

**PONTIFICIA UNIVERSIDAD
CATÓLICA DEL PERÚ**

Escuela de Posgrado



Estimación de la potencia nominal y tiempo total de descarga nominal de sistemas industriales de aire comprimido operando como CAES con presiones de almacenamiento menores a 9 bar(a) y volúmenes de tanque de almacenamiento entre 0,11 y 8,92 m³

Tesis para obtener el grado académico de Magíster en Energía
que presenta:

Ing. Rafael Jesús Vidal Coral

Asesor:

Dr. Luis Ricardo Chirinos García

Lima, 2022

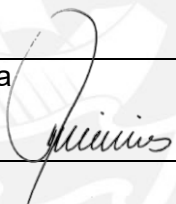
Informe de Similitud

Yo, Luis Ricardo Chirinos García, docente de la Escuela de Posgrado de la Pontificia Universidad Católica del Perú, asesor de la tesis titulada “Estimación de la potencia nominal y tiempo total de descarga nominal de sistemas industriales de aire comprimido operando como CAES con presiones de almacenamiento menores a 9 bar(a) y volúmenes de tanque de almacenamiento entre 0,11 y 8,92m³”, del autor Rafael Jesús Vidal Coral, dejo constancia de lo siguiente:

- El mencionado documento tiene un índice de puntuación de similitud de 11%. Así lo consigna el reporte de similitud emitido por el software *Turnitin* el 04/11/2022.
- He revisado con detalle dicho reporte y la Tesis, y no se advierte indicios de plagio.
- Las citas a otros autores y sus respectivas referencias cumplen con las pautas académicas.

Lugar y fecha:

San Miguel, 4 de enero de 2023

Apellidos y nombres del asesor: Chirinos García, Luis Ricardo	
DNI: 07911703	Firma 
ORCID: 0000-0002-5620-3312	

RESUMEN

El presente trabajo, toma a los sistemas de aire comprimido industrial, con sus respectivas características, como base para posibles sistemas de almacenamiento de aire comprimido o compressed air energy storage (CAES, por sus siglas en inglés), los cuales, se caracterizan por sus parámetros nominales: tiempo total de descarga nominal y potencia nominal. Las características del aire comprimido industrial consideradas para el presente trabajo son: presiones de almacenamiento menores o iguales a 8 bar(g), y volúmenes de almacenamiento individual entre 0,11 a 8,92 m³.

Los resultados permiten conocer a qué clasificación dentro de los sistemas CAES de menor escala (S-CAES o micro-CAES), pertenecerían los sistemas CAES basados en la industria del aire comprimido, y, por otro lado, permiten conocer el posible aprovechamiento, basado en la estimación de los parámetros nominales. Estos parámetros, se encuentran en función de la presión en el tanque, la temperatura en el tanque, y el flujo másico, que ocurren durante el proceso de descarga.

Para poder determinar estos parámetros nominales, se implementó un banco de ensayos que permitió realizar las experiencias de descarga de un tanque de almacenamiento de aire comprimido de 1 m³, operando a 14 condiciones de ensayo, basadas en la combinación de presiones iniciales de almacenamiento de 8, 7, 4 y 2 bar(g) con diámetros característicos de la restricción de 4, 3, 2 y 1 mm, sin considerar las combinaciones de: 8 bar(g) 1 mm, ni 7 bar(g) 1 mm. De modo que, se generó la data experimental que abarcó distintas características de descarga.

Luego, en la condición que se obtendría la mayor potencia (4 mm – 8 bar(g)), se determina que el modelo de Ardanuy ($n=k$), es el más representativo de los 6 evaluados, considerando el RMSE y el error relativo de las variables presión en el tanque y tiempo total de descarga, respectivamente. El modelo presenta errores relativos máximos entre 20-25% para la presión en el tanque, 35-45% para la temperatura en el tanque, y 30-100% para el flujo másico, y, además, RMSE iguales a 18,80 kPa, 71,18 K, y 4,95 kg/h, respectivamente. Además, presenta errores relativos asociados al tiempo total de descarga, mínimo, máximo y promedio, iguales a 3,57%, 35,60% y 16%, respectivamente.

Las estimaciones de los parámetros nominales, se realizan en base al modelo más representativo, a la información disponible en la literatura acerca de los procesos de generación de potencia (procesos de expansión), y a sistemas CAES planteados

(individual, serie y paralelo), considerando las características del aire comprimido industrial.

Los resultados establecen que, sería posible implementar sistemas CAES en base al aire comprimido industrial y a los sistemas planteados, que alcancen potencias nominales de hasta 9300 W, pero con duraciones menores a 1 hora, y, por otro lado, sistemas que alcancen tiempos totales de descarga nominales cercanos a las 3 horas, pero, con potencias nominales mucho menores a 7,5 kW.

Para aquellos sistemas que considera 0,97 m³ de almacenamiento, volumen similar al del banco de ensayos, se estima que, podría obtenerse potencias nominales entre 10 a 185 W, asociadas a tiempos totales de descarga nominales en el rango de 590 a 1770 s. Por otro lado, se estima que podría obtenerse 9200 W como potencia máxima asociada a un tiempo total de descarga nominal menor a 25 s. Además, para los sistemas que consideran hasta 4 tanques en serie, se determina que, generarían entre 440 a 590 W, con tiempos totales de descarga nominales de 400 s.

Finalmente, se destaca que, el factor limitante de los sistemas planteados es la presión de almacenamiento, considerada como máximo 9 bar(a), para una presión atmosférica de 1 bar, y que ninguno de los sistemas planteados pertenecería a la definición de sistemas S-CAES, pero sí, a la de micro-CAES.



DEDICATORIA

Este trabajo de tesis está dedicado a mis padres
Rafael e Hilda, por su valioso y eterno apoyo.
A Melissa, por su cariño y constante apoyo.

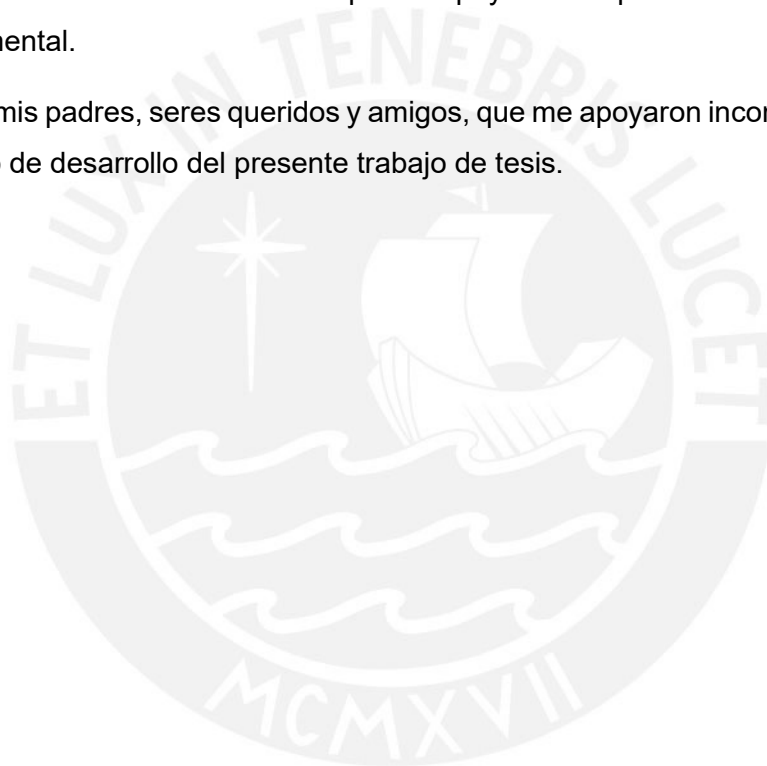
AGRADECIMIENTOS

A mi asesor, el Dr Luis Ricardo Chirinos García, por sus incontables consejos, apoyo y paciencia para la realización del presente trabajo.

A los integrantes del Laboratorio de Energía – PUCP, Mg Ronald Mas, Mg José Miguel Pérez, Mg. Solin Puma, Ing. Arturo Berastain, Ing. Diego Pichilingue, a los técnicos Broni Huamani y Yonathan Rodríguez, y Srta. Rocío Retamozo, entre otros, por sus recomendaciones, consejos y apoyo para el desarrollo experimental del presente trabajo

Al Laboratorio de Manufactura – PUCP por su apoyo en los procesos mecánicos de la parte experimental.

Por último, a mis padres, seres queridos y amigos, que me apoyaron incondicionalmente en el proceso de desarrollo del presente trabajo de tesis.



ÍNDICE

RESUMEN.....	ii
DEDICATORIA.....	iv
AGRADECIMIENTOS.....	v
ÍNDICE.....	vi
LISTA DE TABLAS.....	x
LISTA DE FIGURAS.....	xii
LISTA DE SÍMBOLOS.....	xvi
Introducción.....	1
Descripción de los capítulos.....	12
CAPÍTULO 1.....	13
FUNDAMENTOS TEÓRICOS.....	13
1.1. Sistemas de almacenamiento de energía (ESS).....	13
1.1.1. Clasificación de los sistemas de almacenamiento de energía (ESS) según la forma de energía almacenada.....	13
1.1.2. Clasificación de los sistemas de almacenamiento de energía (ESS) según sus características de operación nominales.....	14
1.1.3. Capacidad instalada de los sistemas de almacenamiento de energía (ESS).....	15
1.2. Sistemas CAES.....	16
1.2.1. Historia de los sistemas CAES.....	17
1.2.2. Clasificación de los sistemas CAES.....	17
1.3. Fundamentos teóricos.....	21
1.3.1. Comportamiento de una sustancia como gas ideal.....	21
Ecuación de estado de gas ideal.....	22
1.3.2. Proceso politrópico.....	22
1.3.3. Conservación de la masa.....	23
1.3.4. Velocidad del sonido en un fluido.....	23
1.3.5. Número de Mach.....	24
1.3.6. Flujo compresible.....	24
1.3.7. Flujo estrangulado.....	24
1.3.8. Presión crítica de estrangulamiento ($P_{cr. est}$).....	24
1.3.9. Tiempo de no estrangulamiento.....	25
1.4. Antecedentes de descarga de recipientes a presión.....	25
1.5. Modelos presentados en los antecedentes.....	28
1.5.1. Modelo para accidentes o fallas en recipientes a presión.....	28
1.5.1.1. Modelo de Rasouli y Williams.....	28
1.5.1.2. Modelo de Bird, Stewart y Lightfoot.....	29

