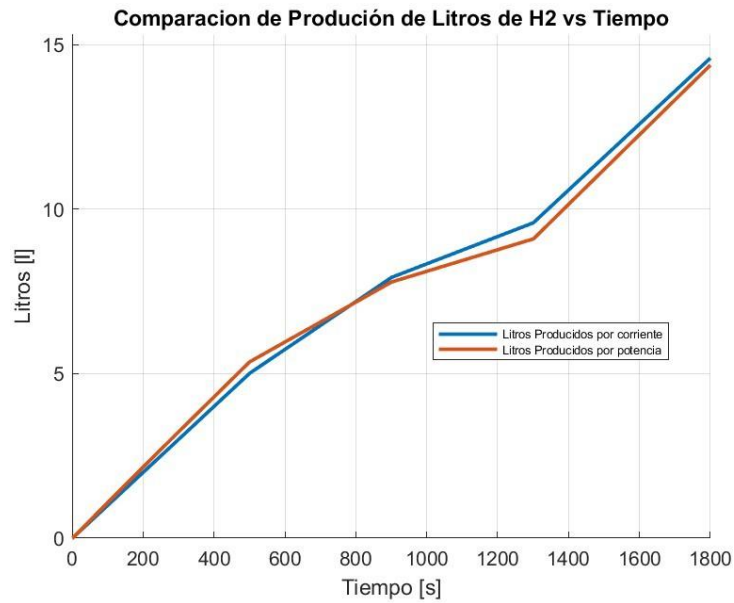


Figura 3.52. Volumen acumulado de hidrógeno producido.

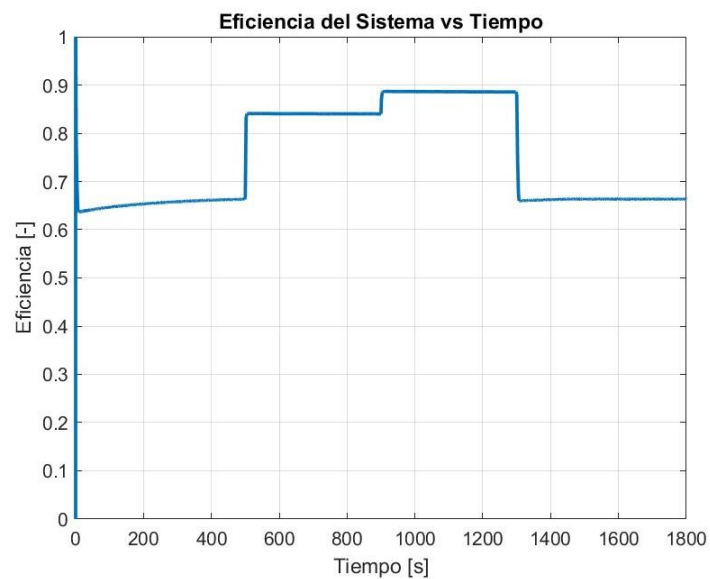


Figura 3.53. Eficiencia eléctrica del sistema durante viento variable.

3.2.10. Periodo de activación y producción de hidrógeno

La Figura 3.54 indica el periodo en el cual las condiciones mínimas de temperatura y corriente son alcanzadas, permitiendo la producción real de hidrógeno dentro del electrolizador.

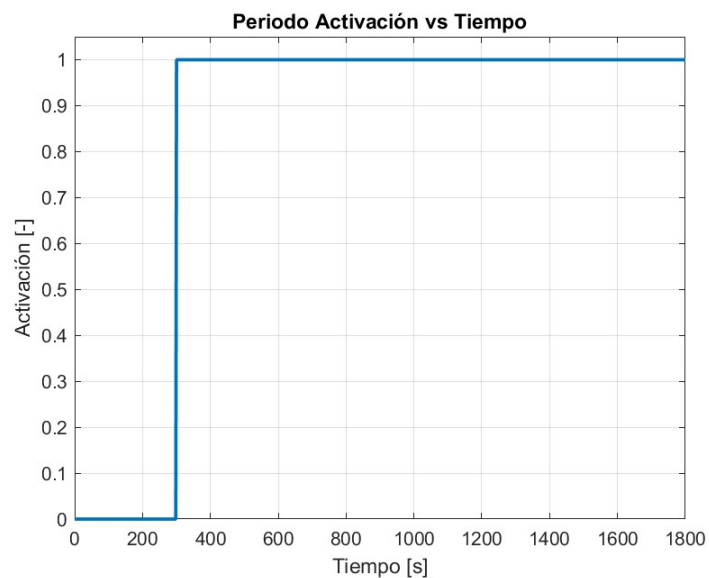


Figura 3.54. Periodo de activación de la producción real de hidrógeno.

Implementando este periodo de activación, la producción estimada real de hidrógeno verde ante variaciones del perfil de viento se presenta en las Figuras 3.55, 3.56 y 3.57.

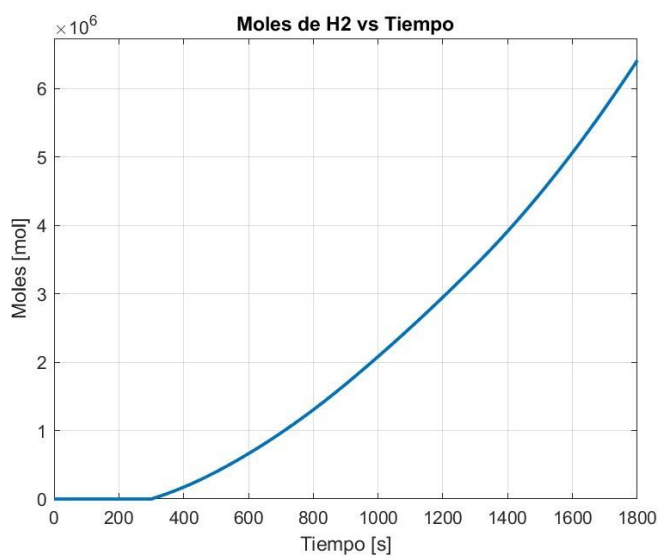


Figura 3.55. Moles acumulados de hidrógeno producidos en el periodo activo.

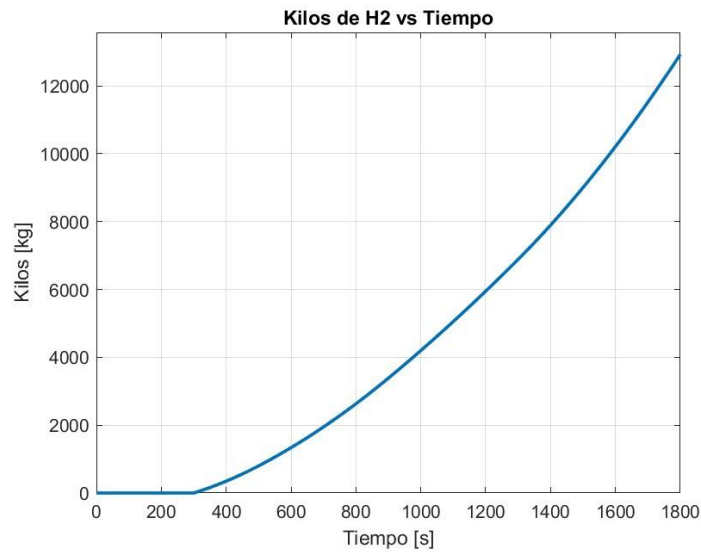


Figura 3.56. Masa acumulada de hidrógeno producida en el periodo activo.

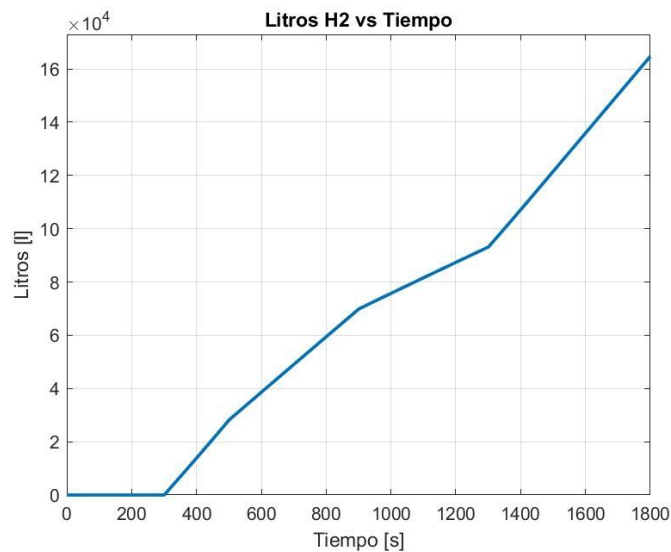


Figura 3.57. Volumen acumulado de hidrógeno producido en el periodo activo.

3.3. Caso 3: Desconexión de un stack PEM

En el tercer escenario se analiza la contingencia por desconexión de uno de los dos stacks *PEM* conectados en paralelo. Este evento reduce la capacidad total de corriente del sistema y permite estudiar la respuesta del generador, el rectificador y la carga restante bajo condiciones de carga parcial.

3.3.1. Velocidad del viento y rotor

La Figura 3.58 muestra el perfil constante de viento utilizado para este caso, mientras que la Figura 3.59 refleja la velocidad angular del rotor.

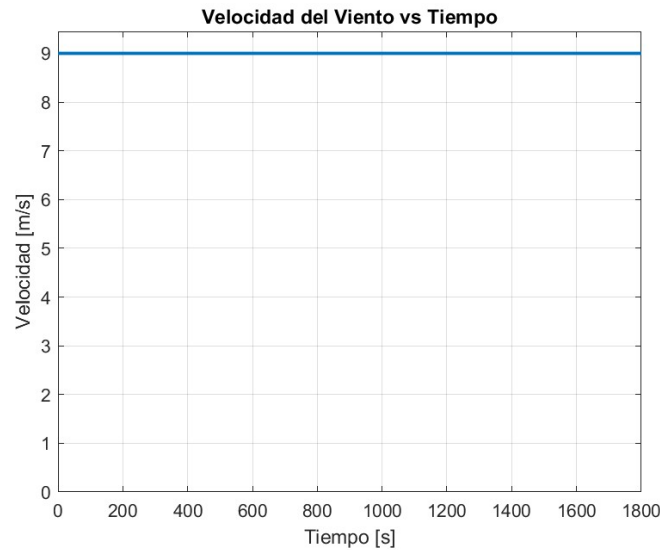


Figura 3.58. Velocidad del viento constante aplicada a la turbina.

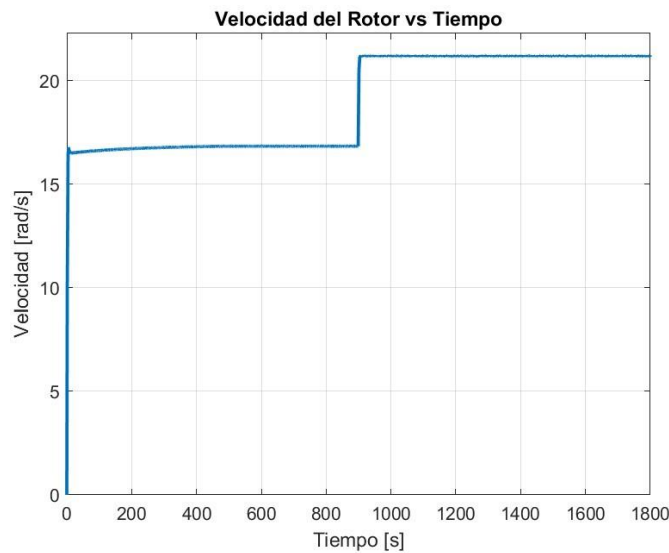


Figura 3.59. Velocidad del rotor del PMSM durante la contingencia.

3.3.2. Tensiones y corrientes del generador

Las Figuras 3.60, 3.61 y 3.62, 3.63 presentan las tensiones y corrientes trifásicas generadas por el PMSM. La máquina ajusta su salida eléctrica al nuevo punto de carga, conservando el patrón de distorsión en la forma de onda propio de la interacción con el convertidor estático.

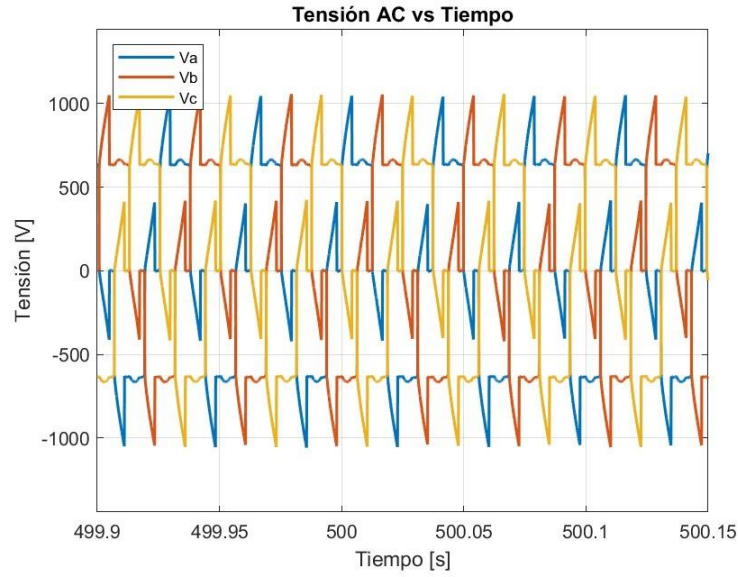


Figura 3.60. Tensión trifásica del PMSM.

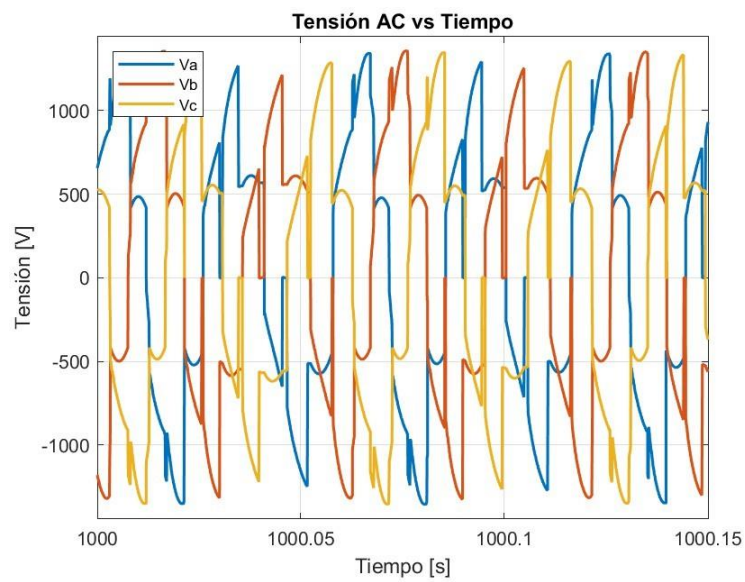


Figura 3.61. Tensión trifásica del PMSM posterior a la desconexión de una de las cargas.

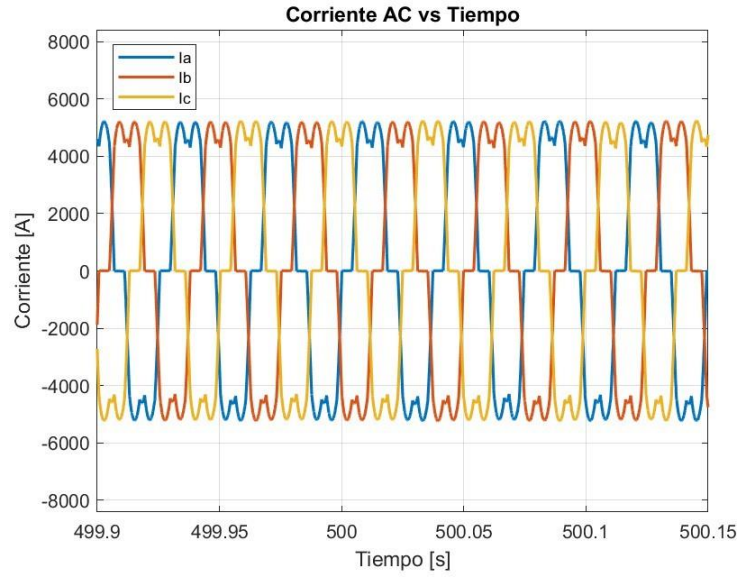


Figura 3.62. Corriente trifásica del PMSM.

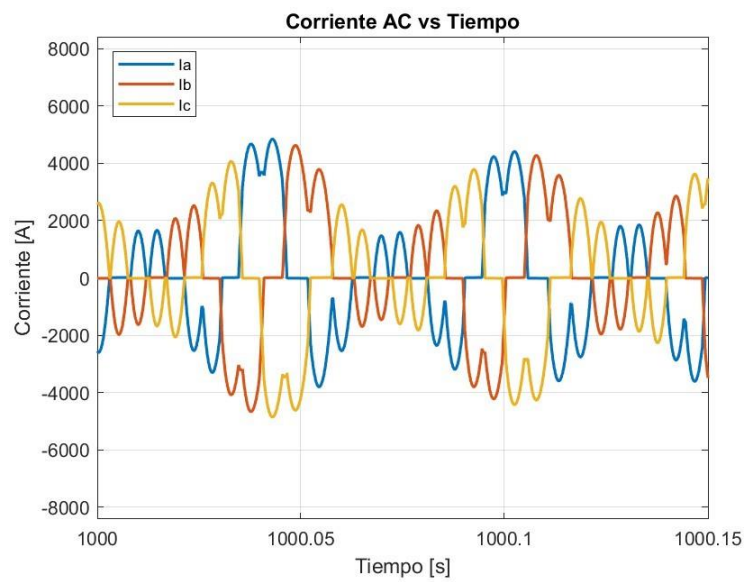


Figura 3.63. Corriente trifásica del PMSM posterior a la desconexión de una de las cargas.

3.3.3. Etapa de rectificación y filtrado

En la Figura 3.64 se observa la tensión *DC* a la salida del rectificador y en la Figura 3.65 la corriente continua correspondiente, ajustadas al nuevo nivel de carga activa.

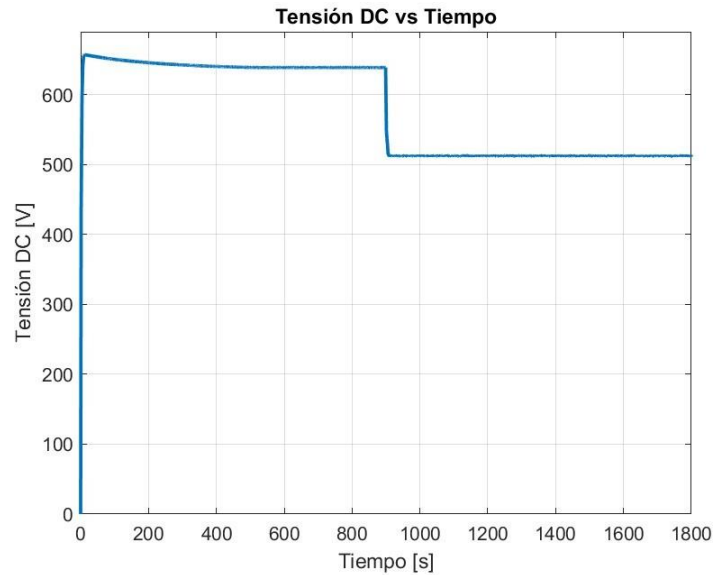


Figura 3.64. Tensión *DC* posterior al rectificador.

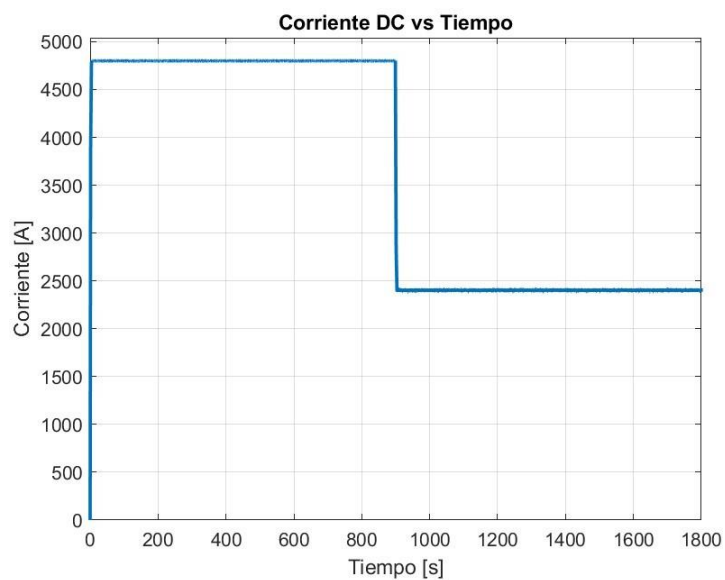


Figura 3.65. Corriente *DC* posterior al rectificador.

3.3.4. Resultados eléctricos de la carga PEM

La Figura 3.66 muestra la tensión individual de la celda restante y la Figura 3.67 la tensión total del stack operativo. La Figura 3.68 compara la potencia *DC* disponible con la potencia absorbida por la celda activa.

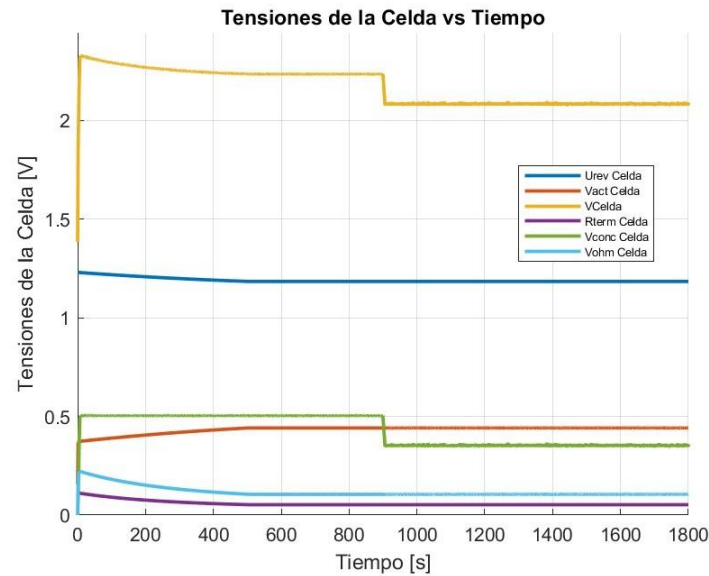


Figura 3.66. Tensión de la celda PEM activa (posterior al filtro DC).

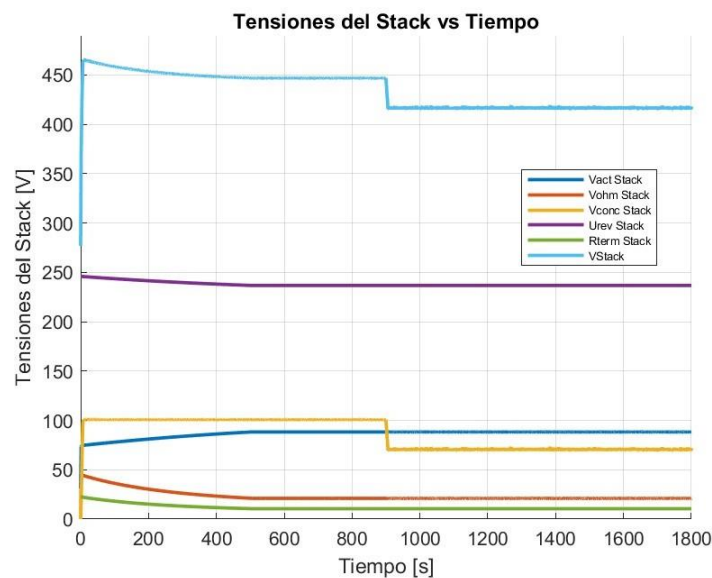


Figura 3.67. Tensión total del stack PEM operativo.

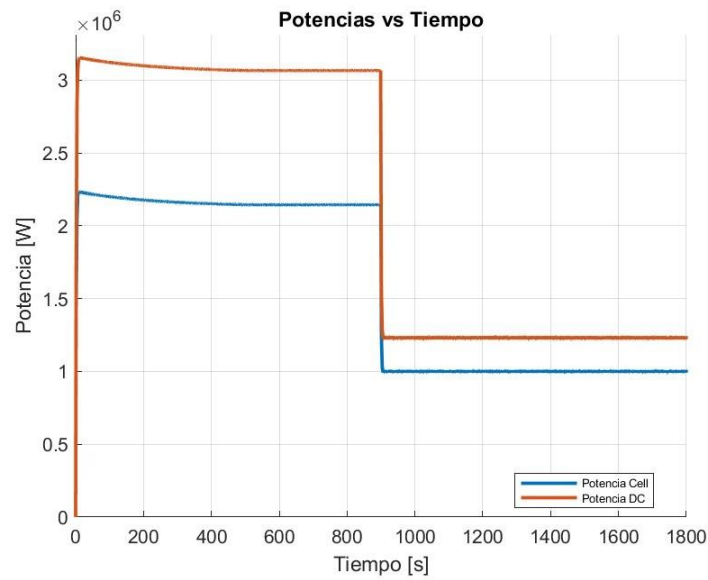


Figura 3.68. Comparación entre la potencia DC y la potencia consumida por la carga PEM restante.

3.3.5. Corriente de la celda y densidad de corriente

Las Figuras 3.69 y 3.70 muestran la corriente y la densidad de corriente en la carga PEM tras la desconexión, manteniendo un perfil estable de menor magnitud.

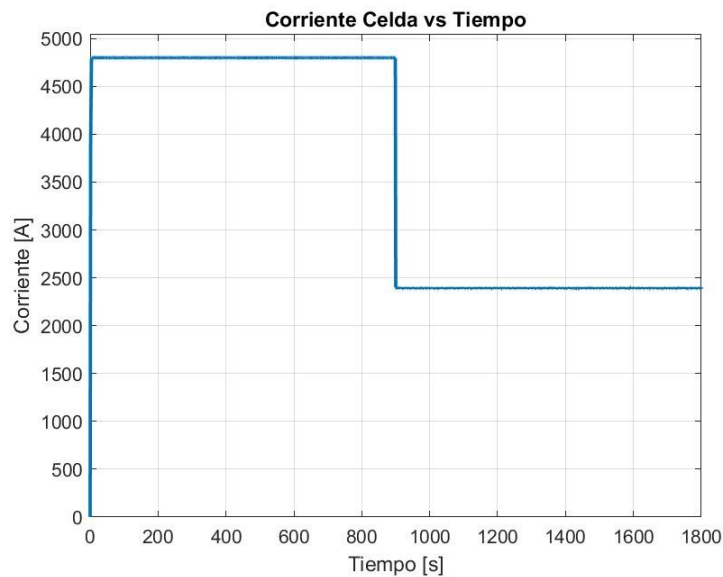


Figura 3.69. Corriente en la carga PEM activa.

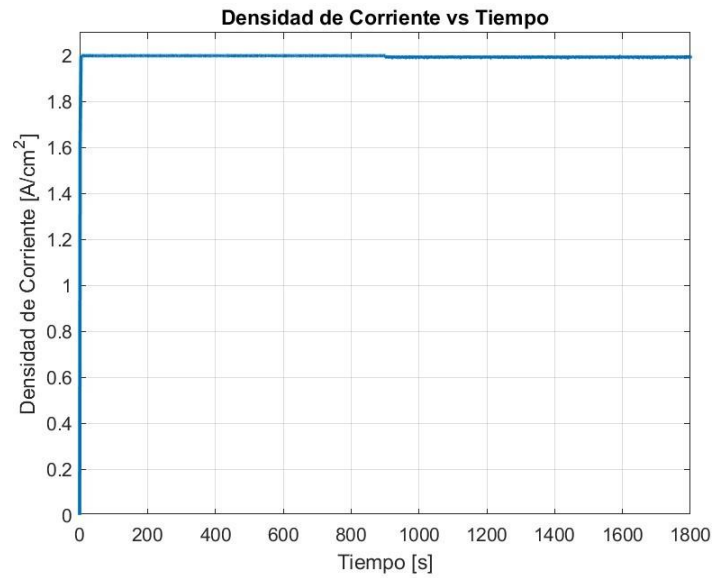


Figura 3.70. Densidad de corriente en la celda PEM.

3.3.6. Curva característica V_{celda} –densidad de corriente

La Figura 3.71 presenta la curva característica tensión–densidad de corriente del stack PEM bajo la condición de desconexión de uno de los módulos.

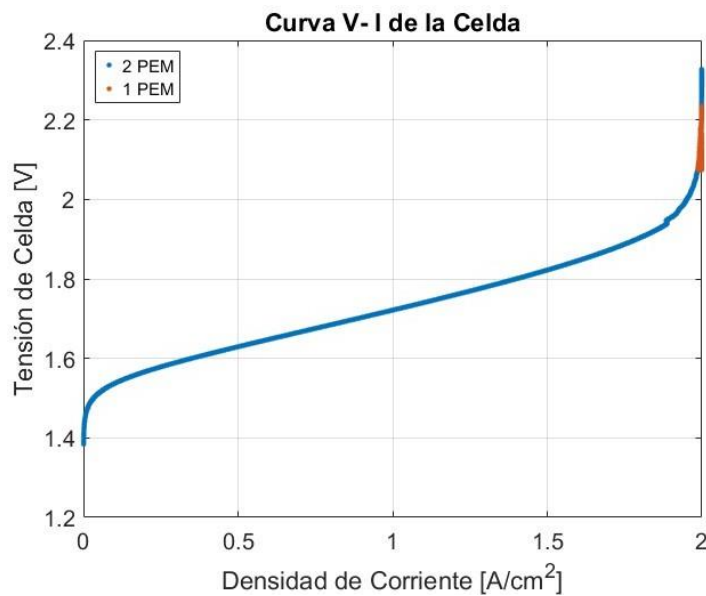


Figura 3.71. Curva V – i del stack PEM tras la desconexión de un módulo.

3.3.7. Comportamiento térmico

La Figura 3.72 muestra la evolución térmica de la celda restante y la Figura 3.73 el calor total calculado por el modelo térmico para este caso de reducción de carga.

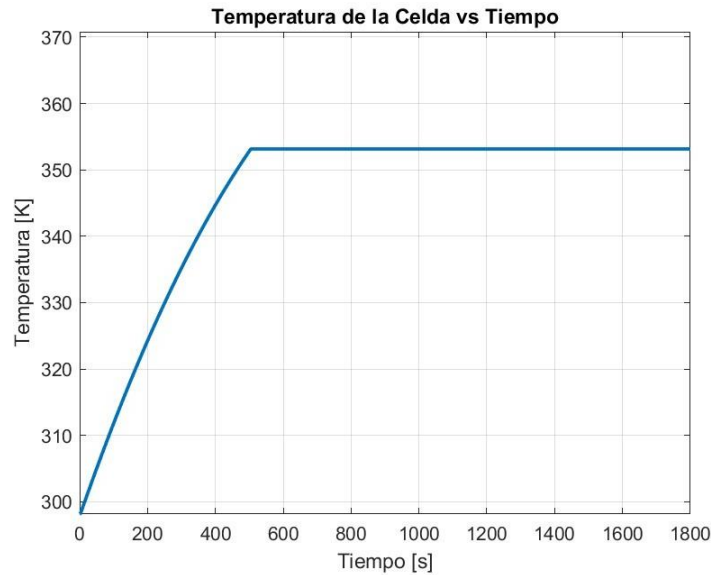


Figura 3.72. Temperatura dinámica de la celda PEM activa.

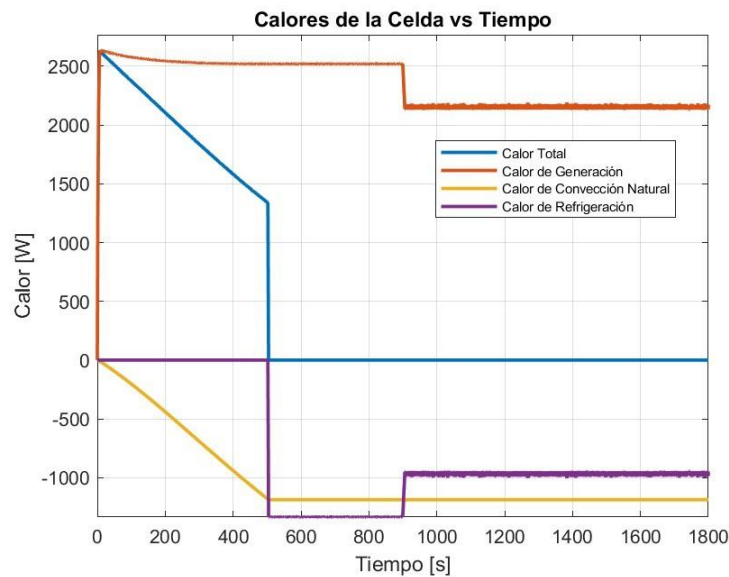


Figura 3.73. Calor total considerado en el modelo térmico de la celda PEM activa.

3.3.8. Producción instantánea de hidrógeno

Las Figuras 3.74-3.76 muestran la producción instantánea de hidrógeno calculada por los dos métodos implementados, expresada en moles, masa y volumen por segundo bajo la condición de carga reducida.

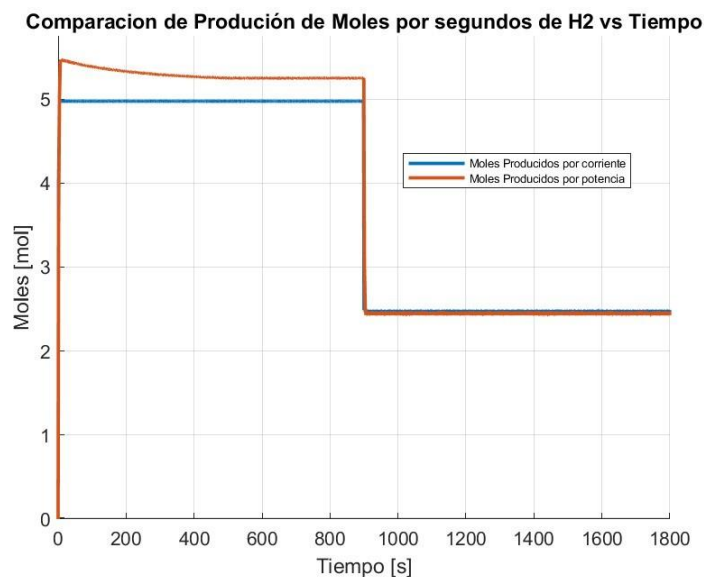


Figura 3.74. Producción instantánea de moles de hidrógeno (mol/s).

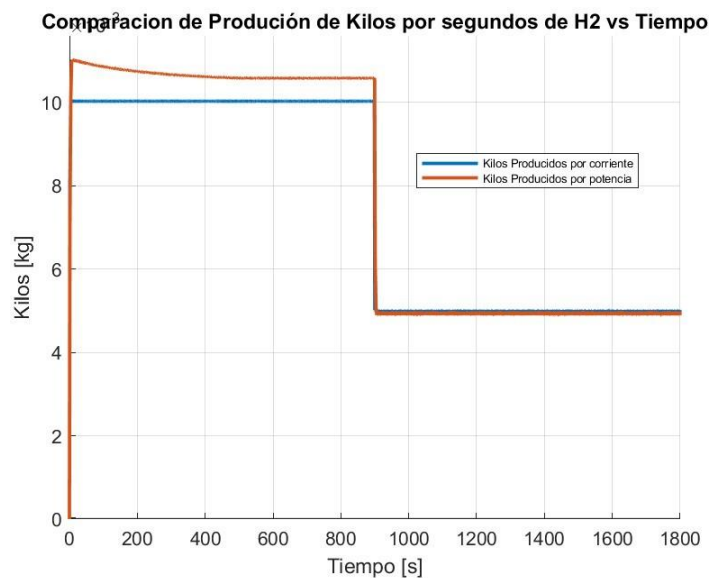


Figura 3.75. Producción instantánea de masa de hidrógeno (kg/s).

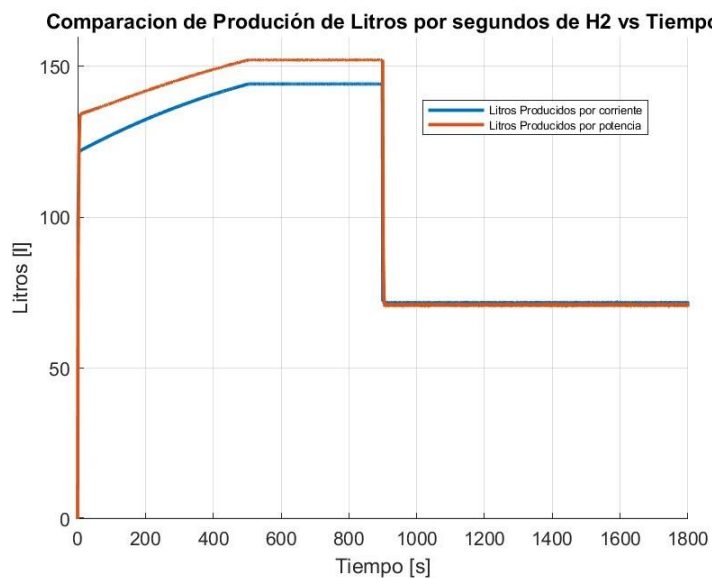


Figura 3.76. Producción instantánea de volumen de hidrógeno (l/s).

3.3.9. Producción acumulada y eficiencia

Las Figuras 3.77-3.79 presentan la producción acumulada de hidrógeno en moles, masa y volumen, mientras que la Figura 3.80 muestra la eficiencia eléctrica del sistema para este escenario de operación.

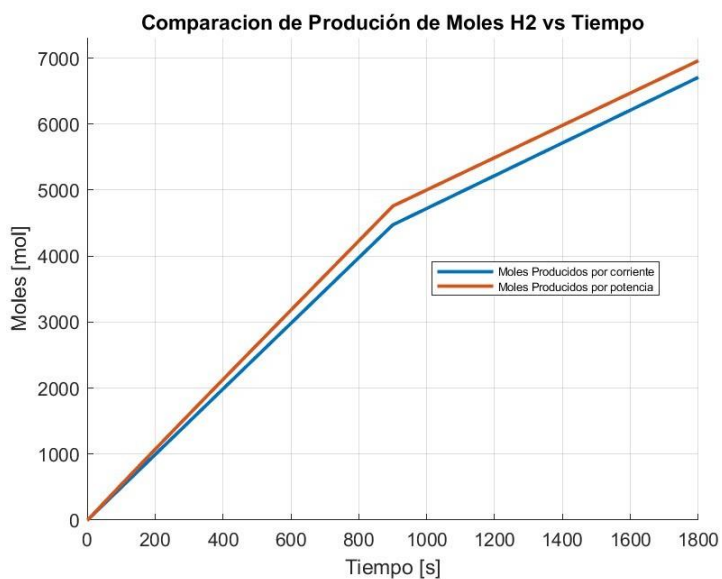


Figura 3.77. Moles acumulados de hidrógeno producidos.

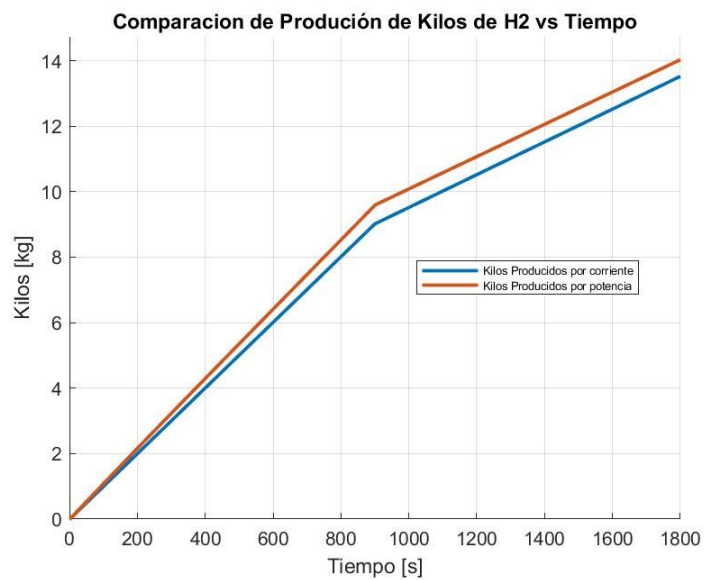


Figura 3.78. Masa acumulada de hidrógeno producida.

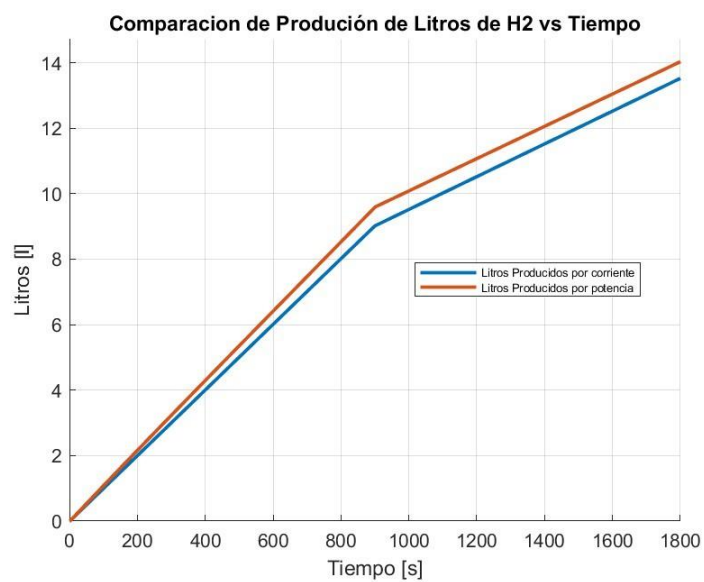


Figura 3.79. Volumen acumulado de hidrógeno producido.

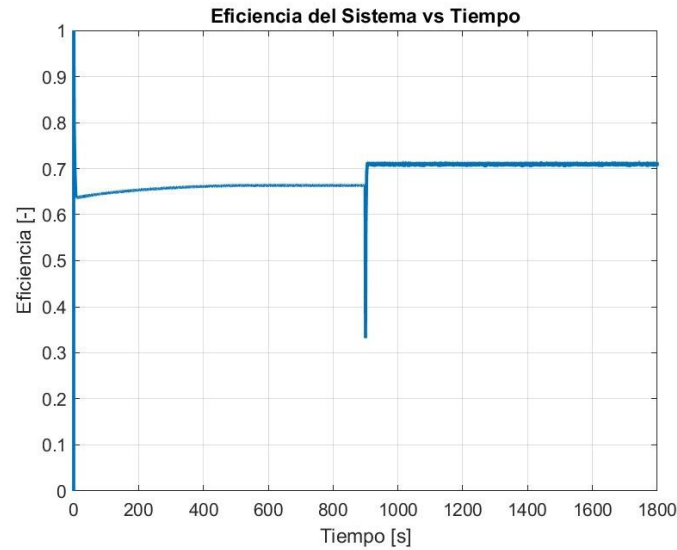


Figura 3.80. Eficiencia eléctrica del sistema para el escenario de desconexión de un stack.