1.5.2.	Modelo de Dutton ($n=k$)	30
1.5.2.1.	Condición de flujo compresible estrangulado	31
1.5.2.2.	Condición de flujo compresible no estrangulado	31
1.5.3.	Modelo de Dutton ($n=1$)	33
1.5.3.1.	Condición de flujo compresible estrangulado	33
1.5.3.2.	Condición de flujo compresible no estrangulado	34
1.5.4.	Modelo de Ardanuy ($n=k$)	35
1.5.4.1.	Condición de flujo compresible estrangulado	35
1.5.4.2.	Condición de flujo compresible no estrangulado	36
1.5.4.3.	Condición de flujo incompresible	37
1.5.5.	Modelo de Glen	38
1.5.5.1.	Cálculo de la presión del aire en el interior del recipiente	40
1.5.5.2.	Cálculo de la temperatura del aire en el interior del recipiente	40
1.5.5.3.	Cálculo del flujo másico	40
CAPÍTULO 2.....		42
MÉTODOS EXPERIMENTALES		42
2.1.	Variables para la caracterización del proceso de descarga.....	42
2.2.	Configuración experimental	42
2.3.	Banco de ensayos para la determinación de las características de la descarga de un tanque de aire comprimido.....	44
2.3.1	Equipos y accesorios	44
2.3.1.1	Compresor de tornillo	44
2.3.1.2.	Secador de aire.....	45
2.3.1.3.	Filtros	46
2.3.1.4.	Tanque de almacenamiento	46
2.3.1.5.	Sistema de tuberías y accesorios.....	47
2.3.1.5.1.	Válvula de descarga del compresor	47
2.3.1.5.2.	Válvula de carga del tanque de almacenamiento	48
2.3.1.5.3.	Válvulas de aislamiento del tanque de almacenamiento	48
2.3.1.5.4.	Válvula de descarga hacia la línea de pruebas	48
2.3.1.6.	Tapones hembra (Restricción)	49
2.3.2.	Instrumentación	50
2.3.2.1.	Medición de presión	50
2.3.2.2.	Medición de temperatura.....	51
2.3.2.3.	Medición de flujo másico	52
2.3.2.4.	Medición de temperatura ambiental y humedad relativa	54
2.3.2.5	Registrador de datos.....	55
2.3.3.	Instalación final	56

2.3.4. Protocolo de ensayos.....	57
2.3.5. Relación de ensayos.....	58
CAPÍTULO 3.....	59
PRESENTACIÓN DE RESULTADOS.....	59
3.1. Datos obtenidos.....	59
3.2. Análisis de incertidumbre.....	60
3.2.1. Modelo de medición.....	60
3.2.2. Incertidumbre tipo A.....	61
3.2.3. Incertidumbre tipo B.....	61
3.2.4. Incertidumbre estándar combinada.....	62
3.2.5. Incertidumbre expandida.....	62
3.2.6 Factor de cobertura.....	63
3.2.7. Número de grados de libertad.....	63
3.2.8. Número efectivo de grados de libertad.....	64
3.2.9. Cálculo de las incertidumbres asociadas a las variables del proceso de descarga.....	64
3.2.9.1. Temperatura en el interior del tanque.....	64
3.2.9.2 Presión manométrica en el interior del tanque.....	66
3.2.9.3. Flujo másico en la línea de pruebas.....	67
3.2.9.4. Temperatura en la línea de pruebas.....	69
3.2.9.5. Presión manométrica en la línea de pruebas.....	70
3.2.9.6. Temperatura ambiental.....	72
3.2.9.7. Humedad relativa ambiental.....	73
3.4. Estimación de los parámetros nominales de los sistemas micro-CAES para diferentes condiciones y configuraciones del tanque de almacenamiento.....	81
CONCLUSIONES.....	95
Referencias bibliográficas.....	98
ANEXOS.....	103
A.1. Análisis y discusión de los resultados de los modelos y datos experimentales..	103
A.1.1. Modelo de Rasouli.....	103
A.1.1.1. Restricción constante y presión inicial variable.....	103
A.1.1.2. Restricción variable y presión inicial constante.....	106
A.1.2. Modelo de Glen (n=k).....	109
A.1.2.1. Restricción constante y presión inicial variable.....	109
A.1.2.2. Restricción variable y presión inicial constante.....	111
A.1.3. Modelo de Glen (n=1).....	113
A.1.3.1. Restricción constante y presión inicial variable.....	114
A.1.3.2. Restricción variable y presión inicial constante.....	116

A.1.4. Modelo de Dutton ($n=k$)	118
A.1.4.1. Restricción constante y presión inicial variable	119
A.1.4.2. Restricción variable y presión inicial constante	121
A.1.5. Modelo de Dutton ($n=1$)	123
A.1.5.1. Restricción constante y presión inicial variable	124
A.1.5.2. Restricción variable y presión inicial constante	126
A.1.6. Modelo de Ardanuy ($n=k$)	128
A.1.6.1. Restricción constante y presión inicial variable	129
A.1.6.2. Restricción variable y presión inicial constante	131
A.1.7. Curvas de error relativo	134
A.2. Sistemas CAES a evaluar	144
A.3. Factores de conversión	150
A.4. Constante físicas	150



LISTA DE TABLAS

Tabla 1.1	Dimensiones y capacidades más usadas para los tanques de almacenamiento de aire comprimido.
Tabla 2.1	Lista de componentes del banco de ensayos.
Tabla 2.2	Características técnicas del compresor de tornillo.
Tabla 2.3	Características técnicas del secador de aire.
Tabla 2.4	Características técnicas de los filtros del sistema de aire comprimido.
Tabla 2.5	Características técnicas de los sensores y transmisores de presión.
Tabla 2.6	Características técnicas de los sensores de temperatura.
Tabla 2.7	Características técnicas del transmisor de temperatura.
Tabla 2.8	Características técnicas del sensor de flujo másico.
Tabla 2.9	Transmisor para el sensor de flujo másico.
Tabla 2.10	Características técnicas del sensor de temperatura ambiental y humedad relativa.
Tabla 2.11	Características técnicas del registrador de datos.
Tabla 2.12	Condiciones de presión inicial en el tanque y diámetro de orificio empleado para los ensayos a realizar.
Tabla 3.1	Relación entre variables medidas y el instrumento de medición empleado.
Tabla 3.2	Factor de cobertura en función al número efectivo de grados de libertad para un nivel de confianza igual a 95,45% de la distribución t-Student.
Tabla 3.3	Análisis de la figura 3.1, RMSE y, tiempo total de descarga.
Tabla 3.4	Condiciones del primer grupo de sistemas CAES a evaluar.
Tabla 3.5	Condiciones del segundo grupo de sistemas CAES a evaluar.

Tabla A.1	Simbología para el modelo de Rasouli restricción constante y presión inicial variable.
Tabla A.2	Simbología para el modelo de Rasouli restricción variable y presión inicial constante.
Tabla A.3	Valores de RMSE obtenidos por modelo para cada condición de ensayo.
Tabla A.4	Valores de error relativo del tiempo total de descarga obtenidos por modelo para cada condición de ensayo.
Tabla A.5	Condiciones del primer grupo de sistemas CAES evaluados con configuración individual.
Tabla A.6	Condiciones del primer grupo de sistemas CAES evaluados con configuración serie.
Tabla A.7	Condiciones del primer grupo de sistemas CAES evaluados con configuración paralelo.
Tabla A.8	Condiciones del segundo grupo de sistemas CAES evaluados con configuración individual.
Tabla A.9	Condiciones del segundo grupo de sistemas CAES evaluados con configuración serie.
Tabla A.10	Condiciones del segundo grupo de sistemas CAES evaluados con configuración paralelo.

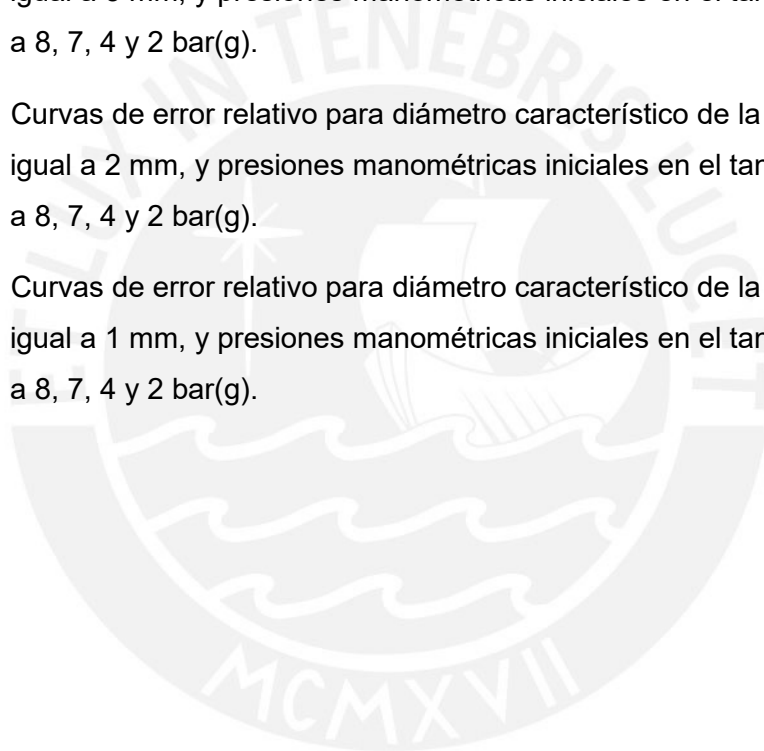
LISTA DE FIGURAS

- Figura 1.1 Clasificación de los sistemas de almacenamiento de energía según la forma en la que almacenan la energía.
- Figura 1.2 Clasificación de los sistemas de almacenamiento de energía (ESS) según sus parámetros nominales.
- Figura 1.3 Capacidad instalada de los sistemas de almacenamiento de energía (ESS) según la tecnología de almacenamiento.
- Figura 1.4 Grado de utilización de algunos sistemas de almacenamiento de energía (ESS) a nivel mundial para 2015 y 2022.
- Figura 1.5 Tipos de CAES.
- Figura 1.6 Componentes de un A-CAES.
- Figura 1.7 Condiciones de operación para el dispositivo de almacenamiento de un CAES.
- Figura 1.8 Factor de compresibilidad para presión reducida (P_r) baja.
- Figura 1.9 Evolución de la presión para un tanque con orificio de 0,5 pulgadas conteniendo metano a 3450 psia.
- Figura 1.10 Resultados obtenidos para el modelo de Dutton ($n=k$).
- Figura 1.11 Resultados obtenidos para el modelo de Ardanuy ($n=k$) con tres condiciones de flujo.
- Figura 1.12 Diagrama de flujo de estimación del proceso de descarga basado en el modelo de Rasouli.
- Figura 1.13 Volumen de control considerado para el modelo isoentrópico con tobera a la descarga.
- Figura 1.14 Diagrama de flujo de estimación del proceso de descarga basado en el modelo de Dutton ($n=k$).
- Figura 1.15 Diagrama de flujo de estimación del proceso de descarga basado en el modelo de Dutton ($n=1$).
- Figura 1.16 Diagrama de flujo de estimación del proceso de descarga basado en el modelo de Ardanuy ($n=k$).