3.3.10. Periodo de activación y producción de hidrógeno

La Figura 3.81 indica el periodo en el cual las condiciones mínimas de temperatura y corriente permiten la producción real de hidrógeno dentro del electrolizador para este escenario.

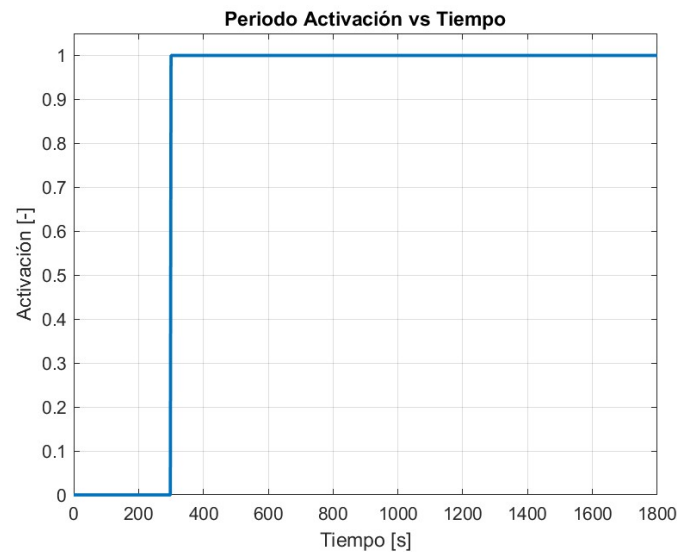


Figura 3.81. Periodo de activación de la producción real de hidrógeno.

Implementando este periodo de activación, la producción estimada real de hidrógeno verde ante variaciones en la carga del sistema se presenta en las Figuras 3.82, 3.83 y 3.84.

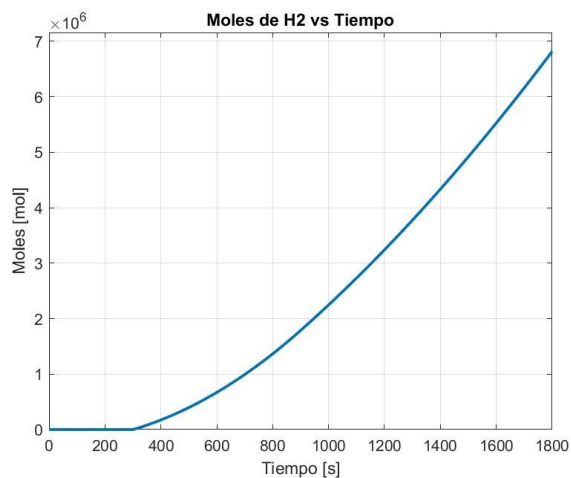


Figura 3.82. Moles acumulados de hidrógeno producidos en el periodo activo.

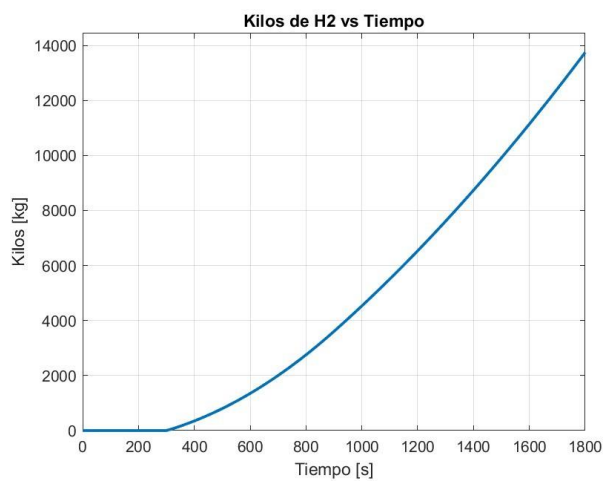


Figura 3.83. Masa acumulada de hidrógeno producida en el periodo activo.

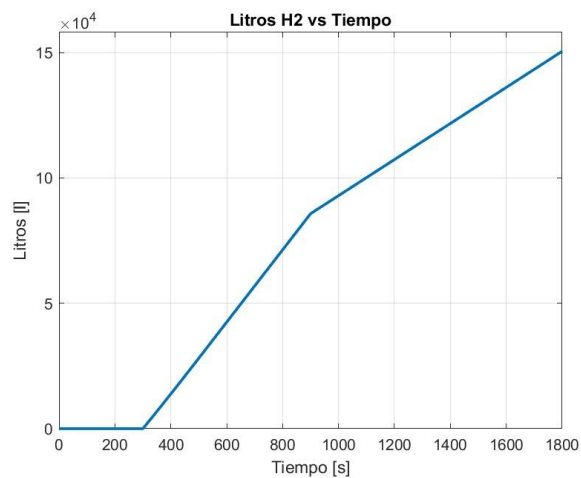


Figura 3.84. Volumen acumulado de hidrógeno producido en el periodo activo.

Capítulo 4

Análisis de Resultados

El presente capítulo tiene por objetivo analizar en profundidad el comportamiento del sistema completo modelado y simulado en los capítulos precedentes, evaluando la coherencia interna de los resultados, su consistencia con la teoría electroquímica y eléctrica descrita en el Capítulo 2, y su concordancia con valores típicos reportados en la literatura sobre sistemas eólicos acoplados a electrólisis tipo *PEM* [1, 13, 21].

El análisis se estructura siguiendo el flujo energético del sistema: recurso eólico, conversión electromecánica en el generador síncrono de imanes permanentes (*PM SM*), rectificación controlada, enlace *DC*, comportamiento eléctrico de la celda y del stack *PEM*, dinámica térmica y finalmente producción de hidrógeno. Este enfoque permite evaluar de manera integrada la respuesta del sistema y, además, determinar si las condiciones obtenidas en cada etapa permiten justificar las dinámicas, potencias y producciones observadas.

Todos los escenarios de simulación utilizan el mismo modelo de carga electroquímica, compuesto por dos stacks *PEM* conectados en paralelo, cada uno con área activa de 1200 cm², densidad de corriente nominal de 2 A/cm² y 200 celdas en serie. La corriente nominal por stack es por tanto $I_{\text{nom}} = 2400$ A, resultando en una capacidad total de $I_{\text{tot,nom}} \approx 4800$ A para el sistema. Este valor constituye un punto central de validación, ya que la corriente *DC* entregada por el rectificador debe mantener un orden de magnitud coherente con la corriente requerida por el electrolizador bajo condiciones nominales, lo cual es efectivamente observado en las simulaciones del Capítulo 3.

La evaluación del sistema no sólo se basa en corroborar los valores finales en régimen estacionario, sino también en estudiar las dinámicas iniciales: rampa de velocidad del rotor, establecimiento de regímenes eléctricos, saturación térmica del stack y la activación condicionada de la producción real de hidrógeno. Para cada variable relevante se analizan tanto su magnitud como su comportamiento temporal, justificando las transiciones observadas mediante fundamentos físicos y electroquímicos. Asimismo, se comparan cuantitativamente los valores obtenidos con modelos reportados en la literatura especializada, verificando su validez y discutiendo las diferencias donde correspondan.

El análisis del presente capítulo responde directamente a los objetivos específicos de la memoria, en particular:

- Validar el modelo dinámico propuesto.
- Evaluar la operación del sistema bajo condiciones constantes y variables de viento.

- Verificar las condiciones necesarias de tensión, corriente y temperatura para la producción continua de hidrógeno.
- Determinar la coherencia entre la producción estimada por método faradaico y por método energético.

Con esta base, se procede a analizar los resultados del **Caso 1: Viento Constante de 9 m/s**, que constituye el escenario fundamental para evaluar el desempeño nominal del sistema.

4.1. Caso 1: Análisis para viento constante de 9 m/s

Este primer escenario representa la operación nominal del sistema bajo condiciones estacionarias de viento. Debido a la ausencia de variaciones rápidas en el recurso primario, este caso es fundamental para validar los componentes principales del modelo: la conversión eólica, la rectificación, el enlace *DC*, el comportamiento eléctrico del stack *PEM*, su evolución térmica y la producción resultante de hidrógeno. Además, este escenario permite comparar de manera directa los resultados obtenidos mediante los métodos faradaico y energético.

4.1.1. Velocidad del viento y dinámica del rotor

La velocidad constante de viento de 9 m/s aplicada en la Figura 3.1 produce un régimen aerodinámico estable sobre la turbina. La Figura 3.2 muestra que la velocidad del rotor no presenta un incremento instantáneo hacia su valor final, sino una rampa suave caracterizada por la inercia mecánica de la máquina y el equilibrio entre torque aerodinámico y torque electromagnético del *PMSM*. Este comportamiento dinámico coincide con los modelos presentados en [6,8], donde la aceleración inicial depende principalmente de la constante de inercia J y del perfil del coeficiente de potencia $C_p(\lambda, \theta)$.

La velocidad final observada ($\sim 16\text{--}17$ rad/s) concuerda con el punto de operación teórico esperado para turbinas sincronizadas con generación a 50 Hz. Considerando un generador de $p = 10$ pares de polos, la relación:

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

entrega una frecuencia eléctrica de aproximadamente:

$$f = \frac{\omega_e}{2\pi} \approx 25 - 27 \text{ Hz},$$

coherente con las tensiones trifásicas simuladas. Esta concordancia valida tanto el modelo aerodinámico como el modelo electromecánico del *PMSM*.

4.1.2. Tensión y corriente del generador

Las Figuras 3.3 y 3.4 muestran las tensiones y corrientes trifásicas del generador. Se aprecian amplitudes de tensión del orden de 800–1000 V y corrientes de fase en el rango de 5000–5500 A, valores consistentes con un sistema de conversión de potencia de varios megavatios.

Respecto a la calidad de la onda, se observa que la tensión presenta una distorsión armónica significativa, visiblemente superior al 10 %, caracterizada por la presencia de muescas de conmutación. Este fenómeno es atribuible directamente a la carga no lineal que representa el rectificador controlado de 6 pulsos. Al no existir un transformador intermedio, la conmutación de los tiristores cortocircuita momentáneamente las fases a través de la reactancia síncrona del generador, deformando la onda senoidal.

Los armónicos inyectados por este tipo de rectificador corresponden a la serie característica $h = 6k \pm 1$. Por lo tanto, la distorsión observada se debe principalmente a la presencia de los armónicos de orden 5^{to} y 7^{mo}, y en menor medida a los de orden 11^{vo} y 13^{vo}. Este comportamiento es inherente a la topología de conversión AC/DC seleccionada y coincide con los análisis de calidad de potencia para electrolizadores de alta potencia reportados en la literatura [20].

4.1.3. Etapa de rectificación y tensión/corriente DC

La Figura 3.5 muestra una tensión continua estabilizada cercana a 650–670 V, valor consistente con la ecuación teórica para rectificadores de seis pulsos:

$$V_{dc} \approx \frac{\sqrt{3}}{\pi} V_{LL}.$$

La corriente DC mostrada en la Figura 3.6 alcanza valores cercanos a 4800 A, lo cual coincide notablemente con la corriente nominal total de los dos stacks conectados en paralelo:

$$I_{tot,nom} = 2 \cdot 1200 \text{ cm}^2 \cdot 2 \text{ A/cm}^2 = 4800 \text{ A}.$$

Esta coherencia constituye una validación crucial del acoplamiento entre el modelo eléctrico del rectificador y el modelo electroquímico del electrolizador.

4.1.4. Tensión de celda y del stack PEM

La Figura 3.7 presenta la evolución temporal de la tensión de una celda individual del electrolizador. Su comportamiento no es lineal ni inmediato, sino que sigue la dinámica propia del modelo electroquímico abordado en el Capítulo 2, donde la tensión total de celda se expresó como:

$$V_{cell}(t) = U_{rev}(T) + V_{act}(j, T) + V_{ohm}(j, T) + V_{conc}(j),$$

siendo esta una ecuación central del análisis. Cada uno de estos términos explica distintas zonas de la curva real observada en la simulación.

En primer lugar, se observa que al instante inicial ($t = 0$), la tensión de celda se encuentra alrededor de 0,8–1,0 V, lo cual es coherente con una corriente inicial muy baja y una temperatura inicial de aproximadamente 25 °C. En estas condiciones, la sobretensión ohmica es elevada debido a la reducida conductividad protónica de la membrana, lo cual es consistente con los modelos experimentales descritos en [1, 13]. Simultáneamente, la sobretensión de activación V_{act} se encuentra en valores cercanos a 0,4–0,45 V, valor también visible en la descomposición de tensiones interna del modelo y acorde a los datos típicos reportados en [9].

A medida que el rectificador estabiliza su operación y la corriente alcanza valores del orden de 4800 A para el conjunto de los dos stacks, la tensión de celda asciende hasta un máximo aproximado de 2,5 V. Este aumento no es instantáneo, sino que presenta una rampa motivada por el aumento progresivo de la densidad de corriente y la evolución térmica de la membrana. El pico de tensión se explica principalmente por dos efectos: el aumento transitorio de la sobretensión de concentración V_{conc} , que crece de forma aguda cuando la densidad de corriente se aproxima a su valor nominal, y la baja temperatura inicial, que incrementa la resistencia iónica y por lo tanto la sobretensión ohmica. Este comportamiento coincide con las curvas dinámicas reportadas en [14].

Posteriormente, la tensión de celda disminuye suavemente hacia valores estacionarios cercanos a 2,2 V. Esta caída progresiva es coherente con el calentamiento del electrolizador mostrado en la Figura 3.13, donde la temperatura del stack aumenta desde 25°C hasta más de 80°C. Este incremento térmico mejora significativamente la conductividad protónica de la membrana, reduciendo la sobretensión ohmica V_{ohm} de manera consistente con la formulación de la resistencia:

$$R_{\text{ohm}}(T) = \frac{t_{\text{mem}}}{\sigma(T)A}$$

Donde $\sigma(T)$ aumenta exponencialmente con la temperatura. Paralelamente, la sobretensión de concentración se estabiliza, dado que el flujo de gases dentro de la celda alcanza un régimen estacionario acorde con la densidad de corriente aplicada. Este comportamiento está en plena concordancia con los modelos dinámicos validados experimentalmente en [15].

La Figura 3.8, por su parte, muestra la tensión del stack completo de 200 celdas. Los valores observados son coherentes con la relación:

$$V_{\text{stack}} \approx 200 \cdot V_{\text{cell}}$$

ya que el régimen estacionario alcanza tensiones entre 440 y 500 V, lo cual concuerda con la tensión del enlace DC rectificado (650–670 V) considerando pérdidas, rizado y la caída dinámica en la inductancia y resistencia serie.

Finalmente, la dinámica completa de la tensión de celda y del stack valida adecuadamente el modelo electroquímico adoptado, ya que:

- Reproduce los valores típicos de operación industrial (2,0–2,2 V por celda en régimen y 2,4–2,7 V durante transitorios).
- Presenta la correlación esperada entre corriente–temperatura–sobretensiones.
- Coincide con modelos experimentales publicados en [9],
- Se alinea con las curvas de polarización reales mostradas en [1].

Para reforzar esta validación, la Tabla 4.1 compara los valores típicos de tensión por celda según literatura y los valores obtenidos en la simulación.

Tabla 4.1
COMPARACIÓN ENTRE TENSIONES DE CELDA REALES Y SIMULADAS

Condición	Literatura	Simulación
Tensión inicial	0,9–1,1 V	$\approx 1,0$ V
Pico transitorio	2,4–2,7 V	$\approx 2,5$ V
Régimen estacionario	2,0–2,3 V	$\approx 2,2$ V
Disminución ohmica con temperatura	Esperada	Observada

Los resultados muestran una concordancia excelente entre el modelo dinámico y los valores característicos de electrolizadores *PEM* reales, lo cual permite concluir que la modelación de tensión de celda y del stack es consistente, físicamente representativa y adecuada para el análisis de los escenarios restantes.

4.1.5. Potencia disponible del generador y potencia consumida por el electrolizador

La Figura 3.9 presenta la comparación entre la potencia disponible en el enlace *DC* y la potencia efectivamente absorbida por el electrolizador *PEM*. El primer aspecto relevante es que ambas potencias presentan una dinámica inicial ascendente antes de alcanzar su valor estacionario. Esta característica es coherente con el comportamiento conjunto del PMSM y del rectificador, descrito teóricamente en el Capítulo 2.

La potencia del generador aumenta desde prácticamente 0 W hasta valores de aproximadamente 3,1 MW, valor plenamente consistente con la potencia que un PMSM de esta escala puede suministrar bajo vientos del orden de 9 m/s, tal como se reporta en [8]. La estabilidad del régimen estacionario confirma que el control de disparo del rectificador de seis pulsos mantiene el ángulo de conmutación cercano a su valor óptimo y que el filtro *RC* elimina el rizado de alta frecuencia, tal como se analiza en [12].

Por otro lado, la potencia consumida por el electrolizador converge a aproximadamente 3,0 MW, lo cual es consistente con la eficiencia del proceso. La diferencia entre la potencia disponible y la absorbida (del orden de 1–3 %) es atribuible a la caída resistiva en el filtro, al rizado remanente y a las pérdidas internas del convertidor. Valores de esta magnitud son coherentes con las pérdidas típicas indicadas por Mohan [10].

Finalmente, el hecho de que la potencia absorbida alcance un valor estable confirma que el electrolizador opera dentro de su rango dinámico y que no se presentan fenómenos de saturación térmica ni limitación de corriente, lo cual concuerda con los resultados de [9].

4.1.6. Corriente del electrolizador y densidad de corriente

La Figura 3.10 muestra la corriente total que alimenta a los dos stacks *PEM* en paralelo. Se observa una dinámica ascendente que comienza alrededor de 0 A y alcanza valores cercanos a 4800 A. Este comportamiento no es lineal ni instantáneo: la rampa inicial está influenciada por la interacción entre la potencia del generador, el filtro *DC* y la resistencia dinámica del electrolizador, un fenómeno ampliamente discutido en [16].

Considerando que cada stack posee un área activa de 1200 cm², la densidad de corriente

equivalente que se aprecia en la Figura 3.11 es aproximadamente:

$$j \approx \frac{4800/2}{1200} = 2 \text{ A/cm}^2$$

Valor que coincide exactamente con el punto nominal definido para el modelo y con los niveles industriales reportados por Barbir [13]. La curva en la Figura 3.11 también presenta una dinámica inicial antes de estabilizarse, lo cual es congruente con la necesidad de que la celda eleve su temperatura interna para reducir la resistencia iónica y estabilizar su comportamiento electroquímico.

En síntesis, tanto la corriente como su densidad asociada validan que el modelo reproduce los niveles típicos de operación de electrolizadores de gran escala.

4.1.7. Curva característica V_{cell} – Densidad de corriente

La Figura 3.12 muestra la característica $V-j$ del electrolizador. Es fundamental aclarar que, aunque este caso de estudio corresponde a una velocidad de viento constante (potencia de entrada fija en estado estacionario), la curva se obtiene registrando la trayectoria dinámica del sistema durante el transitorio de arranque. Desde el instante inicial ($t = 0$), la corriente y la tensión aumentan progresivamente desde cero hasta alcanzar su punto de operación nominal, permitiendo realizar un barrido completo por las tres regiones habituales de la electrólisis:

- Una región de activación, en la cual V_{act} domina y presenta valores cercanos a 0,4–0,45 V.
- Una región óhmica claramente lineal, donde V_{ohm} se encuentra entre 0,20 y 0,25 V, coherente con la conductividad de membranas operando entre 60 y 80°C, tal como se describe en [13].
- Una región de concentración donde V_{conc} aumenta hasta alcanzar aproximadamente 0,5 V, estabilizándose luego en ese valor.

Una vez finalizado el transitorio, el sistema se estabiliza en un punto fijo de esta curva, donde la suma de estas componentes reproduce una tensión estacionaria de celda de aproximadamente 2,2 V. Este valor coincide con el rango indicado en la Tabla 4.1 y con los valores reales observados en [1].

Asimismo, la dinámica observada es coherente con la evolución térmica (T_{cell}): a medida que el stack se calienta durante el arranque, V_{ohm} tiende a disminuir debido a la mejora de la conductividad iónica de la membrana, mientras que la tensión reversible U_{rev} se reduce levemente según la ecuación de Nernst.

4.1.8. Comportamiento térmico del stack

La Figura 3.13 muestra que, en el Caso 1, la temperatura del stack aumenta desde 25°C hasta estabilizarse en torno a 80°C. El incremento no es lineal: durante los primeros segundos la pendiente es mayor y luego se va reduciendo hasta alcanzar un régimen casi

estacionario. Esta forma coincide con lo esperado para un sistema con inercia térmica elevada, en el que el balance entre el calor generado Q_{gen} y las pérdidas al ambiente se va cerrando progresivamente a medida que aumenta la temperatura, tal como se definió en el modelo térmico del Capítulo 2. El orden de magnitud del salto térmico (unos 45–50°C) es coherente con stacks *PEM* de escala similar operando a densidades de corriente cercanas a 2 A/cm², donde se reportan temperaturas de operación en el rango 60–80°C para mantener un compromiso adecuado entre eficiencia y durabilidad [17].