- Figura 1.17 Volumen de control para el recipiente descargando a la atmósfera.
- Figura 1.18 Diagrama de flujo de estimación del proceso de descarga basado en el modelo de Glen.
- Figura 2.1 Esquema de la instalación.
- Figura 2.2 Compresor de tornillo AC GA15.
- Figura 2.3 Secador frigorífico.
- Figura 2.4 Filtro DD50.
- Figura 2.5 Tanque de almacenamiento de 1 m³ del LABEN.
- Figura 2.6 Válvula A de aislamiento del compresor del sistema.
- Figura 2.7 Válvulas B de carga y C, D de aislamiento del tanque de aire comprimido.
- Figura 2.8 Válvula E al final de la línea para descarga del tanque.
- Figura 2.9 Tapones hembra de hierro galvanizado estándar.
- Figura 2.10 Tapón maquinado de 3 mm (A) y de 1 mm (B).
- Figura 2.11 Sensor y transmisor de presión.
- Figura 2.12 Sensor de temperatura instalado al tanque de aire comprimido (izq.) y sensor instalado en la línea de pruebas (der.).
- Figura 2.13 Transmisor de temperatura YTA110.
- Figura 2.14 Caudalímetro másico Coriolis CMF025.
- Figura 2.15 Transmisor para el sensor de flujo másico.
- Figura 2.16 Termohigrómetro.
- Figura 2.17 Registrador de datos Yokogawa GP20.
- Figura 2.18 Proyección isométrica de la instalación final.
- Figura 2.19 Vista real de la instalación final.
- Figura 3.1 Comparación entre los datos experimentales y los estimados por los modelos, y curvas de error relativo para 4 mm y 8 bar(g).
- Figura 3.2 Parámetros nominales del primer grupo de sistemas CAES para las combinaciones 1-32.

- Figura 3.3 Parámetros nominales del primer grupo de sistemas CAES para las combinaciones 33-60.
- Figura 3.4 Parámetros nominales del segundo grupo de sistemas CAES para las combinaciones 1-35.
- Figura 3.5 Parámetros nominales del segundo grupo de sistemas CAES para las combinaciones 36-81.
- Figura A.1 Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Rasouli para diámetros característicos de la restricción iguales 4, 3, 2 y 1 mm.
- Figura A.2 Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Rasouli para presiones manométricas iguales 8, 7, 4 y 2 bar(g).
- Figura A.3 Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Glen ($n=k$) para diámetros característicos de la restricción iguales 4, 3, 2 y 1 mm.
- Figura A.4 Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Glen ($n=k$) para presiones manométricas iguales 8, 7, 4 y 2 bar(g).
- Figura A.5 Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Glen ($n=1$) para diámetros característicos de la restricción iguales 4, 3, 2 y 1 mm.
- Figura A.6 Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Glen ($n=1$) para presiones manométricas iguales 8, 7, 4 y 2 bar(g).
- Figura A.7 Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Dutton ($n=k$) para diámetros característicos de la restricción iguales 4, 3, 2 y 1 mm.
- Figura A.8 Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Dutton ($n=k$) para presiones manométricas iguales 8, 7, 4 y 2 bar(g).
- Figura A.9 Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Dutton ($n=1$) para diámetros característicos de la restricción iguales 4, 3, 2 y 1 mm.
- Figura A.10 Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Dutton ($n=1$) para presiones manométricas iguales 8, 7, 4 y 2 bar(g).

- Figura A.11 Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Ardanuy ($n=k$) para diámetros característicos de la restricción iguales 4, 3, 2 y 1 mm.
- Figura A.12 Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Ardanuy ($n=k$) para presiones manométricas iguales 8, 7, 4 y 2 bar(g).
- Figura A.13 Curvas de error relativo para diámetro característico de la restricción igual a 4 mm, y presiones manométricas iniciales en el tanque iguales a 8, 7, 4 y 2 bar(g).
- Figura A.14 Curvas de error relativo para diámetro característico de la restricción igual a 3 mm, y presiones manométricas iniciales en el tanque iguales a 8, 7, 4 y 2 bar(g).
- Figura A.15 Curvas de error relativo para diámetro característico de la restricción igual a 2 mm, y presiones manométricas iniciales en el tanque iguales a 8, 7, 4 y 2 bar(g).
- Figura A.16 Curvas de error relativo para diámetro característico de la restricción igual a 1 mm, y presiones manométricas iniciales en el tanque iguales a 8, 7, 4 y 2 bar(g).



LISTA DE SÍMBOLOS

- P_{gi} : presión absoluta del gas ideal, en kPa;
- V_{gi} : volumen que ocupa el gas ideal, en m³;
- m : masa del gas ideal, en kg;
- R_{gi} : constante del gas ideal, en kJ/kg.K;
- T_{gi} : temperatura absoluta del gas ideal, en K;
- v : volumen específico del gas ideal, en m³/kg;
- n : exponente politrópico;
- C' : Constante, en m²/s²;
- v_1 : volumen específico del gas ideal, del estado 1, en m³/kg;
- v_2 : volumen específico del gas ideal, del estado 2, en m³/kg;
- T_2 : temperatura absoluta del gas ideal, del estado 2, en K;
- T_1 : temperatura absoluta del gas ideal, del estado 1, en K;
- P_2 : presión absoluta del gas ideal, del estado 1, en kPa;
- P_1 : presión absoluta del gas ideal, del estado 2, en kPa;
- \dot{m}_i : flujo másico que ingresa al volumen de control, en kg/s;
- \dot{m}_s : flujo másico que sale del volumen de control, en kg/s;
- c : velocidad del sonido en el fluido, en m/s;
- k_{gi} : razón de calores específicos del gas ideal, adimensional;
- R : constante del gas ideal, en J/kg.K;
- \bar{V} : Velocidad media del fluido, en m/s;
- $P_{cr.est}$: Presión crítica de estrangulamiento, adimensional;
- P'_0 : presión aguas abajo de la restricción, adimensional;
- P^* : presión aguas arriba de la restricción, adimensional;
- P_{t_2} : presión absoluta en el tiempo t_2 , en lb/ft²;

P_{t_1} : presión absoluta en el tiempo inicial t_1 , en lb/ft²;
 t_1 : tiempo inicial, en s;
 t_2 : tiempo siguiente al tiempo t_1 en el espacio temporal, en s;
 Δt : cambio de tiempo entre estados cuasi estáticos definidos por el usuario, en s;
 C : coeficiente de descarga, adimensional;
 A : área de la fuente de la fuga, en ft²;
 V' : volumen del recipiente, en ft³;
 g_c : factor de conversión gravitacional de 32,17 ft/s²;
 R_u : constante universal de los gases ideales de 1545 (lbs / ft²)(ft³) / (lbmol · °R);
 M : masa molecular del gas analizado, en lb/lbmol;
 T_{to} : temperatura inicial del gas en el recipiente, en °R;
 P_{to} : presión absoluta inicial del gas en el recipiente, en lbs / ft²;
 t : tiempo determinado luego de que la descarga inicia, en s;
 F : fracción de masa restante en el recipiente para el tiempo t , adimensional;
 d_o : densidad inicial del gas en el recipiente, en lb/ft³;
 c_i : velocidad del sonido en el fluido a las condiciones iniciales del tanque, en m/s;
 A_t : área de asociada al diámetro característico de la restricción, en m²;
 t_{char} : tiempo característico, en s;
 t^+ : tiempo adimensional;
 P^+ : presión adimensional;
 P : presión en el instante de análisis, en kPa;
 P'_i : presión inicial en el tanque, en kPa;
 t^+_{unch} : tiempo para el cual el flujo deja de estar estrangulado, adimensional;
 A_e : área de salida de la tobera, en m²;
 P^+_B : presión adimensional aguas abajo;
 P_B : presión aguas abajo, en kPa;

T^+ : temperatura adimensional;
 T : temperatura para un instante de tiempo del proceso de descarga, en K;
 T_i : temperatura inicial del aire en el tanque, en K;
 T_0 : temperatura de estancamiento, en K;
 P_0 : presión de estancamiento, en kPa;
 A_v : área de la vena contracta, en m²;
 A_o : área del orificio, en m²;
 C_c : coeficiente de contracción de la vena contracta;
 t_{inc} : tiempo de inicio de la condición de flujo incompresible, en s;
 K_f : constante de flujo, adimensional;
 P_{inc}^+ : presión de flujo incompresible, en kPa;
 C_d : coeficiente de descarga, adimensional;
 β : relación de áreas, adimensional;
 D : diámetro de la vena contracta, en m;
 $\rho_{CV_{i+1}}$: densidad en el instante i+1 del aire en el recipiente;
 ρ_{0i} : densidad en el instante i del aire en el recipiente, en kg/m³;
 M_{t_i} : número de Mach en el instante i en el diámetro característico de la tobera, adimensional;
 k : relación de calores específicos para el aire en el recipiente, adimensional;
 R : constante del gas (aire), en kJ/kg.K;
 T_{0i} : temperatura en el instante i del aire en el recipiente, en K;
 V : volumen del recipiente, en m³;
 \dot{m}_{rec} : flujo másico máximo recomendado por el fabricante, en kg/s;
 ρ_{gas} : densidad del gas cuyo flujo másico requiere ser medido, en m³/kg;
 VOS : velocidad del sonido del gas que requiere ser medido, en m/s;
 D_{COR} : diámetro del tubo interior del instrumento Coriolis, en m;

- Y : mensurando;
- N : número de magnitudes de entrada;
- X_i : magnitud de entrada;
- y_M : estimación del mensurando;
- x_i : estimación de la magnitud de entrada;
- $u(y)$: incertidumbre combinada para la estimación de la magnitud de salida;
- $u(x_i)$: incertidumbre para la estimación de la magnitud de entrada $[x_i]$;
- $\left(\frac{\partial y}{\partial x_i}\right)$: derivadas parciales que representan el coeficiente de sensibilidad de la estimación de la magnitud de salida $[y]$ con respecto a la magnitud de entrada $[x_i]$;
- $u_e(x_i)$: incertidumbre estándar por exactitud asociada a la estimación de una magnitud de entrada;
- E : exactitud del instrumento establecida según las especificaciones del fabricante;
- $\left(\frac{\partial y}{\partial x_i}\right)$: derivadas parciales que representan el coeficiente de sensibilidad de la estimación de la magnitud de salida $[y]$ con respecto a la magnitud de entrada $[x_i]$;
- U : incertidumbre expandida para la estimación de la magnitud de salida $[y]$;
- K : factor de cobertura;
- ν_{eff} : número efectivo de grados de libertad;
- ν_i : número de grados de libertad de la magnitud de entrada $[x_i]$ asociados a la incertidumbre;
- T : estimación de la temperatura en el interior del tanque, en °C;
- $\nu_{T,TT}$: valor de temperatura registrado por el transmisor de temperatura, en °C;
- E_{ST} : exactitud del termopar tipo K, en °C;
- E_{TT} : exactitud asociada al transmisor de temperatura, en °C;
- P_{est} : estimación de la presión manométrica en el interior del tanque, en bar;
- $\nu_{T,SP}$: valor de presión medido por el sensor de presión, en °C;

E_{SP} : exactitud del sensor de presión, en bar;
 FS_{SP} : escala completa del sensor de presión, adimensional;
 \dot{m}_{est} : estimación del flujo másico en la línea de pruebas, en kg/h;
 $v_{M.SM}$: valor de flujo másico medido por el sensor de flujo másico, en kg/h;
 E_{SM} : exactitud del sensor de flujo másico, en kg/h;
 \dot{m}_i : flujo másico medido por el sensor para un instante determinado, en kg/h;
 T_{LP} : estimación de la temperatura en la línea de pruebas, en °C;
 $v_{TLP.TT}$: valor de temperatura medido por el transmisor de temperatura asociado al sensor en la línea de pruebas, en °C;
 E_{STLP} : exactitud del termopar tipo K en la línea de pruebas, en °C;
 E_{TTLP} : exactitud asociada al transmisor de temperatura en la línea de pruebas, en °C;
 P_{LP} : estimación de la presión en la línea de pruebas, en bar;
 $v_{P_{LP}.SP}$: valor de presión medido por el sensor de presión en la línea de pruebas, en bar;
 $E_{SP_{LP}}$: exactitud del sensor de presión de la línea de pruebas, en bar;
 FS_{LP} : escala completa del sensor de presión de la línea de pruebas, adimensional;
 T_{amb} : estimación de la temperatura ambiental, en °C;
 $v_{T_{amb}.ST}$: valor de temperatura ambiental medido por el sensor de temperatura ambiental, en °C;
 $E_{ST_{amb}}$: exactitud del sensor de temperatura ambiental, en °C;
 HR : estimación de la humedad relativa ambiental, en %;
 $v_{HR_{amb}.SHR}$: valor de humedad relativa ambiental medido por el sensor de humedad relativa, en %;
 E_{SHR} : exactitud del sensor de humedad relativa ambiental, en %;
 δ : porcentaje de error relativo;
 v_{exp} : valor obtenido experimentalmente;
 v_{mod} : valor obtenido mediante el modelo matemático;

$RMSE$: raíz del error cuadrático medio;

N_e : número de puntos experimentales u observaciones, adimensional;

δ_t : porcentaje de error relativo del tiempo total de descarga;

t_{exp} : valor del tiempo total de descarga obtenido experimentalmente, en s;

t_{mod} : valor del tiempo total de descarga obtenido mediante el modelo matemático, en s;

\dot{W}_{iso} : potencia desarrollada por la expansión isoentrópica, en W;

\dot{m} : flujo másico de aire, en kg/s;

C_p : calor específico a presión constante del aire, en J/kg.K;

T_{sal} : temperatura de salida del dispositivo de expansión, en K;

T_{ing} : temperatura de ingreso al dispositivo de expansión, en K;

\dot{W} : potencia estimada para cada instante de tiempo, en W.

P_i : presión inicial de almacenamiento de los sistemas CAES planteados, en bar;

φ : diámetro característico de la restricción de los sistemas CAES planteados, en mm;

V_i : volumen de almacenamiento individual de los sistemas CAES planteados, en m³.

Introducción

En el marco de la generación de energía, a nivel mundial, predomina la generación por energía derivada de los combustibles fósiles (petróleo, gas natural, y carbón), y energía hidráulica [1]. En los últimos años, debido a los efectos del calentamiento global y la contaminación, las energías renovables están siendo implementadas a nivel mundial e inclusive, para el período 2016-2021, 60% del aumento de la energía producida a nivel mundial le corresponde a este tipo de energía [1]. En contraste con ello, el Perú emplea también, energía proveniente de los combustibles fósiles con la particularidad que, la representación de plantas a carbón es prácticamente despreciable. Cabe destacar que, en el Perú, la producción de energía se debe principalmente a la proveniente de la energía hidráulica, y la producción de energía a partir de fuentes renovables aún se encuentra en fases incipientes, comparándola con la producida a nivel mundial. Sin embargo, el país seguirá la tendencia, al igual que a nivel mundial, de reemplazar la producción de energía a partir de combustibles fósiles con la basada en fuentes renovables [2]. La demanda de energía en el Perú, según Cabeza [3], se encuentra en constante crecimiento, y tiene como principales exponentes a los sectores transporte, residencial y comercial, e industrial.

Dado un entorno conformado por el generador de energía y el consumidor de la misma, se busca el balance entre la potencia generada y la consumida. Sin embargo, la demanda de potencia varía durante el día pudiendo llegar a valores mayores durante determinadas horas. En base a esto, se destacan dos periodos: horas punta (HP) y horas fuera de punta (HFP). Para cubrir la mayor demanda, las plantas más costosas entran en funcionamiento y por este motivo, existen los conceptos de costo de energía en hora punta (EHP) y costo de energía en fuera de punta (EFP), siendo el costo del primero, mayor que el del último.

La búsqueda del balance entre el generador y el consumidor, es una de las razones por las que los sistemas de almacenamiento de energía, también conocidos como Energy Storage Systems (ESS), fueron implementados en la segunda mitad del siglo veinte [4], en aquella época, se usaron los (ESS) para realizar el balance entre la potencia generada por las plantas nucleares (aproximadamente constante) y la demanda variable por parte del consumidor.

Desde finales del siglo pasado, la creciente implementación de los sistemas de generación de energía mediante energías renovables, ha establecido una nueva aplicación de los sistemas de almacenamiento de energía (ESS). Lo anterior, se basa

en que, los equipos asociados a las principales energías renovables presentan una alta variabilidad en la generación de potencia. Este es el caso de la generación de potencia empleando energía eólica y solar, las cuales, dependen de la velocidad del viento y la radiación solar. Sin embargo, ambas variables, son dependientes de las condiciones meteorológicas [4],[5].

En consecuencia, el uso de los sistemas de almacenamiento de energía (ESS) en conjunto con las energías renovables, se ha propuesto, entre otras aplicaciones, para mitigar los problemas expuestos anteriormente. Dentro del grupo de los ESS, se encuentran la batería, la celda de combustible o Fuel Cell (siglas en inglés FC), almacenamiento de energía térmica o thermal Energy Storage (siglas en inglés TES), central hidráulica reversible o Pumped Hydro Energy Storage (siglas en inglés PHES), entre otras. Sin embargo, existe un método adicional de almacenar energía y, asimismo, generarla; el cual se realiza mediante sistema de almacenamiento de energía de aire comprimido, también conocido como Compressed Air Energy Storage (CAES).

Un sistema CAES consta principalmente de los siguientes componentes [6]: (i) compresor, (ii) dispositivo de almacenamiento y (iii) dispositivo de expansión. Para energizar el compresor se pueden utilizar distintos medios: motores eléctricos acoplados a la red, grupos electrógenos, paneles solares fotovoltaicos, turbinas eólicas, etc. En el caso de los primeros, accionar el compresor presenta un costo económico y ambiental, por otro lado, la energía proveniente de las fuentes renovables puede considerarse energía libre.

Todo sistema CAES realiza los siguientes procesos fundamentales [6]: (a) Proceso de carga, (b) Almacenamiento y (c) Proceso de descarga. Tanto el proceso de carga (a) como el de descarga (b), pueden modelarse como procesos politrópicos. Estos procesos se realizan en distintos momentos, dado que, un sistema CAES es un sistema de almacenamiento de energía (ESS). Como se mencionó anteriormente, el sistema CAES puede usarse para mitigar los problemas de las energías renovables, sin embargo, Khamis et al. [7], mencionan la posibilidad de usar un sistema CAES para almacenar energía durante las horas fuera de punta (HFP) y emplearla durante las horas de punta (HP).

Un sistema CAES puede clasificarse según sus parámetros nominales: potencia nominal y tiempo total de descarga nominal. A esta clasificación, pertenecen los siguientes sistemas: CAES o CAES de gran escala, y CAES pequeño. Para este último, existen dos definiciones que varían según el autor consultado; S-CAES (siglas en inglés, Small Compressed Air Energy Storage) y micro-CAES (cuyo prefijo micro, hace alusión

a que se trata de sistemas muy pequeños). El primero, se refiere a sistemas cuya potencia nominal está comprendida entre 7,5 a 550 kW [8] y el último, a sistemas cuya potencia nominal, según Maia et al. [9], es menor a 100 kW. Cabe destacar que, Baqari et al. [8], sostienen que para que un sistema CAES sea considerado S-CAES; la duración del proceso de descarga (tiempo total de descarga nominal) debe ser mayor a una hora. Por otro lado, Maia et al. [9], no especifican un tiempo total de descarga nominal mínimo para que un sistema CAES sea considerado micro-CAES.

Asimismo, un sistema CAES puede clasificarse según la forma en la que se maneja el calor durante la compresión y antes del proceso de expansión [6]. A este criterio corresponden los siguientes sistemas: CAES diabático (D-CAES), CAES adiabático (A-CAES), y CAES isotérmico (I-CAES). El D-CAES, se refiere a los sistemas CAES que luego del proceso de compresión, desperdician el aumento de energía interna, ocasionado por el aumento de temperatura del aire durante la compresión, al enfriar el aire por efecto del ambiente. Por ello, requieren de una fuente de calor externa, que se logra al realizar un proceso de combustión mezclando el aire comprimido con combustible en una cámara de combustión. Las emisiones de CO₂ son una de las desventajas de estos sistemas. Por otro lado, el A-CAES puede operar con o sin TES asociado, y no requieren de una fuente de calor externa. Por último, el I-CAES posee procesos de compresión y expansión cuasi-isotérmicos, debido a la inyección de gotas de líquido o espumas al flujo de aire.

Por último, un sistema CAES puede clasificarse según la condición de operación del dispositivo de almacenamiento durante la descarga [6]. Dentro de este dispositivo se puede dar: (i) Almacenamiento a presión constante, (ii) Almacenamiento a volumen constante, y (iii) Almacenamiento criogénico. Cabe destacar que, el dispositivo de almacenamiento puede ser un espacio modificado a partir de la naturaleza o fabricado de manera artificial. Para el primer caso, se trata de cavernas de sal o minas abandonadas [6] y para el segundo, se trata de recipientes a presión (p.ej. tanques de almacenamiento) [6], tuberías [10] o inclusive, los cimientos de una edificación [11].

En comparación a tecnologías más tradicionales como las baterías; los CAES presentan algunas ventajas: poseen una vida útil mayor [12], y ofrecen un rendimiento constante a pesar de una gran cantidad de ciclos de carga/descarga [13] y, por otro lado, no se descargan y toleran mayor variedad de ambientes [14]. Sin embargo, la principal desventaja es su mayor costo inicial, más aún, cuando se emplean dispositivos de almacenamiento artificiales los cuales pueden llegar a representar el 50% de la inversión [13], [14].

En el trabajo de Wang et al. [15], se establece que, los últimos avances correspondientes a los sistemas CAES pueden dividirse en los siguientes temas: (i) estudio de propiedades termodinámicas, e (ii) integración del sistema CAES y las energías renovables, (iii) equipos principales para TES, (iv) control en los sistemas CAES, y (v) micro-CAES. Además, mencionan a la combinación entre las micro redes y los micro-CAES como una de las perspectivas de futuro de los sistemas CAES.