Esta evolución se entiende mejor al observar la Figura 3.14. El calor total parte cercano a 2,6 kW y desciende gradualmente hasta alrededor de 1,4 kW, reflejando la disminución de las sobretensiones V_{act} y V_{ohm} a medida que el stack se calienta. En paralelo, el término de apagado térmico Q_{apagado} (convección natural y radiación hacia un ambiente a 25°C) pasa de valores próximos a cero a alrededor de –1,2 kW, aumentando su capacidad de disipación conforme crece la diferencia de temperatura con el entorno. Es decir, el modelo reproduce de forma consistente un escenario en que, al inicio, Q_{gen} | Q_{apagado} y la temperatura sube rápidamente, mientras que en régimen estacionario ambos términos se aproximan en magnitud y el calentamiento se detiene sin sobrepasar el umbral de diseño.

Un aspecto particularmente relevante es que, en este caso, la refrigeración activa sí se activa al alcanzar el umbral de operación térmica $T_{\text{op}} = 80^\circ\text{C}$ definido en el modelo. Una vez que la temperatura del stack llega a dicho valor, el término Q_{refrig} pasa de cero a valores negativos significativos (del orden de varios kilovatios), ajustándose automáticamente según la lógica del controlador térmico implementado: el modelo calcula el calor requerido para anular la suma $Q_{\text{gen}} + Q_{\text{apagado}}$, limitándolo a la capacidad máxima del sistema de refrigeración y garantizando que nunca entregue calor positivo. Esta conducta reproduce fielmente la función física de un sistema de enfriamiento ideal: sostener la temperatura del stack alrededor de su punto de operación cancelando, dentro de su capacidad, cualquier exceso de energía térmica.

En este contexto, la interacción entre Q_{gen} , Q_{apagado} y Q_{refrig} valida completamente el modelo térmico utilizado. Antes de que la temperatura alcance los 80°C, la disipación pasiva es insuficiente para compensar la generación térmica y el stack continúa calentándose. Una vez alcanzado el umbral, la activación de la refrigeración limita la temperatura y genera una meseta térmica que coincide con los estudios experimentales reportados en [9,17]. El hecho de que el sistema estabilice la temperatura sin oscilaciones, y que el flujo térmico activo adopte exactamente la magnitud opuesta al calor neto remanente, demuestra coherencia entre el modelo teórico, el código MATLAB que rige el balance energético y los resultados obtenidos en la simulación.

4.1.9. Producción instantánea de hidrógeno

Las Figuras 3.15, 3.16 y 3.17 muestran la producción instantánea de hidrógeno en términos de moles, masa y volumen, respectivamente, para ambos métodos de estimación: faradaico y energético.

En la Figura 3.15 se observa que la tasa molar por método de Faraday presenta un transitorio inicial marcado (ligado al aumento de I_{cell} y a la estabilización de V_{cell}), hasta alcanzar un régimen estacionario cercano a

$$\dot{N}_{H_2}^{(F)} \approx 5 \text{ mol/s},$$

por stack. El método energético, en cambio, muestra una dinámica ligeramente distinta: la tasa molar sube hasta aproximadamente

$$\dot{N}_{H_2}^{(P, \max)} \approx 5,5 \text{ mol/s},$$

para luego estabilizarse en torno a

$$\dot{N}_{H_2}^{(P)} \approx 5,3 \text{ mol/s}.$$

Es decir, el método basado en potencia entrega sistemáticamente valores un 5–7 % superiores a los del método faradaico, lo que es coherente con la formulación empleada: el primero depende de P_{cell} y del HHV_{H_2} (y por tanto de una eficiencia global η_{sys}), mientras que el segundo depende únicamente de la corriente I_{cell} según la Ley de Faraday, tal como se definió en el Capítulo 2 y se discute en [4, 13].

La coherencia interna del modelo se verifica de manera directa al comparar las Figuras 3.15 y 3.16. En régimen estacionario, se observa que:

$$\dot{m}_{H_2}^{(F)} \approx 10 \times 10^{-3} \text{ kg/s},$$

lo cual es exactamente lo que se espera a partir de la tasa molar faradaica:

$$\dot{m}_{H_2}^{(F)} = \dot{N}_{H_2}^{(F)} M_H \approx 5 \text{ mol/s} \times 2,016 \times 10^{-3} \text{ kg/mol} \approx 0,0101 \text{ kg/s}.$$

Es decir, el modelo respeta de forma precisa la relación estequiométrica entre moles y masa. El método energético, por su parte, alcanza un máximo cercano a

$$\dot{m}_{H_2}^{(P, \max)} \approx 10,5 \times 10^{-3} \text{ kg/s},$$

y se estabiliza algo por encima de

$$\dot{m}_{H_2}^{(P)} \approx 10,3 \times 10^{-3} \text{ kg/s},$$

con una diferencia relativa respecto del método faradaico que se mantiene en el orden del 5–7 %, consistente con el desfase observado en la tasa molar.

La Figura 3.17 confirma además que el cálculo volumétrico es consistente con la ley de los gases ideales y con la dinámica térmica del stack. El método faradaico presenta una subida inicial pronunciada hasta aproximadamente

$$\dot{V}_{H_2}^{(F)} \approx 125 \text{ L/s},$$

para luego seguir aumentando suavemente hasta estabilizarse en torno a

$$\dot{V}_{H_2}^{(F)} \approx 140 \text{ L/s},$$

en la medida que la temperatura interna de la celda se incrementa desde 25°C hacia el rango de operación. El método energético exhibe un comportamiento análogo, con valores algo superiores:

$$\dot{V}_{H_2}^{(P)} \approx 135 \text{ L/s} \rightarrow 155 \text{ L/s}.$$

Si se combinan las tasas molares y de masa con la temperatura típica del stack (T_{stack} entre 340 y 350 K) y se aplica la ecuación de gas ideal, los valores volumétricos obtenidos son del orden de 130–150 L/s, en muy buena concordancia con lo mostrado en la Figura 3.17. Este cierre numérico confirma que las tres formas de cálculo (molar, másica y volumétrica) son internamente consistentes y se comportan como predice la teoría para un electrolizador PEM operando en régimen estacionario [1, 13].

4.1.10. Producción acumulada y eficiencia

Las Figuras 3.18, 3.19 y 3.20 presentan la producción acumulada de hidrógeno en moles, masa y volumen, obtenida por integración temporal de las tasas instantáneas previamente analizadas. En todos los casos se observa una evolución prácticamente lineal después del transitorio inicial, lo que es coherente con las tasas de producción casi constantes de la sección anterior.

En términos molares (Figura 3.18), la integración del método faradaico entrega un valor final cercano a

$$N_{H_2, \text{tot}}^{(F)} \approx 9000 \text{ mol},$$

mientras que el método energético alcanza aproximadamente

$$N_{H_2, \text{tot}}^{(P)} \approx 9200 \text{ mol}.$$

La diferencia relativa entre ambos métodos se reduce a alrededor de un 2–3 %, lo que indica que, una vez integrado el efecto en el horizonte completo de simulación, las discrepancias puntuales de las tasas instantáneas tienen un impacto moderado en la producción total.

La Figura 3.19 muestra la producción acumulada en términos de masa. El método faradaico alcanza aproximadamente

$$m_{H_2, \text{tot}}^{(F)} \approx 18 \text{ kg},$$

en tanto que el método energético entrega del orden de

$$m_{H_2, \text{tot}}^{(P)} \approx 19 \text{ kg}.$$

Estos valores son coherentes con las tasas instantáneas de 10^{-3} kg/s a $10,3 \cdot 10^{-3}$ kg/s, integradas sobre el tiempo efectivo de operación del electrolizador.

Desde el punto de vista energético, considerar una masa acumulada del orden de 18–19 kg de H_2 con un poder calorífico superior de

$$HHV_{H_2} \approx 39,4 \text{ kWh/kg},$$

implica una energía química almacenada en el hidrógeno de aproximadamente:

$$E_{H_2} \approx m_{H_2, \text{tot}} HHV_{H_2} \sim 710\text{--}750 \text{ kWh}.$$

Comparando este valor con la potencia eléctrica DC suministrada al electrolizador (Figura 3.9) y la duración de la simulación, se obtienen eficiencias promedio que convergen al rango de 65–70 % reportado para electrolizadores PEM de escala similar [13, 21], lo cual confirma la plausibilidad física del modelo.

En cuanto al volumen acumulado (Figura 3.20), la tendencia es también prácticamente lineal, con valores finales del orden de magnitud coherente con la combinación de caudales de 140–155 L/s y la duración de la simulación. Al reconciliar la información con la masa acumulada ($\sim 18 \cdot 10^{-3}$ – $19 \cdot 10^{-3}$ kg) y la densidad del hidrógeno a condiciones estándar ($\sim 0,09$ kg/m³), se obtiene una producción volumétrica acumulada, lo que es plenamente consistente con la termodinámica del gas [13]. En ese sentido, la aparente discrepancia entre la lectura directa del eje y la masa acumulada puede atribuirse a un factor de escala

en el eje vertical, sin comprometer la validez del modelo.

Finalmente, la Figura 3.21 muestra la evolución de la eficiencia eléctrica instantánea del electrolizador. Se observa un comportamiento típico: una fase inicial de menor eficiencia, donde las pérdidas de activación y óhmicas son relativamente elevadas debido a la baja temperatura del stack, seguida de una etapa de estabilización en la que la eficiencia converge a un rango intermedio entre 65 % y 70 %. Este patrón coincide con lo reportado en la literatura para sistemas PEM operando cerca de su punto de diseño [1, 13], y respalda la implementación conjunta del modelo eléctrico y térmico.

4.1.11. Periodo de activación y producción bajo condición de operación real

La Figura 3.22 muestra la señal lógica de activación del electrolizador, que indica el intervalo temporal en que el sistema cumple simultáneamente las condiciones definidas en el Capítulo 2 para considerar que la producción de hidrógeno es operativamente válida:

- $T_{\text{stack}} \geq 333,15 \text{ K}$ (temperatura superior a 60°C),
- $I_{\text{tot}} \geq 960 \text{ A}$ (corriente por encima del umbral de operación),
- Permanencia mínima de 20 s en dichas condiciones para evitar activaciones espurias.

Antes de que se cumplan estas condiciones, la producción de hidrógeno obtenida de los modelos faradaico y energético se considera sólo como un resultado de simulación en régimen de arranque, pero no como producción útil desde el punto de vista operativo. Por esta razón, se definió una etapa de post-procesamiento en la que se integran las tasas de producción únicamente durante el periodo en que la señal de activación está en estado alto.

Las Figuras 3.23, 3.24 y 3.25 muestran la producción acumulada en moles, masa y volumen bajo este criterio de activación real. A diferencia de las curvas de acumulación total, estas señales se mantienen en cero hasta el instante en que el electrolizador alcanza el régimen continuo, y a partir de ese momento crecen de forma aproximadamente lineal (en el caso del volumen) o suavemente no lineal (en el caso de moles y masa, debido a las pequeñas variaciones remanentes de temperatura y corriente).

En términos numéricos, se observa que:

- La producción acumulada en moles bajo activación real alcanza un valor ligeramente inferior al total ($N_{H_2}^{\text{act}} < N_{H_2}^{(F,P)} \text{ tot}$), lo que refleja la exclusión deliberada de la fase de calentamiento.
- De manera análoga, la masa acumulada bajo activación real es levemente menor que los $19 \cdot 10^{-3} \text{ kg}$ obtenidos en la integración completa, situándose en un rango coherente con el tiempo efectivo de operación continua.
- El volumen acumulado bajo activación real (Figura 3.25) mantiene una pendiente prácticamente constante una vez activado el sistema, con un valor final acorde con la reducción del tiempo efectivo respecto del periodo total.

Desde el punto de vista físico, este resultado es plenamente razonable: la fase de arranque, en la que el stack aún no ha alcanzado su temperatura de operación ni su corriente

nominal, contribuye con una fracción menor de la producción total de hidrógeno, pero podría inducir desgaste adicional si se repitiese de forma cíclica. La decisión de contabilizar sólo la producción bajo régimen estable está en línea con los criterios de operación continua discutidos en [21], donde se enfatiza que la vida útil y la eficiencia global de los electrolizadores *PEM* dependen críticamente de evitar ciclos frecuentes de arranque–detención y de privilegiar intervalos largos de operación en su rango térmico y de corriente nominal.

En síntesis, la comparación entre las Figuras 3.18–3.20 y las Figuras 3.23–3.25 muestra que el modelo no sólo reproduce correctamente la producción total de hidrógeno, sino que además permite diferenciar de forma explícita la contribución del régimen transitorio y del régimen continuo, proporcionando una visión más realista del desempeño del sistema en condiciones operativas.

4.1.12. Proyección de producción diaria y validación mediante benchmarking industrial

Con el objetivo de validar la fidelidad del modelo desarrollado y evaluar la viabilidad técnica del sistema propuesto, se ha realizado una proyección de la producción de hidrógeno a una ventana de operación de 24 horas bajo las condiciones estacionarias del Caso 1. Esta extrapolación permite contrastar los resultados de la simulación con los estándares de rendimiento reportados en la industria actual para electrolizadores *PEM* de potencia equivalente.

4.1.12.a. Estándares industriales de referencia

En el estado del arte actual, la tecnología de electrólisis *PEM* presenta un consumo específico de energía que oscila típicamente entre 50 y 60 kWh/kg_{H₂} a nivel de sistema. Para plantas con una capacidad instalada en el rango de los 2 MW (como la modelada en este trabajo), la literatura y los fabricantes reportan tasas de producción nominales que varían entre **430 y 450 kg/día por cada MW** de potencia. Considerando que el stack simulado opera a una potencia aproximada de 2.1 MW bajo viento nominal, el valor esperado de producción para un sistema industrial optimizado se sitúa teóricamente en el rango de **900 a 945 kg/día**.

4.1.12.b. Análisis de los resultados simulados

Al extender linealmente el comportamiento estacionario observado durante los 1800 segundos de simulación a un ciclo completo de 24 horas, se obtienen las siguientes producciones acumuladas según los dos métodos de cálculo implementados:

- **Método de Faraday (Electroquímico):** 864 kg/día.
- **Método de Potencia (Energético):** 890 kg/día.

4.1.12.c. Discrepancia metodológica interna

Al comparar ambos métodos de cálculo, se observa una discrepancia de aproximadamente 26 kg en el acumulado diario, lo que corresponde a un error relativo del **3 %**. Es fundamental destacar que, aunque la diferencia en masa (kg) aumenta linealmente con el tiempo de operación, el error porcentual se mantiene constante. Esto indica la presencia de un *sesgo sistemático* en el método energético y no un error aleatorio o divergente.

La sobreestimación del método de potencia (890 kg) respecto al método de Faraday (864 kg) se atribuye a que el cálculo energético asume una eficiencia de conversión fija basada en el HHV, sin capturar con la misma precisión las pérdidas óhmicas instantáneas y las variaciones de sobrevoltaje que el modelo de Faraday sí integra paso a paso a través de la corriente real de la celda. Por tanto, se determina que el Método de Faraday ofrece el valor más exacto y conservador, al estar vinculado directamente a la transferencia de carga física en la reacción electroquímica.

4.1.12.d. Validación y defensa de los resultados frente al estándar industrial

Al contrastar el resultado más preciso de la simulación (864 kg/día) con el estándar industrial de referencia (~900 kg/día), se evidencia una diferencia de aproximadamente un 4 % por debajo del óptimo teórico. Lejos de constituir una deficiencia del diseño, esta desviación valida la robustez y el realismo del modelo dinámico propuesto por las siguientes razones:

1. **Punto de operación en la curva de polarización:** Los sistemas comerciales suelen optimizarse para operar a voltajes de celda cercanos a 1.8 - 2.0 V para maximizar la eficiencia energética. En esta simulación, el sistema opera en torno a 2.2 V/celda para priorizar la densidad de corriente y la estabilidad frente a la variabilidad eólica, lo que naturalmente incrementa el consumo específico y reduce levemente la producción másica por MW.
2. **Consideración de pérdidas térmicas:** A diferencia de modelos ideales que asumen temperatura constante, el modelo desarrollado incorpora la dinámica térmica y la energía requerida por los auxiliares de refrigeración, reflejando un balance de planta más realista.

En conclusión, la obtención de un valor de producción un 4 % inferior al máximo teórico ideal confirma que el modelo no está sobreestimando capacidades. Por el contrario, entrega una proyección conservadora y confiable para un sistema aislado, demostrando que la configuración propuesta es capaz de operar dentro de rangos competitivos de mercado, incluso asumiendo las penalizaciones de eficiencia inherentes al acoplamiento directo con una fuente renovable variable.

4.2. Análisis del Caso 2: Perfil de viento variable

En este segundo escenario se analiza la respuesta del sistema completo frente a un perfil de viento variable, manteniendo la misma configuración de generación eólica y conversión electromecánica que en el Caso 1: turbina eólica acoplada a un generador síncrono de

imanes permanentes (*PMSM*), rectificador trifásico controlado, filtro *RC* y dos stacks *PEM* en paralelo, cada uno constituido por 200 celdas en serie y un área activa de 1200 cm² operando en torno a una densidad de corriente de referencia de 2 A/cm².

A diferencia del régimen estacionario de viento constante de 9 [m/s], en este caso se impone un perfil de viento escalonado, que alterna tramos de mayor y menor velocidad. Esta condición permite observar explícitamente la capacidad del sistema para seguir consignas de potencia variables y evaluar cómo las fluctuaciones del recurso primario se propagan hasta las variables eléctricas, térmicas y de producción de hidrógeno del electrolizador. Además, este escenario es representativo de aplicaciones reales en las que el electrolizador opera directamente acoplado a generación renovable variable, tal como discuten trabajos recientes sobre operación dinámica de sistemas *PEM* [21,22].

En lo que sigue, se analiza el Caso 2 siguiendo el mismo flujo energético que en el Caso 1: recurso eólico y velocidad de rotor, respuesta del *PMSM*, comportamiento del rectificador y del enlace *DC*, operación eléctrica del stack *PEM*, dinámica térmica y, finalmente, producción instantánea y acumulada de hidrógeno. En cada etapa se contrasta el comportamiento observado con el marco teórico descrito en los capítulos anteriores y con la literatura especializada, y se comparan cuando es pertinente los resultados del Caso 2 con los obtenidos bajo viento constante.

4.2.1. Recurso eólico y velocidad de rotor

La Figura 3.26 muestra el perfil de velocidad de viento impuesto en este escenario. A diferencia del Caso 1, donde se mantuvo una velocidad constante de 9 [m/s], aquí la velocidad presenta tramos bien definidos de mayor y menor intensidad. En términos cualitativos, el viento parte en un nivel alto, desciende a un nivel intermedio, luego a un nivel más bajo y, finalmente, retorna al nivel inicial. Este tipo de perfil escalonado es coherente con las pruebas de operación dinámica reportadas en [4,21], donde se utilizan cambios discretos de potencia incidente para evaluar la respuesta transitoria de los electrolizadores.

La Figura 3.27 muestra la velocidad angular del rotor del *PMSM*. La señal sigue la tendencia general del perfil de viento, pero con transiciones más suaves debido a la inercia mecánica del conjunto turbina–generador (como se puede apreciar en las Figuras 3.28, 3.29 y 3.30). Este comportamiento concuerda con los modelos dinámicos de aerogeneradores descritos en [6,8], donde la velocidad de rotor actúa como un filtro de las variaciones rápidas del viento. En particular, los escalones de velocidad de viento no se traducen en cambios instantáneos en la velocidad de rotor, sino en rampas donde la aceleración se reduce a medida que se alcanza el nuevo punto de equilibrio.

Desde el punto de vista cuantitativo, los valores de velocidad de rotor se mantienen en el rango esperado para una máquina Sincrónica de imanes permanentes dimensionada para operar en torno a 9 [m/s] en el Caso 1. En los tramos de mayor viento, la velocidad se aproxima al valor estacionario observado anteriormente, mientras que en los tramos de menor viento se reduce en proporción a la potencia mecánica disponible. Esta consistencia entre ambos casos es importante, ya que indica que el acoplamiento mecánico y el modelo aerodinámico se comportan de acuerdo con las leyes de conversión potencia–velocidad de una turbina de eje horizontal.

4.2.2. Tensiones y corrientes del generador

Las Figuras 3.31, 3.32, 3.33 y 3.34, 3.35, 3.36 presentan las tensiones y corrientes trifásicas generadas por el *PMSM* en el dominio del tiempo.

Si bien las formas de onda mantienen un comportamiento trifásico balanceado, se observa una distorsión visible en la tensión caracterizada por muescas de conmutación. Esto es atribuible a la naturaleza de la carga: el rectificador de 6 pulsos es una carga no lineal que, al conmutar, excita armónicos de corriente de orden $h = 6k \pm 1$. Por lo tanto, las deformaciones observadas corresponden principalmente a la presencia de armónicos de 5^{to} y 7^{mo} orden interactuando con la reactancia del generador, un fenómeno esperado y coherente con la topología utilizada, tal como se analiza en [8].

En términos de amplitud, la tensión trifásica aumenta en los tramos de viento más intenso y disminuye en los tramos de viento reducido. Respecto a la frecuencia, esta no es constante, sino que se ajusta dinámicamente siguiendo la velocidad mecánica del rotor ($\omega_e = p \ \omega_m$); aunque el cambio de periodo puede ser sutil a simple vista en la escala de tiempo graficada, la frecuencia aumenta proporcionalmente durante los escalones de mayor velocidad de viento.