La literatura se encuentra centrada en los CAES de gran y mediana escala. Asimismo, los autores están investigando, para esas escalas, nuevos modos de operación tales como el sistema CAES isotérmico y el sistema CAES bajo agua [16], [17]. Como mencionan Zhang et al. [10], solamente existen algunos trabajos que se centran en los sistemas CAES de menor tamaño, es decir, los S-CAES y los micro-CAES.

El trabajo de Kim et al. [18], estudia teóricamente, el desempeño energético y exergético de un sistema micro-CAES operando con almacenamiento isobárico. El volumen de almacenamiento de este sistema es de 1 m^3 y la presión dentro del almacenamiento es igual a 50 bar(g).

En otro trabajo, Proczka et al. [19], se centran en estudiar teóricamente qué costos y características tendrán los dispositivos de almacenamiento en función a las presiones de almacenamiento. Asimismo, se consideran varios volúmenes de almacenamiento que se encuentran entre $0,45 \text{ m}^3$ y 4 m^3 , y presiones dentro del almacenamiento a partir de 15 bar(g).

El trabajo de Wang et al. [20], estudia experimentalmente, el desempeño de un sistema CAES de pequeña escala (S-CAES) con almacenamiento de energía térmica (TES). Este sistema opera con presiones entre 25 bar(g) y 50 bar(g), con un volumen de almacenamiento igual a 100 m^3 .

Otro trabajo es el de Ko et al. [11], quienes estudian, numéricamente la factibilidad de emplear los cimientos de los edificios como dispositivos de almacenamiento para S-CAES. Asimismo, realizan las verificaciones concernientes a la mecánica de materiales para presiones dentro del almacenamiento entre 10 bar(g) y 100 bar(g).

Por último, el trabajo de Khamis et al. [7], estudia un micro-CAES que opera a presiones en el almacenamiento de 4 a 8 bar(g) y cuyo volumen de almacenamiento es igual a $0,27 \text{ m}^3$. Adicionalmente, este trabajo tiene la particularidad de que usa un sistema de generación de aire comprimido comercial basado en un compresor de pistones.

El proceso de almacenamiento, y luego, el proceso de descarga de un sistema CAES pueden considerarse como los de mayor importancia. Esto es debido a que, según las

características de almacenamiento, es decir, el volumen y configuración de almacenamiento, y el diámetro característico de la restricción y presión inicial se define la potencia nominal y tiempo total de descarga nominal obtenibles por el sistema.

La mayoría de los trabajos concernientes a los S-CAES y micro-CAES adoptan un enfoque teórico o experimental, sin embargo, en la revisión de literatura, no se ha identificado trabajo que emplee ambos enfoques. Además, no se centran en estudiar el proceso que tiene lugar en el almacenamiento durante la descarga de aire comprimido, el cual, es de gran importancia para poder determinar las características nominales (potencia nominal y tiempo total de descarga nominal) de estos sistemas CAES. Los trabajos principales que estudian el proceso de descarga de un recipiente a presión a determinadas condiciones de operación tales como: (i) presión inicial en el almacenamiento, (ii) volumen de almacenamiento, y (iii) diámetro característico de la restricción, se explican a continuación.

Dos modelos de descarga se presentan en el trabajo de Beychok [22]. El primero, es el modelo de Rasouli et al. [23], y el segundo, el de Bird et al. [24]. Ambos modelos consideran al proceso de descarga como adiabático reversible. Además, consideran una restricción de tipo orificio y condición de flujo estrangulado durante todo el proceso de descarga. Rasouli et al. [23], proponen relacionar la presión en el interior del almacenamiento en dos instantes de tiempo, por otro lado, Bird et al. [24], proponen relacionar el tiempo desde que se inicia la descarga con la fracción de masa remanente en el interior del almacenamiento. La temperatura, presión, y masa, según corresponda, se obtienen mediante las ecuaciones de estado para gas ideal y para procesos politrópicos. Ambos modelos, se emplean para estimar las características del proceso de descarga de un tanque de $1,45 \text{ m}^3$ que contiene metano a 238 bar(a) .

En el trabajo de Glen et al. [25], se plantea un modelo que considera como restricción a una tobera convergente-divergente construida a partir de un tapón macho con un agujero maquinado. Este modelo considera que a través de la tobera se desarrolla un proceso adiabático reversible, y el proceso al interior del tanque se puede modelar como politrópico. Por último, en este trabajo se considera que el flujo pasa a través de dos condiciones: (i) flujo estrangulado, y (ii) flujo no estrangulado. Para la parte experimental, se tienen diámetros característicos de la restricción, en este caso, diámetros de la garganta, iguales a: 1; 2,1; 2,74; y 3,58 mm. Además, trabaja con presiones iniciales en el almacenamiento iguales a 790 kPa(a) , 514 kPa(a) , y 307 kPa(a) . Cabe destacar que, el volumen del almacenamiento empleado en este trabajo, es igual a $0,016 \text{ m}^3$.

En el trabajo de Dutton et al. [26], se presentan dos modelos. El primero, es un modelo isoentrópico, y el segundo, un modelo isotérmico. Ambos modelos, consideran dos condiciones de flujo: (i) flujo estrangulado, y (ii) flujo no estrangulado. Además, se considera como restricción toberas convergentes, y toberas convergentes-divergentes con seis diámetros característicos de la restricción entre 1,63 mm y 6,36 mm. Los autores trabajan con dos volúmenes de almacenamiento: 0,0049 m³ y 0,029 m³. Por último, se trabaja con siete presiones adimensionales con valores entre 0,085 y 0,355. Esto quiere decir que, se consideran presiones en el almacenamiento entre 11,8 bar(a) y 2,82 bar(a).

En el trabajo de Ardanuy [27], se propone un modelo que considera como restricción a un orificio. El modelo es isoentrópico y considera tres condiciones de flujo: (i) flujo estrangulado, (ii) flujo no estrangulado, y (iii) flujo aproximadamente incompresible. Este trabajo, tiene la particularidad de presentar las expresiones necesarias para determinar el flujo másico durante el proceso, sin embargo, no presenta una comparación del modelo con datos experimentales.

Bhatia [28] menciona que, los volúmenes de almacenamiento de los tanques que contienen aire comprimido se encuentran en el rango de 0,11 m³ hasta 8,92 m³. Por otro lado, Krumlauf [29] menciona que, en la actividad minera se usa aire comprimido a presiones de 7 bar(g). Lo anterior, es importante dado que los sistemas CAES emplean como sustancia de trabajo al aire, es posible generar nuevas aplicaciones, realizando algunas modificaciones, a partir de los sistemas de aire comprimido a nivel industrial.

El crecimiento continuo de la demanda de energía en el Perú y el proceso de transición hacia las energías renovables son problemas que se deben afrontar en los próximos años. En ese sentido, los sistemas de almacenamiento de energía (ESS), específicamente, los sistemas CAES, serán fundamentales. Esto se debe a, las razones expuestas anteriormente, tales como: las ventajas con respecto a las baterías, las ventajas de usar estos sistemas en conjunto con los sistemas de energías renovables, y aplicaciones de conceptos modernos como las micro redes o usar los sistemas CAES para almacenar la energía en hora fuera de punta y luego emplearla en hora punta.

Una oportunidad importante de aprovechamiento es la de considerar los tanques de almacenamiento de aire comprimido como posibles tanques de almacenamiento de un sistema CAES de pequeña escala (S-CAES o micro-CAES), y emplear el aire contenido en ellos, para atender cierta necesidad. Esta necesidad se encuentra definida por una cantidad de potencia que será requerida por un espacio de tiempo (p.ej. con fines de energizar un sistema de iluminación). Estos dos requerimientos, se relacionan con las

características nominales de los ESS, es decir, con la potencia nominal, y tiempo de descarga nominal. Por lo tanto, es necesario disponer de un método que permita determinar estas características nominales cuando se consideran estos sistemas de aire comprimido industrial.

Cabe destacar que, se desconoce si los niveles de potencia y tiempos totales de descarga obtenibles empleando los sistemas de aire comprimido, pertenecerían a la clasificación de micro-CAES o S-CAES, y por otro lado, se desconoce qué combinaciones entre: (i) presión inicial en el almacenamiento, (ii) configuración de almacenamiento, y (iii) diámetro característico de la restricción, permitirá llegar a los niveles de potencia nominal y tiempo total de descarga nominal presentados por Baqari et al. [8] y Maia et al. [9].

Como se mencionó anteriormente, los trabajos de la literatura que se centran en los CAES, presentan volúmenes de almacenamiento similares a los de la industria del aire comprimido, sin embargo, consideran presiones mucho mayores a las disponibles en esta industria. Por otro lado, los trabajos que estudian solamente la descarga de recipientes a presión, sí consideran presiones similares a las de la industria del aire comprimido, con excepción del trabajo de Beychok [22], sin embargo, los volúmenes son menores a los $0,11 \text{ m}^3$, lo cual, no es compatible con los volúmenes de almacenamiento usados a nivel industrial. Por lo tanto, se desconoce cuál de estos modelos estimará mejor la descarga de un tanque de almacenamiento de aire comprimido a una presión compatible con el uso industrial del aire comprimido. Esto significa, que se requiere saber qué modelo predecirá mejor la evolución de la presión del tanque en el tiempo, la evolución de la temperatura en el tiempo, la evolución del flujo másico en el tiempo, y finalmente, el tiempo total de descarga.

El presente trabajo plantea como propuesta de solución la selección y validación de un modelo matemático disponible en la literatura, el cual, será validado con datos experimentales registrados en un banco de ensayos del Laboratorio de Energía. De esta manera, se podría realizar una estimación de las características de la descarga para uno o más tanques, con volúmenes similares a los disponibles para tanques de almacenamiento del aire comprimido industrial. Lo anterior, considera los niveles de presión del aire comprimido industrial, dejando un margen de 1 bar adicional al límite superior de presión encontrado en estos sistemas. De esta manera, se podría evaluar diferentes configuraciones y condiciones, y obtener los niveles de potencia nominal y tiempo total de descarga nominal asociados a ellas, y en base a estos niveles, clasificar a los sistemas como S-CAES o micro-CAES.

Como primer paso para determinar estos parámetros se requiere de datos experimentales, por lo tanto, se procederá con el diseño e implementación de un banco de ensayos con dispositivo de almacenamiento a volumen constante de 1 m^3 ; con la particularidad de que, el volumen es mayor a los evaluados anteriormente por otros autores, acercándolo al de aplicaciones industriales. Se estima que la capacidad de este dispositivo, sea aplicable a un sistema CAES del tamaño micro (micro-CAES) o de pequeña escala (S-CAES).

El equipo a emplearse será el compresor de tornillo Atlas Copco GA15 y la instalación de tuberías y conexiones asociadas este, del Laboratorio de Energía de la PUCP. La instrumentación necesaria está compuesta de: (i) medidores de presión, (ii) medidores temperatura, (iii) medidor de flujo másico, y (iv) medidor de humedad relativa, todos ellos, asociados a un registrador de datos compatible con cada señal emitida por los instrumentos.

Posteriormente, se realizará el tratamiento de los datos obtenidos al seguir el protocolo de ensayos, y la estimación de la incertidumbre asociada a las variables del proceso de descarga. Los modelos serán implementados y ejecutados para realizar la evaluación de estos. La evaluación estará basada en los conceptos de error relativo asociado a las variables: presión en el tanque de almacenamiento, temperatura en el tanque, y flujo másico de descarga. Además, se empleará el concepto de RMSE y error relativo para identificar la capacidad de cada modelo para predecir cada variable, tomando en consideración, a la condición que generaría más potencia ($4 \text{ mm} - 8 \text{ bar(g)}$), y a las variables: presión en el tanque y tiempo total de descarga.

Los resultados del presente trabajo generarían los siguientes aportes: (i) incrementar el conocimiento sobre los procesos de descarga de aire comprimido y las características de los sistemas micro-CAES, (ii) proponer una metodología para el análisis experimental de la descarga de un tanque de aire comprimido, (iii) identificar el modelo de descarga de tanque que mejor caracterice el proceso, y (iv) determinar las configuraciones y condiciones basadas en las características del aire comprimido industrial que permiten generar potencias y tiempos totales de descarga propios de los micro-CAES. Por lo tanto, los resultados aportarían en materia de: (i) estudio de propiedades termodinámicas, y (ii) micro-CAES. Asimismo, podrían ser aplicables a las perspectivas de futuro de los sistemas CAES, es decir, a la combinación entre las micro redes y los micro-CAES [15].

Hipótesis

Un nivel de potencia nominal asociado a un tiempo total de descarga nominal de un sistema de aire comprimido industrial que opera como sistema CAES, se puede determinar empleando un modelo matemático que considere ciertas combinaciones entre la presión inicial, diámetro característico de la restricción y configuración del almacenamiento. De manera que, la presión inicial y el volumen de almacenamiento son comparables con los disponibles a nivel del uso industrial del aire comprimido, y, además, la potencia nominal y tiempo total de descarga nominal son comparables con los límites establecidos para un sistema micro-CAES.

Objetivo general

Estimar mediante la ejecución de un modelo matemático, el nivel de potencia nominal y tiempo total de descarga nominal, asociados a una determinada combinación de configuración y condiciones iniciales de sistemas de aire comprimido industrial, operando como CAES, basados en las características de presión y volumen de almacenamiento de esta industria.

Objetivos específicos

- Identificar los modelos matemáticos de descarga de tanques de almacenamiento de gases.
- Diseñar el banco de ensayos.
- Implementar el banco de ensayos.
- Definir el protocolo de ensayos.
- Realizar las experiencias de descarga del tanque de aire comprimido.
- Realizar el procesamiento de los datos experimentales obtenidos y la estimación de la incertidumbre.
- Implementar los modelos de descarga de tanques de almacenamiento de gases.
- Determinar el modelo representativo del proceso de descarga.
- Estimar la potencia nominal y tiempo total de descarga nominal obtenibles en base a las características de los sistemas de aire comprimido industrial.

Metodología

1.-Revisión bibliográfica

En esta etapa, se realiza la revisión bibliográfica cuyo objetivo será identificar los modelos de descarga de tanques de almacenamiento de gases, y recopilar los fundamentos teóricos de los sistemas CAES. Adicionalmente, se clasifican los trabajos

disponibles en la literatura en: (i) experimentales, (ii) teóricos, y (iii) teóricos y experimentales. Con respecto a los modelos de descarga, se identifica la siguiente información: (i) las variables de entrada, (ii) las variables de salida, (iii) el procedimiento de cálculo, y (iv) los fundamentos teóricos considerados en los modelos. Además, se determinan las características del aire comprimido a nivel industrial en cuanto a niveles de presión y volúmenes del almacenamiento. Esta etapa se realiza de manera continua, con especial énfasis durante el inicio del proyecto.

2.-Diseñar el banco de ensayos

El diseño del banco de ensayos se realiza considerando las variables identificadas en la etapa de revisión bibliográfica, y considerando los trabajos experimentales disponibles en la literatura que concierne al tema. Además, se considera la instrumentación disponible en el Laboratorio de Energía de la PUCP y el sistema de aire comprimido asociado al compresor GA15 de este laboratorio. Por último, se determinan las modificaciones requeridas a la línea de descarga del equipo del laboratorio, y se verifica que la instrumentación disponible cumpla con los niveles de exactitud y tiempo de respuesta requeridos. Finalmente, se definen el protocolo de ensayos y la lista de ensayos.

3.- Definir el protocolo de ensayos

En esta etapa, se definen el protocolo de ensayos, que comprende el procedimiento para el registro y manipulación de las variables conforme a las necesidades del estudio.

4.-Implementar el banco de ensayos

El proceso de implementación del banco de ensayos inicia con la modificación de una de las líneas de salida del sistema de aire comprimido del Laboratorio de Energía. Durante este proceso, se verifica que no existan fugas de aire comprimido en las nuevas partes del sistema. Luego, se instala la instrumentación lo que implica realizar las conexiones roscadas, las conexiones eléctricas y la configuración del registrador de datos. Todos los instrumentos se instalan siguiendo las recomendaciones establecidas por los fabricantes.

5.- Realizar las experiencias de descarga del tanque de aire comprimido.

Las experiencias de descarga del tanque de aire comprimido se realizan siguiendo el protocolo de ensayos. Estas experiencias, son combinaciones a partir de presiones iniciales de descarga iguales a 2 bar(g), 4 bar(g), 7 bar(g), y 8 bar(g) con diámetros característicos de la restricción iguales a 1, 2, 3, y 4 mm.

Las variables de cada experiencia se registran mediante el registrador de datos GP20. Adicionalmente, durante las experiencias se verifica que el proceso de descarga haya concluido al verificar que la presión manométrica en el tanque de almacenamiento tienda a cero.

6.- Realizar el procesamiento de los datos experimentales obtenidos y la estimación de la incertidumbre

En esta etapa, se transfieren los datos que fueron almacenados en la memoria interna del registrador hacia un ordenador. Estos datos, se organizan y ordenan en función a la lista de ensayos. En base a la metodología propuesta por BIPM [30], se realiza la estimación de las incertidumbres asociadas a los resultados de medida, las cuales, estarán en función de los datos y las características de los instrumentos.

7.- Implementar los modelos de descarga de tanques de almacenamiento de gases

Los modelos de descarga se implementan en función de los procedimientos de cálculo propuestos por los autores de la literatura. Para ello, se emplean los softwares MS EXCEL y MATLAB, en función a la complejidad de cada modelo. Cada modelo implementado se verifica empleando las mismas condiciones de entrada, y comparando los resultados con los de sus respectivos autores.

8.- Determinar el modelo representativo del proceso de descarga

El proceso de determinación del modelo que caracteriza mejor el proceso de descarga se inicia con la ejecución de los modelos de descarga implementados, empleando los mismos valores iniciales que los medidos en cada conjunto de datos experimentales. Luego, se elaboran las gráficas que contienen las curvas experimentales y las predichas por los modelos. Estas gráficas, permiten identificar las tendencias y realizar el análisis de las curvas de los modelos con respecto a las experimentales. Sin embargo, para que el modelo que caracteriza mejor el proceso de descarga quede completamente definido, se obtienen los valores de error relativo y se grafican. Además, se calcula el RMSE para cada combinación entre diámetros característicos de la restricción, y presión inicial de almacenamiento. Por último, se calcula el error relativo del tiempo total de descarga, dado que, es de suma importancia que el modelo representativo estime un tiempo total de descarga lo más cercano posible al experimental. En base a los resultados del cálculo del RMSE, y el error relativo del tiempo total de descarga, se identifica al modelo representativo, tomando en consideración a la condición (4 mm – 8 bar(g)) que generaría la máxima potencia y a las variables: presión en el tanque y tiempo total de descarga.

9.- Estimar la potencia nominal y tiempo nominal obtenibles en base a las características de los sistemas de aire comprimido industrial

En base a las características del aire comprimido a nivel industrial y al modelo representativo, se realiza la estimación de la potencia nominal, y tiempo total de descarga nominal obtenibles. Para ello, se proponen sistemas basados en combinaciones de las siguientes variables: presiones iniciales en el almacenamiento, diámetros característicos de la restricción, y configuración del almacenamiento. Se destacan aquellos sistemas que alcancen potencias nominales y tiempos totales de descarga nominales pertenecientes a la definición de micro-CAES o S-CAES. Asimismo, se resaltan los sistemas que obtengan los mayores valores de los parámetros nominales y los resultados de los sistemas que consideran $0,97 \text{ m}^3$, de almacenamiento individual, dado que, es similar al del banco de ensayos (1 m^3).

Descripción de los capítulos

El primer capítulo desarrollará los fundamentos teóricos necesarios para la comprensión e implementación de los modelos matemáticos. Asimismo, presentará como antecedentes a los modelos matemáticos y las expresiones correspondientes a cada modelo. En base a la información proporcionada, serán presentados los diagramas de flujo del procedimiento de cálculo de cada modelo.

El segundo capítulo presentará las variables a medir. Además, los equipos e instrumentos pertenecientes al banco de ensayo con sus respectivas características técnicas. Por otro lado, serán presentados los esquemas y planos de la instalación final. Además, el procedimiento de ensayos será descrito y será presentada la lista de ensayos realizados.

El tercer capítulo presentará el análisis de incertidumbre y la comparación entre los datos experimentales y los obtenidos mediante los modelos matemáticos. Luego, se determinará el modelo matemático representativo en base a las curvas de error relativo, el análisis del RMSE de cada variable y el análisis del error relativo del tiempo total de descarga., tomando como prioridad a la condición que generaría la mayor potencia y a las variables: presión en el tanque y tiempo total de descarga. Finalmente, tomando en consideración los volúmenes y niveles de presión en la industria del aire comprimido; el modelo representativo será utilizado en conjunto con otras consideraciones, para la estimación de la potencia nominal y el tiempo total de descarga nominal obtenibles, para las configuraciones propuestas en el tercer capítulo.

CAPÍTULO 1

FUNDAMENTOS TEÓRICOS

El presente capítulo tiene como objeto el marco teórico relacionado con los sistemas de almacenamiento de energía (ESS), la clasificación de los sistemas CAES bajo este marco teórico, y el rol que cumplen los sistemas de almacenamiento de aire comprimido (siglas en inglés, CAES), con fines de aprovechamiento energético. Asimismo, se presentan los fundamentos de los sistemas CAES entre los que se destaca la clasificación según los siguientes criterios: (i) Potencia nominal o escala; (ii) Manejo del calor generado, y (iii) Desempeño del tanque de almacenamiento.