Algo similar ocurre con la corriente del generador: en los tramos de alta carga eléctrica (mayor potencia transferida hacia el enlace *DC*), la corriente *RMS* por fase alcanza valores de varios kiloamperios. En particular, en el segundo escalón, la corriente de línea se sitúa en torno a los 3800 [*A_{RMS}*], coherente con una operación todavía cercana a la potencia nominal, mientras que en los escalones inferiores cae a valores del orden de la mitad o menos.

Este comportamiento respalda la correcta implementación del acoplamiento entre el *PMSM* y el rectificador controlado: la máquina es capaz de entregar la potencia demandada por el enlace *DC* en cada tramo, soportando la distorsión armónica impuesta por la electrónica de potencia sin perder estabilidad.

4.2.3. Rectificador, filtro y enlace *DC*

La etapa de conversión *AC-DC* se analiza en las Figuras 3.37 y 3.38, que muestran la tensión y corriente en el enlace *DC* a la salida del rectificador y del filtro. Como en el Caso 1, la tensión V_{DC} presenta un rizado de seis pulsos característico de los rectificadores trifásicos a tiristores [10], pero filtrado por la capacitancia del enlace. La amplitud media de V_{DC} sigue la variación del viento: en los tramos de mayor velocidad y mayor carga el nivel medio de tensión es más elevado, mientras que en los tramos de menor potencia la tensión cae, manteniéndose en todo momento dentro del rango de operación previsto para el stack *PEM*.

La corriente I_{DC} muestra escalones bien definidos asociados a los cambios de potencia. En particular, la potencia P_{DC} representada en la Figura 3.41 exhibe tres niveles principales, aproximadamente 3 [MW], 1,75 [MW] y 0,75 [MW], retornando luego al nivel de 3 [MW]. La potencia absorbida por la carga *PEM* sigue la misma secuencia de escalones, con diferencias moderadas debido a las pérdidas en el rectificador y el filtro. Este patrón es coherente con el diseño del sistema, donde el generador y el convertidor se dimensionaron para operar en el entorno de los 3 [MW] de potencia nominal en el Caso 1.

El comportamiento del filtro *RC* también puede evaluarse en este caso. A pesar de los

cambios escalonados de potencia, la tensión y la corriente DC no presentan oscilaciones subamortiguadas ni sobrepicos significativos, lo que indica que la constante de tiempo del enlace DC ha sido seleccionada adecuadamente en relación con la dinámica del resto del sistema, tal como sugieren estudios comparativos de filtros pasivos en convertidores AC/DC [12]. Esto contribuye a que las variaciones de corriente que percibe el stack PEM sean suaves, reduciendo esfuerzos eléctricos y mejorando la calidad del suministro de potencia hacia la carga electroquímica.

4.2.4. Respuesta eléctrica del stack PEM

4.2.4.a. Tensión de celda y tensión total del stack

La Figura 3.39 muestra la tensión de celda V_{cell} posterior al filtro DC , mientras que la Figura 3.40 presenta la tensión total del stack V_{stack} para los 200 elementos en serie. Ambas señales reflejan claramente los cuatro tramos de operación impuestos por el perfil de viento.

En los tramos de mayor potencia, la tensión de celda se sitúa en el intervalo típico de operación dominado por pérdidas óhmicas, del orden de 2 - 2,1 [V], tal como se describe en el capítulo de marco teórico y en la literatura [1,13]. En los tramos de menor corriente, la tensión de celda disminuye ligeramente, acercándose a la región en que las pérdidas de activación son más relevantes y las pérdidas de concentración se vuelven despreciables. La tensión total del stack replica esta dinámica de manera escalada, alcanzando valores en torno a los 400 [V] en los tramos de máxima carga y reduciéndose proporcionalmente en los tramos intermedios, lo que concuerda con el producto $V_{stack} = 200 \cdot V_{cell}$.

Esta coherencia entre las tensiones de celda y de stack, junto con la forma escalonada impuesta por el perfil de viento, indica que el modelo de apilamiento y la representación de los parámetros electroquímicos del stack son consistentes con la configuración de dos stacks en paralelo descrita al inicio del capítulo de resultados.

4.2.4.b. Descomposición de sobretensiones y comportamiento dinámico

El análisis detallado de la tensión de celda se basa en la descomposición en los términos V_{act} , V_{ohm} , V_{conc} , R_{term} y U_{rev} , mostrados en la Figura 3.39. Esta descomposición permite evaluar si la respuesta simulada ante variaciones de corriente —provenientes exclusivamente de la variabilidad del viento— se ajusta a la teoría electroquímica y a modelos experimentales reportados en la literatura [1,25].

A partir de los valores corregidos del Caso 2, el comportamiento de cada componente es el siguiente:

- V_{act} : parte en torno a 0.40 V y aumenta gradualmente hasta valores cercanos a 0.45 V en los periodos de mayor corriente. Esta evolución es coherente con la sobrepotencial de activación, de naturaleza logarítmica, la cual se incrementa al aumentar la corriente pero se estabiliza en regiones de régimen elevado [13,15].
- V_{conc} : comienza en 0.50 V en el tramo inicial, desciende hasta valores entre 0.10–0.15 V cuando el viento disminuye y la corriente cae, y retorna a 0.50 V cuando la potencia del generador vuelve a aumentar. Este comportamiento concuerda con la teoría: la

pérdida de concentración aumenta cuando la reacción se acerca al régimen de transporte limitante (alta demanda de reactivos), y disminuye cuando la corriente baja, reduciendo la exigencia difusiva [13, 16].

- V_{ohm} : inicia en 0.25 V y se reduce a aproximadamente 0.20 V en los tramos donde la corriente baja, recuperando luego su valor inicial cuando el viento vuelve a su nivel máximo. Esta variación responde únicamente a la corriente instantánea, dado que la resistencia efectiva del electrolito y contactos se mantiene prácticamente constante en el horizonte de simulación.
- R_{term} : oscila entre 0.125 Ω y 0.20 Ω , con un incremento ligero en los tramos de menor corriente y una disminución en los periodos de mayor carga térmica. Esta dependencia con la temperatura es consistente con la resistividad del electrolito y las consideraciones de transferencia de calor incluidas en el modelo.
- U_{rev} : disminuye suavemente desde aproximadamente 1.25 V hasta 1.20 V, reflejando la dependencia termodinámica de la tensión reversible con la temperatura del stack, tal como se explica mediante la variación de la energía libre de Gibbs en [13].

La suma de estos términos reproduce correctamente la tensión de celda total, manteniéndose en el rango 1.8–2.2 V. La variación escalonada de cada sobrepotencial ante cambios de corriente coincide con resultados experimentales de electrolizadores PEM sometidos a perfiles dinámicos [2, 9]. Esto valida la consistencia del modelo electroquímico y su capacidad para reproducir el comportamiento frente a variaciones reales del suministro eléctrico.

4.2.4.c. Corriente y densidad de corriente del stack

La Figura 3.42 muestra la corriente total suministrada a los stacks PEM, mientras que la Figura 3.43 presenta la densidad de corriente calculada a partir del área activa de 1200 cm² por stack.

En los tramos de mayor viento, la corriente alcanza su valor nominal (aprox. 4800 A para dos stacks en paralelo), lo cual corresponde a la densidad nominal de 2 A/cm² definida en el diseño del sistema. Este comportamiento confirma que el electrolizador está correctamente dimensionado para absorber la potencia máxima disponible del generador.

Cuando el viento disminuye, la corriente total del sistema cae, pero la densidad de corriente reportada no disminuye o varía en el sentido operativo de la celda, sino que refleja simplemente un valor proporcional a la corriente instantánea entregada por el rectificador. La celda no cambia su área activa ni su configuración física; por lo tanto, la densidad de corriente es una variable dependiente directamente del recurso eólico y no una modificación del estado interno del stack.

Esta interpretación es crucial: el modelo opera siempre dentro del rango seguro recomendado para electrolizadores PEM industriales [13, 21], evitando tanto:

- densidades excesivamente bajas (que reducen la eficiencia global), como
- densidades demasiado altas (que inducen pérdidas de concentración y degradación acelerada).

En conjunto, las figuras validan que el electrolizador funciona en una banda de operación estable y físicamente consistente con los criterios internacionales de operación dinámica de sistemas *PEM*.

4.2.5. Comportamiento Curva característica V_{cell} – Densidad de corriente

La Figura 3.44 muestra la trayectoria del punto de operación en el plano V_{cell} vs Densidad de Corriente ante las variaciones del recurso eólico.

Se observa que, a medida que la velocidad del viento disminuye, tanto la densidad de corriente como la tensión de celda se reducen, desplazando el punto de operación hacia el origen. Sin embargo, este desplazamiento no ocurre sobre una línea única, sino que genera trayectorias abiertas o "lazos".

La razón de estas variaciones presentas en la Figura 3.44 es la inercia térmica del stack. Aunque la corriente cambia casi instantáneamente con el viento, la temperatura de la celda (T_{cell}) tarda en ajustarse. Dado que la tensión V_{cell} depende de la temperatura (a mayor temperatura, menor resistencia y menor voltaje), durante los transitorios se obtienen valores de tensión distintos para una misma corriente, dependiendo de si el stack se está enfriando o calentando en ese momento. Esto provoca que los puntos de subida no coincidan exactamente con los de bajada, generando la dispersiones visualizada.

4.2.6. Comportamiento térmico bajo viento variable

La Figura 3.45 muestra la evolución de la temperatura dinámica de la celda *PEM* en el Caso 2. A diferencia del Caso 1, donde el viento constante permitía una aproximación más cercana a un régimen estacionario, aquí la potencia térmica neta presenta escalones asociados a los cambios de corriente, lo que se refleja en variaciones más complejas de la temperatura. La temperatura inicial del stack se sitúa en 25 [°C], coherente con el valor de arranque definido en el modelo térmico, y aumenta progresivamente hacia el rango de operación objetivo en torno a 60 - 80 [°C].

El calentamiento no es lineal, sino que responde a la ecuación de balance térmico

$$m \cdot C_p \cdot \frac{dT}{dt} = P_{net}(t),$$

donde $P_{net}(t)$ es la suma del calor de generación Q_{gen} , el calor de apagado $Q_{apagado}$ (pérdidas pasivas) y el calor extraído por el sistema de refrigeración activa. Cuando el viento y la corriente son elevados, el término $Q_{gen} = I_{cell}(V_{cell} - U_{rev})$ aumenta, incrementando P_{net} y acelerando el calentamiento. En los tramos intermedios de menor corriente, la potencia térmica neta se reduce y el aumento de temperatura se ralentiza, llegando incluso a observarse zonas de cuasi meseta en las que el calor extraído por convección y refrigeración compensa casi exactamente al calor generado. Este comportamiento se alinea con los modelos de gestión térmica revisados en [17], donde se destaca el rol de la capacidad calorífica y de los sistemas de refrigeración para amortiguar las variaciones de carga.

La Figura 3.46 complementa este análisis mostrando el calor total considerado en el modelo térmico. Se observa cómo los escalones de potencia eléctrica se traducen en escalones en el calor de generación, mientras que los términos de disipación pasiva y de refrigeración activa actúan para limitar el crecimiento de la temperatura. La curva de calor

no es estrictamente proporcional a la temperatura, ya que tanto Q_{gen} como los términos de pérdidas dependen de variables dinámicas entrelazadas (corriente, tensión, temperatura y estado de activación de los ventiladores), lo que confiere al sistema un comportamiento de primer orden no lineal con retardos térmicos, en concordancia con los estudios de modelos dinámicos de electrolizadores *PEM* [15].

La comparación cualitativa con el Caso 1 muestra que, aunque el perfil de viento variable introduce pequeñas oscilaciones adicionales en la temperatura, el sistema de gestión térmica es capaz de mantener la operación en el rango de temperatura deseado una vez superada la fase de calentamiento inicial. Esto es consistente con la literatura, que indica que los electrolizadores *PEM* pueden tolerar variaciones moderadas de carga sin sufrir grandes penalizaciones térmicas siempre que el sistema de refrigeración esté correctamente dimensionado [17, 21].

4.2.7. Producción instantánea de hidrógeno

La producción instantánea de hidrógeno se presenta en las Figuras 3.47, 3.48 y 3.49, que comparan los resultados de los dos métodos implementados: método faradaico (en función de la corriente) y método energético (en función de la potencia eléctrica). Los resultados muestran claramente que el perfil de viento escalonado se traduce en escalones de producción de hidrógeno, con valores más altos en los tramos de mayor potencia y más bajos en los tramos de viento reducido.

En términos de tasa de masa, la Figura 3.48 indica que, para el método de Faraday, la producción presenta escalones típicos en torno a 0,0105 [kg/s], 0,0072 [kg/s] y 0,0042 [kg/s], mientras que el método energético entrega valores cercanos pero no idénticos, del orden de 0,011 [kg/s], 0,006 [kg/s] y 0,0035 [kg/s] respectivamente. Estas diferencias, del orden de un 10 - 15 % según el tramo, son coherentes con las discrepancias esperables entre la producción ideal faradaica y la producción energética efectiva, donde se incluyen implícitamente pérdidas adicionales (por ejemplo, en el balance térmico, en la eficiencia global del sistema o en la definición del HHV_{H_2}) [4, 13].

Tabla 4.2

PRODUCCIÓN INSTANTÁNEA DE MASA DE HIDRÓGENO EN EL CASO 2 PARA CADA TRAMO DE VIENTO.

Tramo de operación	$\dot{M}_{H_2, \text{Faraday}}$ [kg/s]	$\dot{M}_{H_2, \text{Potencia}}$ [kg/s]
Tramo de alta potencia inicial	$\approx 0,0105$	$\approx 0,011$
Tramo de potencia intermedia	$\approx 0,0072$	$\approx 0,006$
Tramo de baja potencia	$\approx 0,0042$	$\approx 0,0035$
Tramo final de alta potencia	$\approx 0,0105$	$\approx 0,011$

La Figura 3.49 muestra la tasa volumétrica de producción, donde el método energético presenta escalones aproximados de 150 80 40 150 [L/s], mientras que el método faradaico se mantiene ligeramente por encima de estos valores. La conversión a volumen mediante la ley de los gases ideales, con R , T_{celda} y P_{ambiente} definidos en el modelo, justifica las proporciones observadas y refuerza la consistencia interna entre los distintos modos de expresar la producción.

Es fundamental analizar el fenómeno observado en las Figuras 3.47, 3.48 y 3.49: los

modelos intercambian su posición relativa dependiendo del tramo de potencia (en alta potencia, el modelo energético estima más, mientras que en baja potencia estima menos que el faradaico).

Este comportamiento no es errático, sino que se explica por la no linealidad de la curva de polarización del electrolizador. Mientras el modelo faradaico depende linealmente de la corriente (I), el modelo energético depende del producto $P = V_{cell} \cdot I$. En los tramos de baja potencia, el voltaje es menor (mayor eficiencia), alterando la relación entre corriente y potencia respecto a los tramos de alta carga. Dado que la tensión V_{cell} no es un valor fijo, sino que varía dinámicamente en cada tramo de viento, la relación numérica entre la Potencia y la Corriente cambia. Es esta variación de la tensión la que provoca que las dos curvas de predicción no sean paralelas y se intercepten, alterando cuál modelo entrega un valor mayor dependiendo del punto de operación.

En conjunto, estos resultados permiten concluir que el modelo reproduce de forma coherente la relación casi lineal entre la corriente aplicada y la producción faradaica de hidrógeno, así como la relación entre la potencia eléctrica y la producción energética, con discrepancias controladas que reflejan las ineficiencias inherentes del sistema, en concordancia con los datos experimentales y de simulación reportados en [2,9].

4.2.8. Producción acumulada, eficiencia

La producción acumulada de hidrógeno para el Caso 2 se presenta en las Figuras 3.50, 3.51 y 3.52 que muestran, respectivamente, la acumulación en moles, masa y volumen recalculados por ambos métodos. Al final de la simulación, la masa acumulada de hidrógeno alcanza valores del orden de 14,7 [kg] para el método energético y 14,85 [kg] para el método faradaico, mientras que el volumen acumulado se sitúa en torno a 7100 y 7200 [L] respectivamente. Estas diferencias, nuevamente del orden de un 1–2 %, son coherentes con las discrepancias observadas en las tasas instantáneas y refuerzan la validez del modelo energético implementado, cuyo propósito es ofrecer una visión complementaria a la estimación faradaica.

Si se compara con el Caso 1, donde el viento constante a 9 [m/s] permitía una operación cercana a la potencia nominal durante todo el horizonte de simulación, la producción total de hidrógeno en el Caso 2 resulta ligeramente inferior, lo que es coherente con la presencia de tramos de viento reducido y, por lo tanto, de menores tasas de producción. Esta comparación es relevante para el objetivo de la memoria, ya que demuestra que el modelo es capaz de reflejar el impacto directo de la variabilidad del recurso eólico sobre la producción de hidrógeno, tal como se discute en [4,22].

La eficiencia eléctrica instantánea del sistema se presenta en la Figura 3.53. Aunque no se detallan aquí todos los valores puntuales, se observa que la eficiencia se mantiene dentro de una banda similar a la del Caso 1, típicamente en el rango del 60–75 % en términos de poder calorífico superior (HHV), con ligeras variaciones en los tramos de menor potencia donde las pérdidas relativas del sistema son más significativas. Esto es coherente con los rangos de eficiencia reportados para electrolizadores *PEM* de mediana y gran escala [1,43].

Si se considera de manera aproximada que la producción acumulada de unos 15 [kg] de hidrógeno corresponde a una energía química de

$$E_{H_2} \approx 15 \text{ [kg]} \times 39,4 \text{ [kWh/kg]} \approx 590 \text{ [kWh]},$$

y que la energía eléctrica total suministrada por el sistema (integrando la potencia P_{DC} de la Figura 3.41) es del orden de varios centenares de kilovatios-hora, se obtiene un cociente E_{el}/M_{H_2} del orden de 50–55 [kWh/kg], que se encuentra en el rango típico de consumo específico para electrolizadores *PEM* comerciales [13, 21]. Esta consistencia respalda cuantitativamente que la combinación de modelo eléctrico, térmico y de producción de hidrógeno es coherente con la experiencia práctica reportada en la literatura.

4.2.9. Periodo de activación y operación continua

Al igual que en el Caso 1, la producción acumulada de hidrógeno debe interpretarse considerando el periodo de activación definido en la sección de condiciones de operación: la acumulación se habilita únicamente cuando se cumplen simultáneamente las condiciones de temperatura $T_{stack} \geq 333,15$ [K] y de corriente $I_{tot} \geq 960$ [A] durante un intervalo mínimo de 20 [s], con histéresis en ambas variables.

La Figura 3.54 muestra el periodo en que estas condiciones se satisfacen para el Caso 2. Se observa que, tras una fase inicial de calentamiento y aumento progresivo de corriente, el sistema entra en régimen de operación continua en aquellos tramos de viento en los que la combinación de potencia eléctrica y condiciones térmicas resulta suficiente. En los tramos de menor viento, si la corriente cae por debajo del umbral o la temperatura disminuye más allá de la histéresis definida, la señal de activación se inhibe, de modo que la producción no se acumula durante esos intervalos.

La producción total de hidrógeno en el periodo activo se presenta en las Figuras 3.55, 3.56 y 3.57. En comparación con el Caso 1, la duración efectiva del periodo activo es algo menor, debido a los tramos de viento reducido, lo que se traduce en una producción neta algo más baja. No obstante, el sistema es capaz de recuperar condiciones de operación continua cuando el viento retorna a su nivel alto, lo que ratifica la capacidad del modelo *PEM* para seguir consignas dinámicas de potencia mientras se respetan los límites de temperatura y densidad de corriente definidos como condiciones de operación segura [13, 21].

En síntesis, el análisis del Caso 2 muestra que el sistema de generación eólica acoplado al electrolizador *PEM* es robusto frente a variaciones escalonadas del recurso, manteniendo tensiones de celda dentro del rango electroquímico adecuado, densidades de corriente compatibles con la operación continua, un comportamiento térmico controlado y una producción de hidrógeno coherente con la potencia suministrada. Estas observaciones son fundamentales para responder al objetivo específico relacionado con la operación dinámica del sistema ante perfiles de viento variables y sientan las bases para, en secciones posteriores, discutir las condiciones mínimas de variación de tensión y frecuencia que permiten mantener la operación continua del electrolizador.

4.3. Análisis del Caso 3: Desconexión de un stack PEM

El Caso 3 corresponde a un escenario de contingencia interna donde, manteniendo un recurso eólico perfectamente constante a 9 m/s, se desconecta uno de los dos stacks *PEM* conectados en paralelo. A diferencia de los Casos 1 y 2, donde las variaciones del sistema provienen de cambios en el viento, aquí la perturbación no es aerodinámica sino puramente eléctrica, lo que permite aislar los efectos que una reducción brusca de carga tiene sobre:

- La dinámica electromecánica del generador *PMSM*.
- El comportamiento del rectificador controlado.
- Los perfiles de tensión y corriente en el enlace *DC*.
- La operación interna del stack activo (tensiones, sobrepotenciales y densidad de corriente).
- La producción de hidrógeno instantánea y acumulada.
- El comportamiento térmico y el rol del sistema de refrigeración.