Además, se identifica el sistema CAES aplicable al presente trabajo y la parte del sistema que representa el objeto de estudio. A continuación, se presentan los fundamentos teóricos utilizados por los autores para la elaboración de los modelos matemáticos. Luego, se presentan los trabajos previos donde se estudió la descarga de recipientes a presión. Asimismo, se hace énfasis en las consideraciones y supuestos realizados por los autores de los trabajos y, se presentan los principales resultados. Finalmente, se detallan los modelos matemáticos asociados a los trabajos previos, incluyendo, además, sus diagramas de flujo del procedimiento de cálculo.

Posteriormente, en el capítulo 3, se determinará cuál de los modelos matemáticos refleja el desempeño de un tanque de aire comprimido con determinadas características de presión inicial, tipo y diámetro de restricción y capacidad de almacenamiento.

1.1. Sistemas de almacenamiento de energía (ESS)

La energía eléctrica no puede ser almacenada sin antes haber sido transformada a otra forma de energía. Los sistemas de almacenamiento de energía o ESS, por sus siglas en inglés, son aquellos sistemas cuyo objetivo es almacenar un tipo de energía (p. ej. energía eléctrica) en otra forma de energía para luego ser utilizada cuando sea requerida [4].

1.1.1. Clasificación de los sistemas de almacenamiento de energía (ESS) según la forma de energía almacenada

Los sistemas de almacenamiento de energía pueden ser clasificados bajo distintos criterios, sin embargo, se destaca aquel que los clasifica según la forma que toma la energía almacenada. Según este criterio los ESS pueden ser clasificados de la siguiente manera: (i) Mecánicos, (ii) Electroquímicos, (iii) Eléctricos, (iv) Químicos y (v) Térmicos.

Los sistemas de almacenamiento de energía (ESS) pertenecientes a esta clasificación se presentan en la figura 1.1 [31].

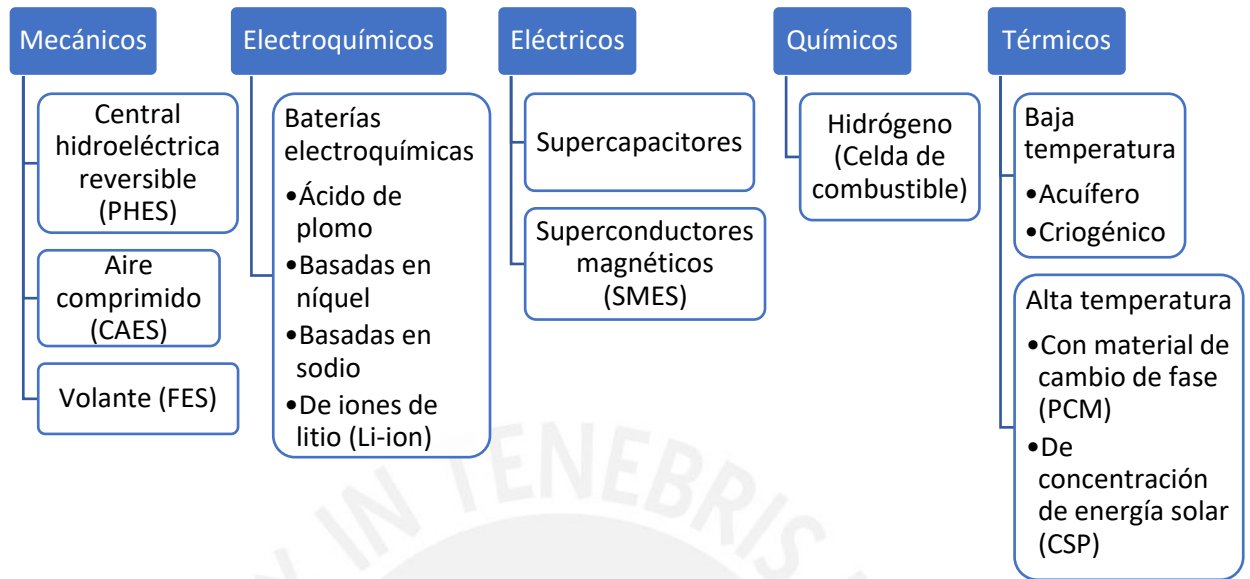


Figura 1.1 – Clasificación de los sistemas de almacenamiento de energía según la forma en la que almacenan la energía. Adaptado de [31].

1.1.2. Clasificación de los sistemas de almacenamiento de energía (ESS) según sus características de operación nominales

Asimismo, los ESS pueden ser clasificados según sus parámetros nominales: la potencia nominal y el tiempo total de descarga nominal correspondiente a cada tecnología [8]. La potencia nominal se define como la potencia generada por el ESS a plena carga, y tiene asociada a ella, el tiempo total de descarga nominal, tiempo en el cual, se considera que la potencia nominal se mantiene constante [6]. A continuación, algunos de los sistemas presentados en la figura 1.1 son clasificados según este criterio en la figura 1.2.

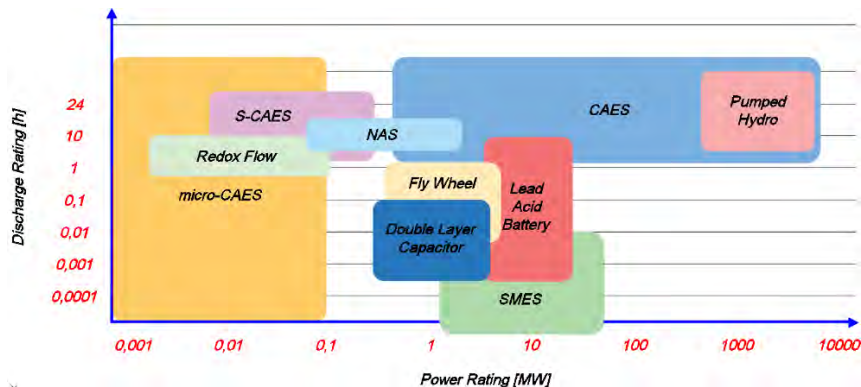


Figura 1.2 – Clasificación de los sistemas de almacenamiento de energía (ESS) según sus parámetros nominales. Adaptado de [8]

En la clasificación mostrada en la figura 1.2 se destaca la diferenciación en base a la potencia nominal de dos tecnologías que emplean aire comprimido: CAES y sistema de almacenamiento de energía de aire comprimido pequeño (siglas en inglés S-CAES). Los primeros, se refieren a sistemas de gran envergadura cuya capacidad de generación de potencia es cercana a las de las centrales de ciclo combinado e hidroeléctricas. Estos sistemas CAES poseen potencias nominales mayores a 550 kW y tiempos totales de descarga nominal mayores a 1 hora. Por otro lado, los S-CAES son sistemas correspondientes a potencias menores, es decir, desde 7,5 kW hasta 400 kW, además, se caracterizan por presentar tiempos totales de descarga nominales mayores a 1 hora.

Cabe señalar que la clasificación denominada S-CAES no incluye a aquellos sistemas cuyas potencias nominales sean menores a 7,5 kW, y para aquellos sistemas con cualquier tiempo total de descarga nominal y potencias nominales menores a 100 kW, se empleará el término o clasificación presentada por Maia et al. [9]: micro-CAES.

1.1.3. Capacidad instalada de los sistemas de almacenamiento de energía (ESS)

Según Behabtu et al. [32], tomando como referencia marzo de 2020; la capacidad instalada a nivel mundial de los sistemas de almacenamiento de energía (ESS) es igual a 184,7 GW. Esta capacidad se distribuye, principalmente, en las tecnologías mostradas en la figura 1.3.

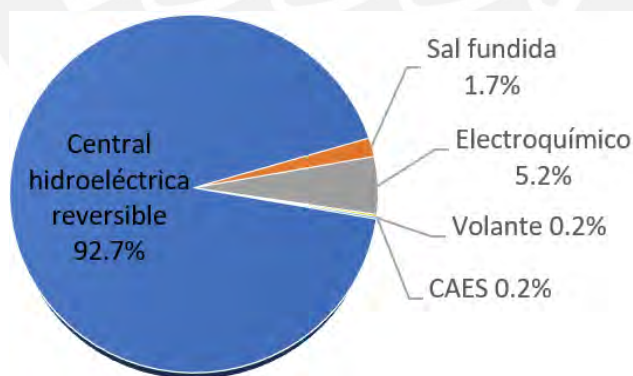


Figura 1.3 – Capacidad instalada de los ESS según la tecnología de almacenamiento.
Basado en [32].

La distribución anterior corresponde a sistemas de gran escala, donde se observa con mayor porcentaje (92.7%) el uso de centrales hidroeléctricas reversibles¹ y, por otro lado, el uso de CAES se encuentra en el nivel inferior (0.2%), junto al almacenamiento

¹ Central hidroeléctrica que posee la capacidad de aumentar la energía potencial del agua empleando electricidad

de energía mediante volante. Ello obedecería a las dificultades técnicas y económicas que estos sistemas conllevan. Estas dificultades no necesariamente serán las mismas para sistemas CAES aplicados a nivel industrial (micro-CAES o S-CAES). El bajo porcentaje de participación representa, además, una oportunidad importante de investigación tanto para sistemas de gran escala (CAES) como para los de menores escala (SS-CAES y micro-CAES).

Por otro lado, según Allied Market Research [33] se pronostica que la utilización de los sistemas de almacenamiento de energía siga una tendencia ascendente (ver figura 1.4) hasta el año 2022, con especial énfasis para las centrales hidroeléctricas reversibles (PHES) y los sistemas CAES.

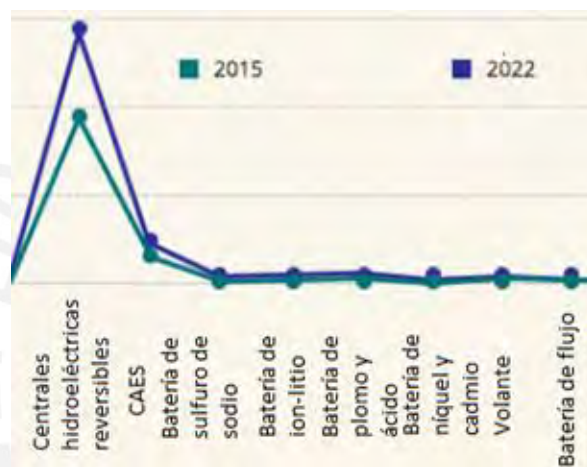


Figura 1.4 – Grado de utilización de algunos sistemas de almacenamiento de energía (ESS) a nivel mundial para 2015 y 2022. Adaptado de [33].

El hecho de que se pronostique un aumento en la utilización de los sistemas CAES refleja el aporte de los trabajos de investigación al conocimiento general sobre los sistemas CAES.

1.2. Sistemas CAES

Como se ha mencionado anteriormente, los sistemas CAES son una alternativa a los sistemas tradicionales de almacenamiento de energía (ESS) tales como las baterías. En esta sección se hará un breve resumen histórico sobre la concepción de los sistemas CAES, la clasificación de los sistemas CAES bajo distintos conceptos, y, además, conceptos adicionales presentados por los autores en la literatura especializada.