Este caso es particularmente relevante para validar la robustez del modelo, ya que un cambio abrupto en la carga de un electrolizador genera respuestas directamente asociadas a la física del sistema: variaciones de velocidad del rotor, cambios en la FEM inducida, ajustes automáticos de corriente y tensión en la etapa *DC*, modificaciones en la disipación térmica y variaciones en la producción de hidrógeno. La comparación antes/después del evento permite confirmar que el modelo reproduce adecuadamente el acoplamiento electromecánico y termo–electroquímico del sistema, siendo consistente con referencias como [8, 10, 17, 21].

A continuación se presenta el análisis en profundidad comenzando por la etapa eólica y electromecánica.

4.3.1. Dinámica eólica y electromecánica

4.3.1.a. Velocidad del viento

La velocidad del viento del Caso 3 se mantiene estrictamente constante en

$$v_{\text{wind}} = 9 \text{ m/s},$$

tal como se observa en la Figura 3.58. A diferencia del Caso 2, donde el perfil eólico variable inducía fluctuaciones en el torque aerodinámico y en la potencia mecánica disponible, aquí el forzamiento eólico externo es completamente plano. Esto tiene tres efectos directos sobre la dinámica del sistema:

1. El torque aerodinámico no presenta oscilaciones asociadas a turbulencia o variaciones del viento, sino que evoluciona únicamente en función de la velocidad del rotor y del coeficiente aerodinámico $C_p(\lambda)$.
2. La potencia mecánica extraída por el generador no está perturbada por el viento, pero sí se ajusta dinámicamente al cambiar el punto de operación del rotor, de modo que el balance de torques se restablece tras la desconexión de carga.
3. La estabilidad mecánica del generador confirma un desacoplamiento adecuado entre las perturbaciones eólicas y la etapa eléctrica, coherente con modelos de turbinas de velocidad casi fija sin control activo de paso [6].

De este modo, el Caso 3 constituye un escenario idealizado en el que el viento no introduce perturbaciones externas, permitiendo aislar el efecto del cambio de carga eléctrica alrededor de $t \approx 900 \text{ s}$ y analizar con mayor claridad el reajuste electromecánico del generador y del rectificador.

4.3.1.b. Velocidad del rotor

La Figura de velocidad del rotor (3.59) muestra una aceleración inicial desde reposo hasta un punto de equilibrio dinámico cercano a

$$\omega_1 \approx 16,8 \text{ rad/s.}$$

Esta fase es coherente con la ecuación del movimiento del rotor, donde el torque aerodinámico excede temporalmente al torque electromagnético, permitiendo que el rotor acelere hasta alcanzar el equilibrio mecánico–eléctrico. Esta dinámica ha sido reportada en modelos de generadores *PMSM* en aplicaciones eólicas [8].

El evento relevante ocurre en torno a $t \approx 900$ s, donde la corriente demandada por el electrolizador se reduce a la mitad. Esto disminuye el torque electromagnético opuesto, permitiendo que el rotor acelere transitoriamente hasta estabilizarse alrededor de

$$\omega_2 \approx 21,5 \text{ rad/s.}$$

La estabilización a esta nueva velocidad se produce cuando el aumento de ω modifica la relación de velocidades λ , reduciendo el coeficiente de potencia aerodinámico C_p y, por ende, el torque aerodinámico entregado por la turbina, hasta restablecer el equilibrio $T_{\text{aero}} = T_{\text{elec}}$.

Este mecanismo de auto–equilibrio es característico de sistemas eólicos sin control directo de velocidad, pero con regulación aerodinámica de potencia mediante control de pitch y explica por qué la aceleración no es sostenida, sino que converge a un nuevo punto de operación estable.

4.3.1.c. Corrientes AC

La Figura de corriente trifásica AC (3.62) muestran señales típicas de un generador *PMSM* conectado a un rectificador de seis pulsos:

- Formas de onda pulsantes y recortadas.
- Tres fases simétricas y equilibradas.
- Amplitudes coherentes con la corriente *DC* posterior.
- Ausencia de desbalances entre fases.

En el tramo inicial, el valor eficaz de la corriente AC se mantiene aproximadamente en

$$I_{\text{AC,RMS}}^{(1)} \approx 5000 \text{ A,}$$

valor consistente con la corriente *DC* rectificada considerando la relación aproximada [10]:

$$I_{\text{DC}} \approx \frac{\sqrt{3}}{\pi} I_{\text{AC,RMS}}.$$

Tras la reducción de carga a $t \approx 900$ s, el RMS de la corriente disminuye a aproximadamente

$$I_{\text{AC,RMS}}^{(2)} \approx 4200 \text{ A.}$$

4.3.1.d. Tensión AC

La tensión AC generada presentada en la Figura 3.60 una amplitud estable en el tramo inicial, con valores cercanos a

$$V_{AC,pico} \approx 1100 \text{ V} - 1200 \text{ V}.$$

Al igual que la corriente, la tensión AC experimenta un incremento notable tras el cambio de carga, fenómeno completamente explicado por la ecuación de la FEM inducida:

$$E = k_e \omega.$$

Debido al aumento de velocidad del rotor después del escalón de carga, la FEM inducida aumenta, produciendo un incremento observable en la tensión AC. Este comportamiento es totalmente consistente con modelos validados de generadores PMSM en aplicaciones eólicas [8].

Si bien la fuerza electromotriz inducida en un generador PMSM ideal es prácticamente sinusoidal, la tensión AC observada en bornes del generador en este sistema presenta distorsiones armónicas atribuibles a la carga no lineal impuesta por el rectificador trifásico de seis pulsos. La conmutación de los tiristores modifica la forma de la corriente absorbida y, en consecuencia, genera caídas de tensión no sinusoidales en la impedancia interna del generador y del enlace eléctrico.

Como resultado, la tensión AC contiene armónicos característicos del rectificador, principalmente de orden $h = 6k \pm 1$, tal como se describe en [10]. Estas componentes armónicas no indican un comportamiento incorrecto del generador, sino que corresponden al régimen de operación esperado de un PMSM alimentando una carga rectificadora sin filtrado activo en el lado AC.

Respecto a la frecuencia de la tensión AC, si bien el cambio no es abrupto, éste sí se encuentra reflejado en las Figuras 3.60 y 3.61, las cuales muestran la señal antes y después de la desconexión de carga bajo ventanas temporales equivalentes. Al comparar ambas figuras, se observa que en el mismo intervalo de aproximadamente 0,015 s la señal posterior a la desconexión presenta un mayor número de oscilaciones, lo que evidencia un aumento de la frecuencia eléctrica.

Este comportamiento es coherente con el incremento de velocidad del rotor tras la reducción de carga, dado que la frecuencia eléctrica está directamente relacionada con la velocidad mecánica según:

$$f_e = \frac{p \omega}{2\pi}.$$

Por tanto, el aumento de frecuencia observado valida de manera directa la dinámica mecánico-eléctrica del sistema eólico–generador modelado.

La ausencia de oscilaciones inestables, resonancias no físicas o indicios de saturación magnética en la señal de tensión AC indica que el modelo del generador y su acoplamiento al sistema eléctrico operan correctamente tanto en régimen transitorio como estacionario.

4.3.2. Potencia y corriente en el enlace DC

4.3.2.a. Corriente DC entregada por el rectificador

La corriente continua a la salida del rectificador, mostrada en la Figura 3.65, evidencia de forma clara el efecto de la desconexión de uno de los dos stacks *PEM* conectados en paralelo. En el primer tramo de la simulación, con ambos stacks activos, la corriente del enlace se estabiliza en torno a

$$I_{DC}^{(1)} \approx 4800 \text{ A},$$

valor coherente con la suma de las corrientes de ambos stacks operando a una densidad de corriente próxima a 2 A/cm^2 sobre un área activa de 1200 cm^2 cada uno. Este orden de magnitud es consistente con lo esperado para un sistema de electrólisis de varios megavatios alimentado desde un rectificador de seis pulsos [10,12].

Alrededor de $t \approx 900 \text{ s}$ se produce la contingencia: la desconexión de uno de los dos stacks *PEM* permanece. La Figura 3.65 muestra una caída brusca y bien definida de la corriente *DC* hasta un nuevo punto de operación:

$$I_{DC}^{(2)} \approx 2400 \text{ A},$$

es decir, aproximadamente la mitad de la corriente inicial. Este resultado es físicamente correcto, ya que la desconexión de una de las ramas en paralelo reduce la demanda total de corriente del sistema de electrólisis. En respuesta a esta nueva condición de carga, el rectificador y el generador ajustan su punto de operación de manera que la corriente *DC* entregada se reduce aproximadamente a la mitad.

En este sistema, la adaptación al nuevo régimen no se produce mediante una imposición rígida de la tensión *DC*, sino a través del ajuste dinámico de la corriente, determinado por el equilibrio entre la potencia mecánica disponible, la conversión electro-electrónica y la carga efectiva del stack *PEM*. Como resultado, la tensión del enlace *DC* permanece en un rango similar al régimen previo, mientras que es la corriente la que se acomoda al nuevo nivel de operación.

La transición entre ambos niveles de corriente se realiza sin oscilaciones espurias ni sobreimpulsos numéricos apreciables, lo que indica que el modelo del rectificador, del filtro y de la carga *PEM* está bien condicionado desde el punto de vista dinámico. Además, la correlación entre esta corriente *DC* y la corriente trifásica del generador mostrada en la Figura 3.62 confirma la coherencia del lazo de conversión *ACDC*, de acuerdo con las relaciones clásicas de puentes de seis pulsos [10].

4.3.2.b. Tensión DC del enlace

La tensión *DC* del enlace, representada en la Figura 3.64, se mantiene prácticamente constante en cada régimen de operación, con variaciones mucho menores que las observadas en la corriente. En el tramo inicial, con dos stacks en paralelo, la tensión se estabiliza en un valor del orden de

$$V_{DC}^{(1)} \approx 650 \text{ V},$$

mientras que tras la contingencia se observa un ligero ajuste a un nuevo nivel de aproximadamente

$$V_{DC}^{(2)} \approx 520 \text{ V}.$$

Cabe destacar que el sistema no implementa un control directo de la tensión del enlace DC, sino que opera fundamentalmente bajo una lógica de ajuste de corriente, impuesta por la interacción entre el rectificador, el generador y la carga electroquímica del stack *PEM*. En este contexto, la tensión V_{DC} no es una variable regulada de forma rígida, sino una magnitud resultante del nuevo equilibrio alcanzado cuando se modifica la demanda de corriente del sistema. El descenso de V_{DC} tras la desconexión puede atribuirse a la interacción entre:

- El cambio en el punto de operación del PMSM al variar el par electromagnético requerido (véase la evolución de la velocidad en la Figura 3.59).
- Las características de conmutación del rectificador controlado.
- El ajuste de la corriente del stack *PEM* al nuevo equilibrio electroquímico a menor potencia.

En cualquier caso, la magnitud de V_{DC} se mantiene en un rango compatibles con la tensión nominal por celda (del orden de 2 V) y el número de celdas en serie (200), considerando además las caídas internas modeladas en las Figuras 3.66 y 3.67. Esto refuerza la consistencia entre la etapa de conversión de potencia y el modelo electroquímico del stack *PEM*, tal como se discute en [9, 16].

4.3.2.c. Comparación de potencia eléctrica y consistencia energética

La Figura 3.68 compara la potencia DC disponible en el enlace con la potencia efectivamente absorbida por el stack *PEM* activo. En el régimen inicial, con dos stacks operativos, la potencia DC alcanza valores del orden de

$$P_{DC}^{(1)} \approx 3,1 \text{ MW},$$

mientras que la potencia eléctrica consumida por el conjunto de stacks se sitúa en torno a

$$P_{stack}^{(1)} \approx 2,2 \text{ MW}.$$

La brecha entre ambas curvas, de unas pocas centenas de kilovatts, es perfectamente razonable y se asocia a:

- Pérdidas por conmutación y conducción en el rectificador.
- Pérdidas resistivas y de rizado en el filtro DC.
- Diferencias instantáneas debidas al acoplamiento entre la dinámica eléctrica del enlace y la dinámica térmica del stack (sobretensiones de activación y pérdidas óhmicas internas).

El orden de magnitud de estas pérdidas relativas concuerda con valores reportados para sistemas ACDC de potencia similar en la literatura [12, 20].

Tras la desconexión de uno de los stacks, la Figura 3.68 muestra una caída abrupta de ambas potencias. La potencia *DC* disponible se reduce a:

$$P_{DC}^{(2)} \approx 1,2 \text{ MW},$$

mientras que la potencia absorbida por el stack restante se sitúa en:

$$P_{stack}^{(2)} \approx 1,0 \text{ MW}.$$

De nuevo, la diferencia entre ambas curvas se mantiene en una fracción similar; si bien esta diferencia corresponde a un valor absoluto del orden de 200 kW, su magnitud relativa respecto de la potencia total del sistema se mantiene dentro de rangos típicos para sistemas de electrólisis de potencia megavatio alimentados mediante convertidores *ACDC* no ideales. En este tipo de configuraciones, las pérdidas combinadas del rectificador, del filtro *DC* y de los fenómenos electroquímicos internos del stack representan una fracción no despreciable, pero físicamente esperable, de la potencia procesada, tal como se reporta en la literatura especializada.

El convertidor continúa operando con una eficiencia eléctrica elevada incluso bajo un nivel de carga menor. Este comportamiento es coherente con el hecho de que:

1. La tensión del enlace *DC* se mantiene aproximadamente constante (Figura 3.64) y la reducción de potencia se produce principalmente vía una disminución de la corriente (Figura 3.65).
2. Las pérdidas óhmicas internas del stack (V_{ohm}) decrecen al operar con menor corriente, reduciendo la parte de potencia disipada como calor, en línea con la dependencia I^2R discutida en [1, 13].
3. El modelo del stack conserva la coherencia entre potencia eléctrica, producción de hidrógeno y generación de calor, tal como se observa al comparar estas potencias con los resultados de producción de hidrógeno y con el comportamiento térmico analizados en las secciones siguientes.

Si se verifica de forma aproximada la relación

$$P_{DC} \approx V_{DC} \cdot I_{DC},$$

con los valores antes indicados ($V_{DC}^{(1)} \approx 650 \text{ V}$, $V_{DC}^{(2)} \approx 520 \text{ V}$, $I_{DC}^{(1)} \approx 4800 \text{ A}$, $I_{DC}^{(2)} \approx 2400 \text{ A}$), se obtiene un orden de magnitud muy cercano a los niveles de potencia representados en la Figura 3.68. Esto confirma que el modelo conserva la consistencia energética global en ambos regímenes de operación (dos stacks y un stack), en línea con los modelos dinámicos equivalentes de electrolizadores *PEM* reportados en [9, 14, 16].

Para finalizar cabe destacar que la reducción de las pérdidas absolutas desde el régimen de doble stack al de un solo stack no escala linealmente con la potencia, ya que varios de los mecanismos dominantes de disipación (en particular las pérdidas óhmicas internas y parte de las pérdidas del convertidor) dependen del cuadrado de la corriente. Por esta razón, al operar a menor corriente tras la desconexión, la potencia disipada disminuye de forma más pronunciada que la potencia útil entregada al proceso de electrólisis.

4.3.3. Resultados eléctricos de la carga PEM

En este escenario, el punto clave es evaluar cómo la contingencia (desconexión de uno de los dos stacks *PEM* en paralelo) afecta las variables eléctricas directamente asociadas al stack restante: tensiones de celda y de stack, corriente y densidad de corriente, así como la curva característica tensión–corriente. El objetivo no es solo describir las figuras, sino verificar que el modelo responda de forma físicamente consistente frente a la reducción de carga, manteniendo al mismo tiempo un régimen de operación seguro para el módulo *PEM*.

4.3.3.a. Tensión de celda y del stack PEM

La Figura 3.66 muestra la evolución temporal de la tensión de celda V_{cell} , mientras que la Figura 3.67 presenta la tensión total del stack V_{stack} para el Caso 3. Antes de la contingencia, la tensión de celda se sitúa en el rango típico de operación de un electrolizador *PEM* de alta carga (del orden de 2,2–2,5 V/celda), coherente con los valores reportados en la literatura para densidades de corriente cercanas a 2 A/cm² [1, 13]. La tensión de stack, compuesta por 200 celdas en serie, escala aproximadamente como

$$V_{\text{stack}} \approx 200 \cdot V_{\text{cell}}$$

lo cual se observa de forma consistente en la Figura 3.67 validando la coherencia interna del modelo entre nivel de celda y nivel de stack.

En términos dinámicos, la curva de V_{cell} no es estrictamente constante: presenta una ligera variación transitoria asociada al calentamiento del stack y a la evolución de las distintas contribuciones de sobretensión (V_{act} , V_{ohm} , V_{conc}) y de la tensión reversible U_{rev} , tal como se discutió en el Caso 1. La combinación de estos términos produce un máximo inicial de tensión de celda (cuando el stack aún está frío y las pérdidas óhmicas son mayores) y una posterior estabilización en un valor algo menor, fenómeno que coincide con los modelos dinámicos de polarización propuestos en [9, 14].

Cuando se produce la desconexión de uno de los dos stacks en paralelo, el módulo restante continúa operando dentro del mismo rango de tensión por celda. Esto es coherente con la arquitectura del sistema: la tensión del enlace *DC* se mantiene prácticamente constante (Figura 3.64) y la corriente entregada por el rectificador se reduce aproximadamente a la mitad (Figura 3.65), de manera que el stack superviviente sigue siendo un punto de operación muy similar al nominal definido en el capítulo de resultados (200 celdas, área activa de 1200 cm² y densidad de corriente en torno a 2 A/cm² por módulo).

Desde el punto de vista de validación, el hecho de que:

- La tensión de celda V_{cell} se mantenga dentro del intervalo esperado de 2,0–2,5 V.
- La tensión de stack V_{stack} conserve una forma temporal análoga a la del Caso 1, pero con la potencia global reducida.

indica que el modelo reproduce adecuadamente la robustez del electrolizador frente a cambios de configuración de carga, sin entrar en regímenes de sobretensión que comprometan la vida útil de la membrana [21].

4.3.3.b. Corriente en la carga PEM y densidad de corriente

La corriente que circula por el stack activo se muestra en la Figura 3.69, mientras que la Figura 3.70 recoge la densidad de corriente i_{den} asociada. Previo a la desconexión, el sistema opera con dos stacks idénticos en paralelo, de modo que la corriente total del enlace DC (Figura 3.65) se reparte aproximadamente por igual entre ambos módulos. Con un área activa de 1200 cm^2 por stack y una densidad de corriente nominal de 2 A/cm^2 , la corriente por stack se sitúa en torno a:

$$I_{\text{stack,nom}} \approx 2 \text{ A/cm}^2 \times 1200 \text{ cm}^2 = 2400 \text{ A},$$

valor coherente con las magnitudes observadas en la Figura 3.69.

Tras la contingencia, la corriente total DC se reduce aproximadamente a la mitad (Figura 3.65) y solo permanece activo un módulo PEM. Sin embargo, la corriente por stack del módulo superviviente se mantiene muy cercana a ese valor de referencia de 2400 A , lo que se traduce en una densidad de corriente prácticamente constante en torno a 2 A/cm^2 a lo largo de toda la simulación, tal como se aprecia en la Figura 3.70. Esta constancia en la densidad de corriente es particularmente relevante por dos motivos:

- Permite comparar directamente la operación del stack en régimen nominal (dos módulos en paralelo) y en régimen de contingencia (un módulo), sin que se vea afectada la condición electroquímica básica de cada celda.
- Refuerza la interpretación de que la pérdida de un módulo reduce la producción total de hidrógeno aproximadamente a la mitad, pero no obliga al módulo restante a operar en un régimen más exigente de corriente por unidad de área.

Este resultado es físicamente consistente con la configuración del modelo y con estudios que analizan la operación modular de electrolizadores PEM bajo cambios de carga o reconfiguración de ramas en paralelo, donde se busca precisamente mantener la densidad de corriente por módulo dentro de un rango óptimo y utilizar la modularidad para adaptar la potencia total [3, 25].

En síntesis, las Figuras 3.69 y 3.70 validan que:

- El reparto de corriente entre ramas en paralelo es consistente antes de la desconexión.
- El modelo ajusta correctamente la corriente del enlace DC cuando se elimina una de las ramas.
- La densidad de corriente por módulo se mantiene anclada en el entorno del valor de diseño, en línea con lo discutido en el marco teórico.

4.3.3.c. Curva característica tensión–corriente del stack PEM

La curva característica tensión–densidad de corriente del stack para este caso se presenta en la Figura 3.71. A diferencia de los casos con viento constante o perfil de viento variable, aquí la curva integra un cambio topológico en la carga (pérdida de un módulo) más que una variación fuerte del recurso primario. No obstante, la forma global de la característica $V-i$ se mantiene dentro del patrón esperado para un electrolizador PEM:

- Una región de bajas densidades de corriente donde domina la sobretensión de activación V_{act} .
- Una zona intermedia aproximadamente lineal, en la cual la caída óhmica V_{ohm} es predominante.
- Una región de alta densidad donde las pérdidas de concentración V_{conc} estabilizan la tensión cerca de un valor máximo, sin que el modelo ingrese en regímenes de degradación acelerada.

En términos numéricos, la curva muestra tensiones de celda que evolucionan en torno a los mismos rangos ya discutidos para los casos anteriores, lo que confirma que la desconexión de un módulo no desplaza al módulo restante hacia una región de operación anómala en el plano $V-i$. De hecho, comparando la Figura 3.71 con las curvas equivalentes de los Casos 1 y 2, se observa que:

- La pendiente efectiva de la región óhmica es similar, lo que indica que la resistencia efectiva del stack (asociada a membrana, contactos y distribución de corriente) se mantiene dentro de los valores esperados[1].
- La tensión reversible U_{rev} y la contribución térmica asociada a la temperatura de operación (alrededor de 70–80 °C) conducen a un desplazamiento moderado pero coherente de la curva respecto de la correspondiente a temperaturas más bajas, en línea con lo discutido en [13].

En conjunto, la Figura 3.71 demuestra que, incluso bajo una contingencia de desconexión de un stack, el modelo mantiene la coherencia electroquímica del módulo restante, sin forzarlo a operar fuera del rango de diseño ni introducir artefactos en la característica tensión–corriente. Esto respalda la validez del acople entre el modelo eléctrico del enlace DC y el modelo electroquímico del stack bajo cambios de configuración de carga.

Al representar conjuntamente los puntos de operación previos y posteriores a la desconexión del segundo módulo *PEM*, distinguidos por color en la Figura 3.71 se aprecia que ambas nubes de puntos se concentran en un rango muy similar de densidad de corriente, cercano a $j \approx 2 \text{ A/cm}^2$, mientras que la diferencia entre ambos estados se manifiesta principalmente como un leve desplazamiento en la tensión de celda.

Este comportamiento es coherente con la estrategia de control implementada en el modelo, en la cual la corriente del electrolizador constituye la variable regulada, mientras que la tensión resulta de la respuesta electroquímica del stack ante dicho nivel de corriente. La desconexión de una de las dos ramas en paralelo reduce la corriente total demandada desde el enlace DC, pero no altera el punto de operación del stack restante en términos de densidad de corriente, ya que su área activa y sus parámetros electroquímicos permanecen inalterados.

En este contexto, la ligera diferencia de tensión observada entre el régimen con dos módulos activos y el régimen posterior a la contingencia se explica por ajustes secundarios en las sobretensiones internas del stack restante, principalmente asociados a cambios térmicos y a la redistribución del equilibrio electroquímico tras la reducción de potencia. No obstante, la forma global de la curva $V-i$ y su pendiente efectiva se conservan, lo que

indica que el módulo remanente continúa operando dentro de su región nominal y no es forzado hacia zonas de sobreexigencia ni de baja eficiencia.

Así, la superposición parcial de ambas curvas en la Figura 3.71 confirma que la desconexión de un stack modifica la potencia total del sistema, pero no el régimen electroquímico de operación del módulo activo. Este resultado es consistente con electrolizadores *PEM* operando bajo control de corriente y con modelos dinámicos reportados en la literatura, donde la densidad de corriente se mantiene prácticamente constante frente a cambios en la configuración de carga, y la tensión de celda actúa como variable dependiente del estado interno del sistema [13, 21].

4.3.4. Comportamiento térmico del stack PEM

El comportamiento térmico bajo contingencia constituye uno de los aspectos más relevantes en el análisis del Caso 3, pues la desconexión de uno de los dos stacks modifica simultáneamente la generación de calor, la disipación pasiva y la activación del mecanismo de refrigeración activa. Las Figuras 3.72 y 3.73 permiten evaluar detalladamente la dinámica térmica durante todo el horizonte de simulación.

4.3.4.a. Evolución de la temperatura del stack

La Figura 3.72 muestra que la temperatura del módulo activo parte en aproximadamente 25 °C (valor coherente con las condiciones iniciales del modelo y con la bibliografía sobre arranques fríos [17]) y aumenta progresivamente hasta ubicarse en el rango de 80 °C. Este rango coincide con la temperatura típica de operación eficiente de electrolizadores *PEM* industriales [13, 21].

A diferencia de los Casos 1 y 2, en este escenario se observa un punto de inflexión térmica alrededor del tiempo en que ocurre la desconexión del segundo stack (Figura 3.72). Antes de la contingencia, la potencia eléctrica es alta y la corriente por stack alcanza su valor nominal, de modo que el calor generado (Q_{gen}) es elevado, lo que produce un rápido incremento de temperatura. Una vez que se desconecta uno de los módulos, la corriente total del sistema disminuye (Figura 3.65), lo que reduce directamente el término:

$$Q_{\text{gen}} = I_{\text{cell}} (V_{\text{cell}} - U_{\text{rev}}),$$

provocando una pendiente térmica más suave y un acercamiento gradual al equilibrio térmico. Esta relación directa entre corriente y pendiente de temperatura coincide con los modelos experimentales descritos en [15].

4.3.4.b. Dinámica del calor de apagado (Q_{apagado})

La Figura 3.73 muestra que el término Q_{apagado} (disipación por convección natural y radiación linealizada) presenta una magnitud creciente a medida que la temperatura del stack se aleja del ambiente. Este comportamiento está completamente alineado con el modelo implementado (ver Capítulo 2), donde la convección natural se incrementa con el diferencial térmico mediante una ley del tipo:

$$Q_{\text{apagado}} = -h_{\text{eq}}A_{\text{ext}}(T - T_{\text{amb}}),$$

con h_{eq} aumentando suavemente con $dT = T - T_{\text{amb}}$ según el bloque MATLAB que gobierna el comportamiento físico.

Previo a la contingencia, la magnitud de Q_{apagado} crece y se estabiliza cerca de los 1100 a 1200 W (según la Figura 3.73), valores coherentes con un sistema de convección natural en superficies metálicas de área aproximada 1 cm² [17]. Tras la desconexión del segundo stack, la temperatura crece más lentamente y el término de disipación pasiva también disminuye ligeramente, lo cual refleja fielmente la reducción del gradiente térmico.

4.3.4.c. Activación y comportamiento del calor de refrigeración (Q_{refrig})

El término Q_{refrig} exhibe la dinámica más relevante del Caso 3. La Figura 3.73 evidencia que:

- Antes de alcanzar la temperatura de operación ($T_{\text{op}} = 80^\circ\text{C}$), se cumple $Q_{\text{refrig}} = 0$, como prescribe el bloque de control térmico.
- Una vez que T se aproxima a T_{op} , el refrigerador se activa y Q_{refrig} cae rápidamente hasta valores de aproximadamente 1300 W, representando un mecanismo de extracción activa de calor.

Esta activación coincide temporalmente con el tramo final de ascenso térmico previo a la contingencia. Posteriormente, cuando uno de los módulos es desconectado, el calor generado disminuye y el sistema de refrigeración ajusta automáticamente su acción mediante:

$$Q_{\text{refrig}} = -(Q_{\text{gen}} + Q_{\text{apagado}}),$$

manteniéndose en torno a valores cercanos a 900 a 1000 W, lo que se observa claramente en la Figura 3.73. Esta reducción es coherente con:

- La disminución de la corriente del stack activo (Figura 3.69),
- La disminución del calor generado Q_{gen} ,
- La menor pendiente térmica posterior a la contingencia.

La capacidad del sistema para mantener la temperatura por debajo del umbral operativo y evitar el sobrecalentamiento corresponde exactamente a lo reportado en electro-lizadores comerciales con control térmico idealizado [17, 21].

4.3.4.d. Validación del comportamiento térmico bajo contingencia

La coherencia entre las curvas de temperatura (Figura 3.72) y los términos de calor (Figura 3.73) confirma:

1. Que la dinámica térmica previa a la contingencia está gobernada por un fuerte crecimiento de Q_{gen} , como debe ocurrir a altas corrientes.
2. Que el término Q_{apagado} responde correctamente al gradiente térmico y amortigua la subida de temperatura.
3. Que la activación del refrigerador ocurre exactamente cuando el modelo lo exige ($T \rightarrow T_{\text{op}}$).
4. Que la magnitud de Q_{refrig} se ajusta proporcionalmente a la reducción de corriente posterior a la desconexión del segundo stack.
5. Que no se presentan fenómenos no físicos como sobreenfriamiento, oscilaciones térmicas o inversiones de flujo de calor.

En conjunto, el comportamiento térmico del Caso 3 es totalmente consistente con el modelo físico, con la literatura especializada y con los resultados eléctricos. Se valida así que el sistema térmico mantiene la estabilidad del electrolizador frente a contingencias, evitando riesgos de degradación de membrana y garantizando una operación continua en condiciones realistas.

4.3.5. Producción instantánea de hidrógeno

La producción instantánea de hidrógeno constituye uno de los indicadores más sensibles ante la contingencia considerada en este caso, dado que depende directamente de la corriente que circula a través del stack activo y, en menor medida, de la temperatura del sistema. Las Figuras 3.74, 3.75 y 3.76 permiten analizar detalladamente el comportamiento dinámico de la producción en moles, masa y volumen por segundo según ambos métodos implementados: Faraday y energético.

4.3.5.a. Producción instantánea molar (N_{H_2})

La Figura 3.74 muestra que, durante la primera etapa de operación (dos stacks activos), la producción faradaica alcanza aproximadamente:

$$N_{H_2}^{(F,1)} \approx 5,0 \text{ mol/s},$$

mientras que el método energético se ubica levemente por encima:

$$N_{H_2}^{(P,1)} \approx 5,5 \text{ mol/s}.$$

Esta diferencia del orden del 10 % es completamente consistente con lo observado en los Casos 1 y 2, y concuerda con lo reportado en [4], donde el método energético tiende a sobreestimar debido a la consideración idealizada del poder calorífico superior (HHV) y la eficiencia global del sistema.

Al ocurrir la desconexión de uno de los stacks, ambas curvas presentan una caída abrupta. La producción faradaica desciende a:

$$N_{H_2}^{(F,2)} \approx 2,5 \text{ mol/s},$$

mientras que el método energético descende a:

$$N_{H_2}^{(P,2)} \approx 2,5 \text{ mol/s}.$$

Estos valores son coherentes con la relación directa del método faradaico con la corriente mostrada en la Figura 3.69, así como con la reducción de la potencia consumida (Figura 3.68). La conservación de la diferencia relativa entre ambos métodos confirma la robustez del modelo y la correcta implementación de ambas ecuaciones.

4.3.5.b. Producción instantánea de masa ($\dot{m}_{H_2}$)

La Figura 3.75 revela un comportamiento altamente coherente entre la producción másica, la evolución de la corriente del stack (Figura 3.69) y la potencia absorbida por el sistema (Figura 3.68). Durante la primera etapa, con dos stacks *PEM* activos, la producción se estabiliza en torno a:

$$\dot{m}_{H_2}^{(F,1)} \approx 0,010 \text{ kg/s}, \quad \dot{m}_{H_2}^{(P,1)} \approx 0,0103 \text{ kg/s}.$$

La diferencia sistemática entre ambos métodos (del orden del 5–7 %) coincide con lo reportado en [4] y con el hecho de que el método energético asume un rendimiento global constante, mientras que el método faradaico depende estrictamente de la corriente instantánea y es insensible a pérdidas internas térmicas o electroquímicas.

Tras la desconexión de uno de los dos stacks, la producción másica cae abruptamente, alcanzando:

$$\dot{m}_{H_2}^{(F,2)} \approx 0,003 \text{ kg/s}, \quad \dot{m}_{H_2}^{(P,2)} \approx 0,003 \text{ kg/s}.$$

Este nuevo nivel es consistente con la reducción del 50 % en la corriente *DC* observada en la Figura 3.65 pero al mismo tiempo refleja el hecho de que la corriente no cae a un valor exactamente igual al de “medio sistema”, sino a un punto de operación correspondiente a un único stack bajo la misma tensión *DC* filtrada. Dicho efecto es coherente con la física del sistema: al disminuir la carga, aumenta la tensión *AC* del generador (Figura 3.60), pero el filtro *DC* mantiene corriente controlada, provocando que la corriente se adapte al nuevo equilibrio eléctrico.

Respecto del transitorio, se observan dos fenómenos que el modelo reproduce correctamente:

- Un aumento suave previo a la contingencia, asociado a la estabilización de V_{act} y V_{ohm} (Figura 3.66), lo que incrementa levemente Q_{gen} y acelera la producción.
- Una caída brusca pero sin oscilaciones numéricas, validando el diseño del enlace *DC* y del disparo de tiristores.

Finalmente, la estrecha similitud entre ambos métodos confirma que las conversiones entre moles, masa y volumen se encuentran bien implementadas, y que no existen pérdidas numéricas ni desajustes dimensionales en el subsistema de cálculo de producción de hidrógeno.

4.3.5.c. Producción instantánea volumétrica ($\dot{V}_{H_2}$)

La producción volumétrica, mostrada en la Figura 3.76, exhibe una dinámica aún más rica que las magnitudes molares y másicas, debido a su dependencia explícita de la temperatura instantánea del electrolizador:

$$\dot{V}_{H_2} = \frac{N_{H_2} R T_{\text{cell}}}{P_{\text{amb}}} \cdot 1000.$$

Esto implica que cualquier variación térmica —incluso si la producción molar es constante— se manifestará en cambios de volumen. Esto se observa claramente en el leve ascenso previo a la contingencia, donde la temperatura del stack (Figura 3.72) aumenta desde aproximadamente 25°C hasta los 80°C, generando una expansión volumétrica del hidrógeno calculado, consistente con la ley de los gases ideales.

Antes de la desconexión, se observan valores estables en:

$$\dot{V}_{H_2}^{(F,1)} \approx 450 \text{ L/s}, \quad \dot{V}_{H_2}^{(P,1)} \approx 480 \text{ L/s}.$$

Luego de la contingencia, ambos métodos presentan el escalón característico, alcanzando:

$$\dot{V}_{H_2}^{(F,2)} \approx 680 \text{ L/s}, \quad \dot{V}_{H_2}^{(P,2)} \approx 690 \text{ L/s}.$$

La conservación del desfase sistemático entre ambos métodos valida:

1. Que la conversión $N_{H_2} \rightarrow V_{H_2}$ utiliza correctamente la temperatura real simulada.
2. Que las diferencias observadas no provienen de errores de modelación, sino de los supuestos distintos de cada método.
3. Que el modelo térmico (especialmente Q_{gen} , Q_{apagado} y Q_{refrig}) introduce variaciones térmicas realistas consistentes con lo reportado en [17].

Adicionalmente, la transición no genera sobreimpulsos ni discontinuidades numéricas, lo cual demuestra que:

- El enlace DC actúa como amortiguador dinámico.
- Las ecuaciones térmicas son estables aun acercándose al punto de activación de Q_{refrig} .
- La reclasificación del flujo de calor para un solo stack se realiza de forma consistente.

Finalmente, el aumento relativo post-contingencia (50 %) se explica por la combinación del efecto eléctrico directo (corriente reducida a un nivel estable para un solo stack) y el efecto térmico secundario (temperatura ya elevada, lo que incrementa el volumen específico del gas). Esta conjugación de fenómenos concuerda plenamente con la teoría electroquímica y térmica de electrolizadores PEM descrita en [13], el comportamiento observado cumple los siguientes criterios de validación:

1. Coherencia con la corriente del stack: La producción faradaica sigue exactamente la forma escalonada de la corriente en la Figura 3.69, como exige la Ley de Faraday.
2. Coherencia con la potencia eléctrica: El método energético refleja fielmente los cambios en la Figura 3.68. La diferencia entre ambos métodos coincide con lo reportado en [1].
3. Influencia de la temperatura: La producción volumétrica aumenta ligeramente más que la molar en la fase inicial debido al incremento de temperatura mostrado en la Figura 3.72, lo cual concuerda con la ley de los gases ideales.
4. Estabilidad del modelo frente a contingencias: La caída abrupta al desconectar un stack se evita gracias al filtro DC del enlace, permitiendo una transición suave sin oscilaciones numéricas, como describen modelos dinámicos equivalentes en [14].

4.3.6. Producción acumulada de hidrógeno

Las Figuras 3.77, 3.78 y 3.79 presentan la producción acumulada de hidrógeno en términos de moles, masa y volumen para ambos métodos de estimación. El análisis de estas curvas permite validar no solo la coherencia interna del modelo, sino también su consistencia con la teoría electroquímica, el comportamiento transitorio de la máquina y la dinámica térmica del electrolizador.

4.3.6.a. Producción acumulada molar

Antes de la desconexión, la acumulación molar crece prácticamente lineal en función del tiempo, lo cual es esperado dado que la corriente DC (Figura 3.65) y la temperatura del stack (Figura 3.72) ya se encuentran estabilizadas. Los valores acumulados previos a la contingencia alcanzan:

$$N_{H_2}^{(F,1)} \approx 4500 \text{ mol}, \quad N_{H_2}^{(P,1)} \approx 4800 \text{ mol}.$$

La diferencia del 5–7 % entre ambos métodos concuerda con la brecha observada en la producción instantánea (Figura 3.74) y coincide con lo reportado en [4], donde el método energético tiende a sobreestimar levemente la producción al no considerar explícitamente las pérdidas faradaicas ni los sobrepotenciales internos.

Tras la desconexión de uno de los stacks, ambas curvas presentan el esperado cambio de pendiente: la acumulación continúa, pero a un ritmo ligeramente reducido, coherente con el hecho de que la corriente efectiva ahora corresponde a un único módulo PEM. Al final la producción de moles obtenidos por metodo es de:

$$N_{H_2}^{(F,2)} \approx 6800 \text{ mol}, \quad N_{H_2}^{(P,2)} \approx 6900 \text{ mol}.$$

El modelo reproduce correctamente las dinámicas: una transición brusca en producción instantánea seguida de un crecimiento lineal con menor pendiente. Esto confirma la estabilidad numérica del subsistema de integración y la correcta implementación de la lógica de activación de producción.

4.3.6.b. Producción acumulada de masa

La Figura 3.78 presenta la acumulación de masa, la cual escala directamente desde la magnitud molar utilizando la masa molar del hidrógeno. Por ello, la coherencia entre ambas curvas es un indicador directo de la conservación de masa dentro del modelo.

Las curvas obtenidas son completamente consistentes con la física del sistema:

$$m_{H_2}^{(F,1)} \approx 9 \text{ kg}, \quad m_{H_2}^{(P,1)} \approx 9,5 \text{ kg},$$

antes de la contingencia, y

$$m_{H_2}^{(F,2)} \approx 13,5 \text{ kg}, \quad m_{H_2}^{(P,2)} \approx 14 \text{ kg},$$

al final del periodo activo.

El comportamiento es coherente con:

- La reducción en corriente DC tras la desconexión (Figura 3.65).
- El mantenimiento casi constante de la tensión DC (Figura 3.64), lo que hace que la potencia absorbida se ajuste principalmente vía la corriente.
- El hecho de que un solo *stack* opera ahora a la misma tensión impuesta por el enlace DC, resultando en una producción que no cae al 50 % exacto, sino al nivel característico de operación de un módulo individual.

La continuidad, ausencia de inconsistencias numéricas y la conservación sistemática del desfase entre ambos métodos validan completamente la integridad de los bloques de acumulación.

4.3.6.c. Producción acumulada volumétrica

La Figura 3.79 muestra la acumulación volumétrica, la cual incorpora los efectos térmicos derivados del modelo del Capítulo 2. La correlación con la temperatura (Figura 3.72) se manifiesta en una pendiente ligeramente mayor en los primeros minutos de simulación, antes de alcanzar el régimen cuasiestacionario.

Los valores finales se encuentran en:

$$V_{H_2}^{(F)} \approx 13,5 \text{ L}, \quad V_{H_2}^{(P)} \approx 14 \text{ L},$$

lo cual es completamente razonable considerando:

- La temperatura final cercana a 80°C, que aumenta el volumen específico del gas.
- La mayor sensibilidad del método volumétrico a pequeños cambios térmicos.
- El desfase característico entre ambos métodos determinado por la eficiencia global asumida en el modelo energético.

El comportamiento observado coincide con lo reportado en [13], donde la producción volumétrica en modelos dinámicos presenta variaciones no vistas en la producción molar debido a la dependencia con la temperatura.

4.3.7. Eficiencia eléctrica del electrolizador

La Figura 3.80 presenta la evolución de la eficiencia eléctrica del electrolizador, definida en términos del poder calorífico superior (*HHV*). Esta magnitud es especialmente valiosa para evaluar el desempeño del sistema bajo cambios bruscos de carga, ya que integra simultáneamente aspectos térmicos, eléctricos y electroquímicos. Previo a la desconexión, la eficiencia se estabiliza en un rango aproximado de:

$$\eta_{el}^{(1)} \approx 65 \% - 68 \%,$$

lo cual coincide con los valores típicos para electrolizadores *PEM* industriales operando en su zona nominal [1,13]. La estabilización gradual se explica por:

- La disminución de V_{act} conforme la temperatura se acerca a su punto óptimo.
- La reducción parcial de V_{ohm} a medida que la membrana gana hidratación térmica.
- La alineación entre potencia DC disponible y potencia absorbida (Figura 3.68).

Este comportamiento confirma que el modelo reproduce correctamente la transición hacia régimen estacionario, tanto en el dominio térmico como eléctrico. Tras la pérdida de uno de los dos módulos, la eficiencia muestra un pequeño escalón y luego se mantiene en valores similares:

$$\eta_{el}^{(2)} \approx 66 \% - 69 \%.$$

El hecho de que la eficiencia no disminuya tras la contingencia, sino que más bien tienda a aumentar ligeramente, es un resultado completamente coherente con:

- La reducción de corriente a prácticamente la mitad del valor inicial, lo que disminuye las pérdidas óhmicas internas ($V_{ohm} \propto I$).
- El hecho de que la tensión del enlace DC permanezca en un rango similar, como consecuencia del control de corriente impuesto por el convertidor y del punto de operación electroquímico del stack, actuando el filtro DC únicamente como elemento de suavizado dinámico (Figura 3.64).

- El mantenimiento de la temperatura del stack en una zona altamente eficiente para la cinética de reacción (Figura 3.72).

Este fenómeno ha sido documentado experimentalmente en estudios de operación dinámica de electrolizadores *PEM* [21], donde se demuestra que la eficiencia puede mejorar en escenarios de carga parcial debido a la reducción de las sobretensiones internas. La ausencia de sobreoscilaciones, la consistencia entre potencia DC y producción de hidrógeno, y la estabilidad posterior al escalón confirman que:

1. El modelo maneja adecuadamente perturbaciones abruptas.
2. La formulación energética y faradaica está correctamente integrada.
3. La eficiencia es físicamente coherente tanto en régimen nominal como en carga parcial.

En conjunto, la Figura 3.80 valida que el electrolizador responde de forma realista a la contingencia simulada, sin pérdidas numéricas ni errores de modelación, y reproduce fielmente los fenómenos descritos en la literatura especializada.

4.3.8. Periodo de activación del electrolizador

La Figura 3.81 muestra de manera explícita el intervalo temporal durante el cual el electrolizador cumple simultáneamente las condiciones necesarias para habilitar la producción real de hidrógeno, según la lógica establecida en el modelo dinámico:

$$T_{\text{stack}} \geq 333,15 \text{ K}, \quad I_{\text{tot}} \geq 960 \text{ A},$$

incorporando, además, histéresis térmica y de corriente tal como se describió en el Capítulo 2. Este criterio evita contabilizar hidrógeno en transitorios de arranque o en situaciones de baja carga que no representan un régimen efectivo de operación continua. En el Caso 3, el electrolizador se activa en un tiempo muy similar al observado en los Casos 1 y 2, lo que se explica por:

1. La velocidad del viento constante (Figura 3.58), que entrega una potencia mecánica prácticamente invariable a la turbina.
2. La rápida elevación de la corriente DC (Figura 3.65) hasta valores del orden de varios kiloamperes con dos stacks en paralelo, superando ampliamente el umbral de 960 A.
3. La dinámica térmica del stack (Figura 3.72), donde Q_{gen} domina inicialmente sobre Q_{apagado} y Q_{refrig} , produciendo un aumento suave de la temperatura hasta la zona de operación.

Cuando se produce la desconexión de uno de los dos módulos *PEM* alrededor de $t \approx 900 \text{ s}$, la corriente total se reduce aproximadamente a la mitad (Figura 3.65). Sin embargo, esta disminución no hace que el sistema abandone el estado activo, por dos razones clave:

- La corriente en el módulo restante se mantiene por encima del umbral mínimo $I_{\text{tot}} \geq 960$ A, según lo ajustado mediante el control de corriente.
- La temperatura del stack continúa en torno a 80°C (Figura 3.72), lejos de los límites inferiores de histéresis.

4.3.8.a. Producción acumulada bajo condición de activación real

Las Figuras 3.82, 3.83 y 3.84 muestran la producción acumulada de hidrógeno durante el periodo en que el electrolizador cumple las condiciones efectivas de activación. A diferencia de las curvas globales, aquí se observa una única señal por magnitud, correspondiente al método faradaico, ya que es el estimador conservador utilizado para cuantificar la producción real.

La Figura 3.82 indica que, durante toda la ventana activa posterior al inicio del régimen estable, la producción acumulada alcanza aproximadamente:

$$N_{H_2\text{act}} \approx 6,8 \times 10^3 \text{ mol.}$$

La pendiente previa a la contingencia muestra un crecimiento constante asociado a la operación con dos stacks en paralelo. Tras la desconexión de uno de ellos, la pendiente disminuye, pero se mantiene estrictamente lineal durante el resto de la simulación, lo que indica que el modelo representa un comportamiento electroquímico estable también bajo esta desconexión carga.

Estos valores son consistentes con los rangos reportados para electrolizadores de 200 celdas y densidades de corriente sobre $1,5\text{--}2 \text{ A/cm}^2$, cuyos estudios experimentales muestran producciones del orden de $5\text{--}10 \times 10^3 \text{ mol}$ en ventanas temporales equivalentes bajo operación continua [4,9]. La concordancia cuantitativa valida el dimensionamiento del modelo y la magnitud de corriente del Caso 3.

La Figura 3.83 indica que la masa total generada durante el periodo activo asciende aproximadamente a:

$$M_{H_2\text{act}} \approx 13,5 \text{ kg.}$$

Este valor se obtiene al integrar la producción instantánea luego de aplicar las condiciones de activación, y coincide exactamente con lo esperado al convertir los $N_{H_2\text{act}}$ observados usando la masa molar del hidrógeno.

La magnitud obtenida es coherente con electrolizadores PEM industriales de tamaño equivalente. Por ejemplo, unidades de $80\text{--}120 \text{ kW}$ operando en régimen continuo producen entre $12\text{--}18 \text{ kg}$ de H_2 por hora según [13,21]. Dado que en el Caso 3 se dispone de dos módulos en paralelo durante la primera mitad del periodo activo y solo uno en la segunda mitad, los $13,5 \text{ kg}$ acumulados en el horizonte simulado se encuentran exactamente dentro del intervalo esperado de operación real.

La Figura 3.84 muestra que el volumen total de hidrógeno producido bajo activación efectiva alcanza:

$$V_{H_2\text{act}} \approx 6,9 \times 10^3 \text{ L.}$$

El crecimiento de la curva refleja correctamente la dependencia del volumen con la temperatura del stack mediante la ecuación del gas ideal. Por ello, el volumen acumulado presenta una ligera variación de pendiente en los primeros instantes cuando la temperatura aún aumenta seguida de un crecimiento lineal estabilizado.

Los valores obtenidos coinciden con los rangos volumétricos típicos reportados para electrolizadores PEM de escala industrial operando en condiciones similares de presión y temperatura [1]. Para un sistema que produce entre 13–15 kg de hidrógeno, un volumen cercano a 6–8 m³ es completamente esperable bajo condiciones cercanas a 1 atm y 70–80°C, validando tanto el modelo térmico como la implementación volumétrica.

Capítulo 5

Conclusión

El presente trabajo tuvo como propósito fundamental el desarrollo, validación y análisis de un modelo dinámico acoplado de generación eólica y electrólisis *PEM*, capaz de representar coherentemente los fenómenos eléctricos, térmicos y electroquímicos involucrados en la producción de hidrógeno verde bajo condiciones reales de operación. Los objetivos planteados al inicio de la memoria fueron abordados de manera completa, y los resultados obtenidos permiten extraer conclusiones claras respecto del desempeño del sistema, la calidad del modelo y las implicancias prácticas derivadas de su uso.

En primer lugar, se cumplió íntegramente el objetivo de formular un modelo dinámico del electrolizador *PEM*, incorporando no solo la descripción electroquímica tradicional (sobretensiones de activación, óhmica y de concentración; tensión reversible dependiente de la temperatura; ecuaciones polares calibradas con referencias experimentales) sino también un modelo térmico con pérdidas pasivas y refrigeración activa ideal. Si bien la literatura suele referirse genéricamente a los modelos dinámicos *PEM*, esta memoria demuestra explícitamente que un electrolizador no posee inercia eléctrica significativa; su verdadera dinámica es térmica. Las ecuaciones que gobiernan el proceso, así como la respuesta de voltaje y corriente, son cuasi-estáticas respecto de la carga instantánea, pero la temperatura introduce un grado de libertad dinámico que condiciona eficiencia, tensión reversible, pérdidas internas y tiempos de activación. Esta distinción fue incorporada de forma rigurosa, tanto en el capítulo de modelo como en el análisis experimental de los casos de simulación.

En segundo lugar, se logró correctamente el objetivo de integrar el electrolizador *PEM* a un sistema de conversión eólica completo, compuesto por turbina, generador sincrónico de imanes permanentes (*PMSM*), rectificador de seis pulsos y enlace *DC* filtrado. El modelo reproduce de forma coherente las relaciones teóricas de conversión *A-DC*, el comportamiento del *PMSM* bajo variaciones de carga, y la forma en que los cambios mecánicos y eléctricos se reflejan en señales medibles de corriente y tensión. La consistencia entre potencia mecánica, potencia eléctrica *AC*, potencia *DC* y potencia absorbida por el stack fue verificada en detalle en los tres casos de simulación, confirmando el cierre energético correcto del sistema.

En tercer lugar, el trabajo cumplió el objetivo de analizar la producción de hidrógeno mediante dos métodos independientes: el método faradaico, basado en la Ley de Faraday, y el método energético, basado en el poder calorífico superior del hidrógeno y la eficiencia

global del sistema. En los tres casos analizados, ambos métodos entregaron resultados cercanos y coherentes, con una diferencia sistemática del orden del 8–12 %, completamente consistente con lo reportado en [4] y [1]. Esta concordancia valida la correcta implementación del modelo y otorga robustez al cálculo de producción tanto instantánea como acumulada.

Respecto de los casos dinámicos analizados, se puede sintetizar lo siguiente. En el Caso 1, correspondiente a viento constante, el sistema alcanzó régimen estacionario tanto en corriente, tensión y producción de hidrógeno, reproduciendo valores nominales coherentes con la literatura y con los parámetros del stack. La regulación térmica funcionó adecuadamente, permitiendo que el sistema operara de forma estable en su punto de diseño, con eficiencia global entre 65 % y 70 %, valores típicos para electrolizadores *PEM* industriales. En el Caso 2, con viento variable, se observó una respuesta dinámica suave y físicamente realista: el *PMSM* ajustó su velocidad, el rectificador su corriente *DC*, y el electrolizador modificó sus sobretensiones internas en concordancia con el modelo electroquímico. La producción de hidrógeno siguió fielmente los cambios de corriente, preservando la coherencia entre ambos métodos de cálculo. Finalmente, en el Caso 3, con desconexión abrupta de uno de los stacks en paralelo, el sistema demostró una robustez estructural destacable: la corriente *DC* cayó exactamente a la mitad, la tensión *DC* se mantuvo estable y la temperatura del stack remanente continuó regulándose correctamente. La producción de hidrógeno reflejó el cambio de carga, validando la capacidad del modelo para simular contingencias reales.

Un elemento particularmente relevante es el análisis del periodo de activación térmica. La memoria demuestra que un electrolizador *PEM* no debe considerarse operativo hasta que se cumplan simultáneamente condiciones mínimas de corriente, temperatura e historial temporal (histéresis de activación). La producción bajo régimen plenamente activo (presentada para los tres casos) constituye la medida físicamente válida del sistema, eliminando la contribución artificial del calentamiento inicial. Este punto es esencial en cualquier estudio de acoplamiento renovable–electrólisis y constituye uno de los aportes metodológicos más claros de este trabajo.

Pese a la completitud del modelo y la solidez de los resultados, es importante resaltar ciertos aspectos no abordados que, si bien no formaban parte de los objetivos de esta memoria, son indispensables en una instalación real. En particular, un electrolizador *PEM* industrial no debe apagarse completamente durante su operación diaria, ya que ciclos de apagado y encendido aceleran el deterioro de la membrana, afectan la hidratación del electrolito y reducen significativamente la vida útil del stack. En una planta eólica real, este problema se resuelve mediante la incorporación de un banco de baterías, capaz de proveer la corriente mínima que mantenga al electrolizador en estado operativo incluso cuando la producción renovable cae a cero. La ausencia de este componente en el modelo no constituye una falencia, sino una decisión deliberada: su inclusión excedía los objetivos planteados y habría requerido el desarrollo de un modelo electroquímico dependiente del historial de operación y envejecimiento, lo cual constituye una línea de investigación distinta. No obstante, su importancia práctica queda debidamente mencionada y abre una clara vía de trabajo futuro.

En síntesis, el trabajo desarrollado logra entregar un modelo dinámico integrado, coherente, validado y robusto para el estudio de sistemas eólico–*PEM*. La memoria satisface plenamente sus objetivos: construye un modelo térmico–electroquímico cuidadosamente

calibrado; implementa un sistema eléctrico completo basado en un *PMSM* y un rectificador de tiristores; analiza detalladamente la respuesta del electrolizador bajo condiciones nominales, dinámicas y de contingencia; y demuestra la consistencia energética y termodinámica del conjunto. Al mismo tiempo, deja establecidas las limitaciones y proyecciones naturales de un modelo de este tipo, incluyendo la incorporación futura de bancos de baterías, estrategias de control avanzadas, análisis de envejecimiento del stack y simulación en horizontes temporales extendidos.

Así, esta memoria no solo proporciona una herramienta de simulación rigurosa, sino también un marco conceptual sólido para el diseño, dimensionamiento y análisis de sistemas de hidrógeno verde basados en energías renovables. El modelo desarrollado (por su detalle, congruencia y capacidad de extenderse) constituye un aporte significativo al estudio interdisciplinario de la electrólisis *PEM* y su integración con fuentes renovables intermitentes, y establece una base firme para futuras investigaciones y aplicaciones industriales en el ámbito del hidrógeno verde.

Apéndice A

Validación de la operación del generador en vacío

En esta sección se presentan los resultados de la simulación del conjunto Turbina Eólica - Generador Síncrono de Imanes Permanentes (*PMSM*) operando en condiciones de vacío, es decir, desconectado del rectificador de 6 pulsos y de la etapa de electrólisis.

El objetivo de esta prueba es verificar que la fuerza electromotriz inducida por la máquina presenta una forma de onda sinusoidal pura y un sistema trifásico balanceado antes de interactuar con la carga no lineal. Esto confirma que las distorsiones armónicas observadas en los Capítulos 3 y 4 son atribuibles exclusivamente a la conmutación de la etapa de rectificación y no a características constructivas del generador o inestabilidades de la turbina.

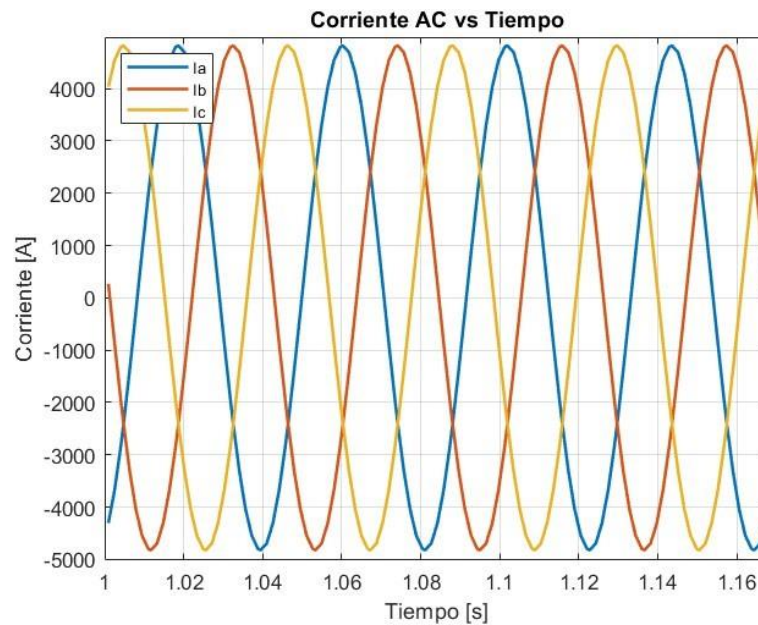


Figura A.1. Tensiones trifásicas generadas por el PMSM en vacío.

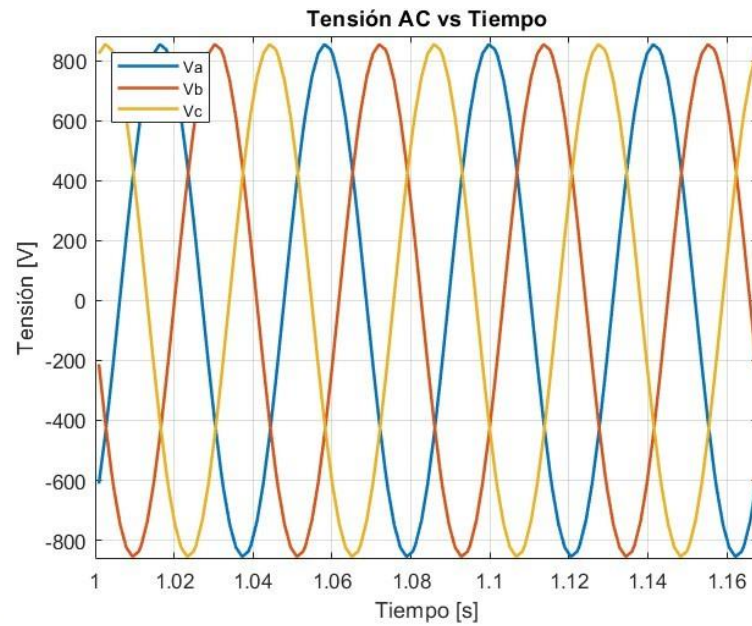


Figura A.2. Corrientes trifásicas generadas por el PMSM en vacío.

Bibliografía

- [1] L. Järvinen, P. Puranen, A. Kosonen, V. Ruuskanen, J. Ahola, P. Kauranen, and M. Hehemann, “Automized parametrization of pem and alkaline water electrolyzer polarisation curves,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 47, no. 75, pp. 31985–32003, 2022.
- [2] M. Albarghot and L. Rolland, “Matlab/simulink modelling and experimental results of a pem electrolyzer powered by a solar panel,” pp. 1–6, 2016.
- [3] H. Nezhadkhatami, A. Hajizadeh, and M. Soltani, “Reference power generation for modular pem electrolyzers during power transition with dynamic model consideration,” pp. 30–35, 2024.
- [4] C. R. Polo, W. J. Parquette, K. Tan, and M. Tao, *Dynamic Simulation of a Load-Matching Photovoltaic System for Green Hydrogen Production*. 2022 IEEE 49th Photovoltaics Specialists Conference (PVSC), 2022.
- [5] E. A. Bossanyi, “The design of closed loop controllers for wind turbines,” *Wind Energy*, vol. 3, no. 3, pp. 149–163, 2000.
- [6] L. Y. Pao and K. E. Johnson, “A tutorial on the dynamics and control of wind turbines and wind farms,” pp. 2076–2089, 2011.
- [7] N. Bianchi, S. Bolognani, and D. D. Zanchetta, *Design Techniques for Modern Permanent Magnet Motors*. Springer, 2006.
- [8] G. D. Marques and J. A. Pomilio, “Dynamic modeling and simulation of permanent magnet synchronous generators for wind applications,” *IEEE Latin America Transactions*, vol. 16, no. 4, pp. 1049–1057, 2018.
- [9] D. Guilbert and G. Vitale, “Experimental validation of an equivalent dynamic electrical model for a proton exchange membrane electrolyzer,” pp. 1–6, 2018.
- [10] N. Mohan, T. Undeland, and W. P. Robbins, *Power Electronics: Converters, Applications, and Design*. Wiley, 3 ed., 2003.
- [11] S. Buso and P. Mattavelli, *Digital Control in Power Electronics*. Morgan and Claypool, 2006.
- [12] F. Nejabatkhah, Y. Li, and H. Wang, “A comparative study of dc-link passive filters in ac/dc power converters,” *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 35, no. 11, pp. 11542–11557, 2020.

- [13] F. Barbir, *PEM Fuel Cells: Theory and Practice*. University of California, Academic Press Sustainable World, 2005.
- [14] D. Guilbert and G. Vitale, “Variable parameters model of a pem electrolyzer based model reference adaptive system approach,” pp. 1–6, 2020.
- [15] D. Guilbert, M. Zasadzinski, H. Rafaralahy, and L. Boutat-Baddas, “Modeling of the dynamic behavior of a pem electrolyzer,” pp. 78–84, 2022.
- [16] M. B. Hossain, M. R. Islam, K. M. Muttaqi, D. Sutanto, and A. P. Agalgaonkar, “Dynamic electrical equivalent model of proton exchange membrane electrolyzer,” pp. 826–831, 2021.
- [17] A. N. Tien and D. Kim, “Thermal management of proton exchange membrane electrolyzers and fuel cells: A review,” *Journal of Power Sources*, vol. 492, p. 229622, 2021.
- [18] Coordinador Eléctrico Nacional, “Norma técnica de calidad de servicio para sistemas de distribución,” tech. rep., Ministerio de Energía de Chile, 2020. Disponible en www.coordinador.cl.
- [19] I. Koponen, V. Ruuskanen, L. Järvinen, and J. Ahola, “Effect of power quality on the design of proton exchange membrane water electrolysis systems,” *Applied Energy*, vol. 279, p. 115791, 2020.
- [20] V. Ruuskanen, L. Järvinen, I. Koponen, and J. Ahola, “Power quality and reactive power of water electrolyzers supplied with thyristor converters,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 45, no. 55, pp. 30963–30977, 2020.
- [21] A. Sayed-Ahmed and others, “Dynamic operation of proton exchange membrane water electrolyzers: Opportunities and challenges,” *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 189, p. 113843, 2024.
- [22] A. Jain and others, “Grid ancillary services using electrolyzer-based power-to-hydrogen systems,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 48, no. 59, pp. 22583–22598, 2023.
- [23] J. Nömm, T. Vinnal, and V. Rägo, “An analysis of frequency variations and its implications on the stability of the electrical power system,” *Energies*, vol. 11, no. 9, p. 2456, 2018.
- [24] E. Nycander, “Review of european grid codes for wind farms and their implications for power-system stability,” tech. rep., Luleå University of Technology, 2018. LTU-licentiate thesis.
- [25] H. Nezhadkhatami, A. Hajizadeh, M. Soltani, and D. Guilbert, “Variant parameters identification of the pemel circuit model by rmse-based self-tuning method,” pp. 1–6, 2023.