1.2.1. Historia de los sistemas CAES

La idea de almacenar energía eléctrica mediante aire comprimido data de los principios de los años 40 [6]. Sin embargo, no fue hasta la década de los 60 y 70 que los primeros sistemas de gran escala fueron concebidos, diseñados e implementados.

La primera planta a gran escala fue implementada en 1978 en Alemania, la planta de Huntorf, cuya potencia eléctrica máxima de salida, hoy en día, es de 321 MW, y el flujo másico máximo es de 455 kg/s [34]. Luego de la satisfactoria implementación de la planta de Huntorf, diversos estudios fueron realizados para mejorar la eficiencia de estos sistemas de gran escala, creándose nuevos conceptos de CAES, sin embargo, en los siguientes años no se implementaron más plantas de ese nivel de potencia. No fue hasta inicios de la década de los 90, que en Estados Unidos se implementó la planta de McIntosh cuya potencia eléctrica máxima de salida, hoy en día, es de 135 MW, y el flujo másico máximo es de 154 kg/s [5], [34]. Cabe destacar que, ambas plantas pertenecen a los sistemas D-CAES, dado que, emplean una fuente de calor externa.

1.2.2. Clasificación de los sistemas CAES

De forma general, los sistemas CAES de gran escala se clasifican en: sistemas adiabáticos con y sin almacenamiento de energía térmica (TES), sistemas diabáticos y sistemas isotérmicos. Esta clasificación (Ver figura 1.5) se refiere a la manera en la que se maneja el calor generado durante el proceso de compresión [6].

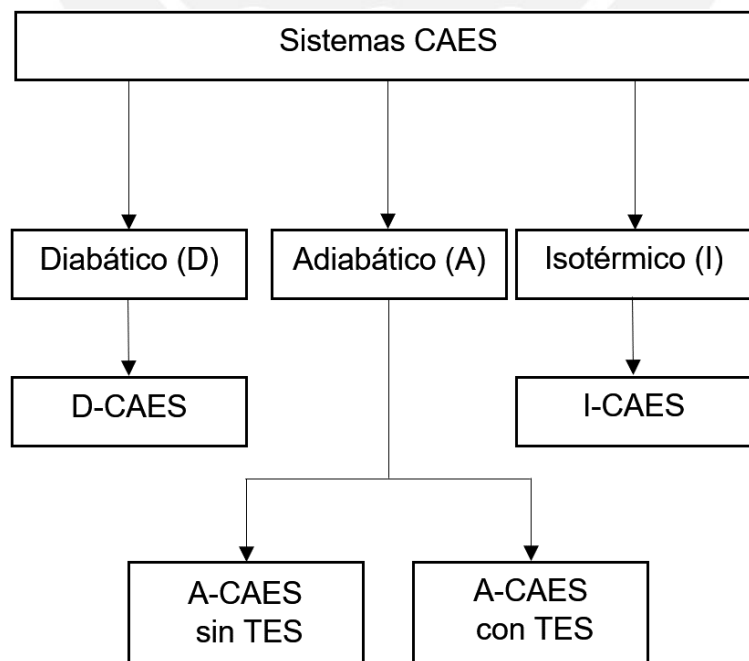


Figura 1.5 – Tipos de CAES. Adaptado de [6].

La configuración más simple de un CAES (ver figura 1.6) que opera adiabáticamente o A-CAES, consta de tres componentes: compresor, dispositivo de almacenamiento y dispositivo de expansión. La potencia consumida por el compresor puede ser entregada mediante un motor eléctrico alimentado por la red eléctrica o, idealmente, alimentado por fuentes renovables tales como la energía solar o energía eólica.

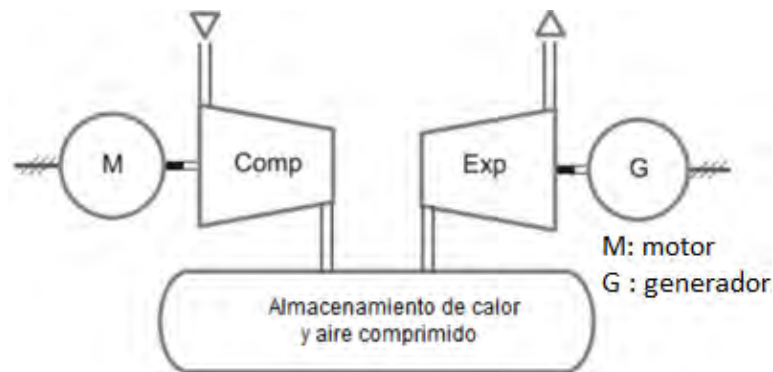


Figura 1.6 – Componentes de un A-CAES. Adaptado de [6].

La clasificación de los sistemas CAES de gran escala es también aplicable a los micro-CAES, sin embargo, debido a la portabilidad y facilidad de instalación de estos sistemas, no es recomendable agregar más componentes de tal manera que no se incremente la complejidad de los mismos.

Dentro de la clasificación de sistemas CAES y micro-CAES adiabáticos se puede distinguir un subgrupo, diferenciado por el dispositivo de almacenamiento, tal como se muestra en la figura 1.7. En el dispositivo de almacenamiento, se pueden tener tres condiciones de operación: (A) Volumen constante, (B) Presión constante y (C) Almacenamiento criogénico.

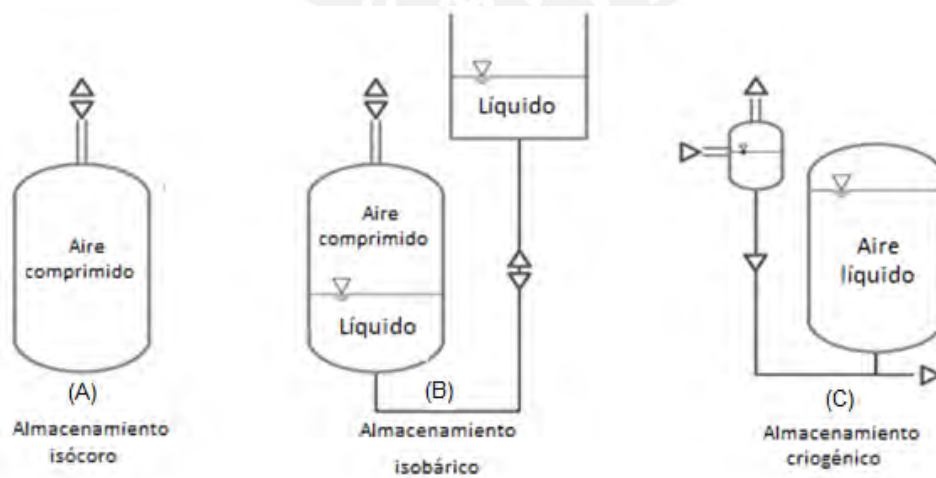


Figura 1.7 – Condiciones de operación para el dispositivo de almacenamiento de un CAES. Adaptado de [6].

La primera condición (A), se refiere a que mientras el aire almacenado se descarga, el volumen de este en el dispositivo de almacenamiento, se mantiene constante, pero, la presión en el dispositivo va disminuyendo. Esta condición es propuesta por algunos autores [7], [8], [35], [36], sin embargo, conlleva a que, en el dispositivo de expansión, la presión de ingreso sea variable, al igual que el flujo másico, lo que genera que su operación sea diferente a las condiciones de diseño. Teniendo como consecuencia que, el aire confinado en el dispositivo de almacenamiento no se descarga completamente [18].

Otra postura presente en estos trabajos, es la de usar una válvula en la admisión del dispositivo de expansión, por lo tanto, se asegura una presión constante al ingreso a este dispositivo, pero, el dispositivo de almacenamiento sigue operando bajo la condición (A).

La segunda condición (B) significa que, mientras el aire se descarga; la presión se mantiene constante. Kim et al. [18] presentaron sistemas CAES basados en esta condición (B). Para lograr la condición (B) se dispone del aire comprimido y de un líquido dentro del dispositivo de almacenamiento. Adicionalmente, se emplea una columna de líquido o una bomba que inyecta líquido a la presión de diseño del tanque, de manera que, se cumple la condición (B).

Por último, la condición (C) se refiere a los sistemas CAES con almacenamiento criogénico. Estos sistemas son los que operan con el aire en estado líquido, son una variación de los sistemas CAES, y son conocidos como LAES, sistemas de almacenamiento de energía de aire líquido, por sus siglas en inglés. Durante el proceso de carga de estos sistemas, el aire es comprimido hasta presiones de 2 bar [37] y posteriormente enfriado a temperaturas bajas, alrededor de -195°C [37], lo que produce que se licue. Posteriormente, el aire es calentado para evaporarlo y extraer energía en el proceso de descarga; esta forma de operación hace que el ciclo de estos sistemas sea similar al ciclo Rankine de agua [38].

En la industria, la capacidad del almacenamiento de un sistema de aire comprimido se define en función a algunas reglas prácticas como las presentadas por Royo [39] y Bhatia et al. [28]. Estas reglas definen el volumen del tanque de almacenamiento de aire comprimido en función a la potencia del compresor, sin embargo, Royo [39], menciona que en la práctica el tamaño de los tanques está normalizado y cada fabricante indica el tamaño adecuado en función al compresor requerido. Bhatia et al. [28], presentan algunas dimensiones y capacidades más usadas, las cuales, se presentan en la tabla 1.1.

Tabla 1.1. Dimensiones y capacidades más usadas para los tanques de almacenamiento de aire comprimido. Adaptado de [28].

Tamaño (pulgadas)	Volumen (galones)	Volumen (m³)
16 x 38	30	0,11
20 x 48	60	0,22
20 x 60	82	0,31
24 x 72	141	0,53
30 x 48	257	0,97
36 x 96	423	1,6
42 x 120	720	2,73
48 x 144	1128	4,27
60 x 168	2062	7,8
60 x 192	2356	8,92

En base a lo presentado anteriormente, se puede afirmar que existen diversas tecnologías de almacenamiento de energía (ESS) entre las que se destaca aquella que trabaja con aire como medio de almacenamiento (CAES). Los sistemas CAES de menor potencia son conocidos como S-CAES o micro-CAES y en la mayoría de los casos operan con un almacenamiento artificial, es decir, un tanque fabricado y no una caverna como en los CAES de gran escala (p.ej. la planta de Huntorf y de McIntosh).

Debido a la naturaleza de un sistema de aire comprimido industrial, la potencia generable (potencia nominal), si se agregará un dispositivo de expansión para que opere como CAES, sería de baja a media por lo que se ubicaría bajo la clasificación de S-CAES, si es mayor a 7,5 kW y menor que 400 kW, y además si el tiempo total de descarga nominal es mayor a 1 hora. Alternativamente, para cualquier tiempo total de descarga nominal y con potencias nominales menores a 100 kW, se denominará micro-CAES.

Asimismo, según los tipos de CAES (Ver figura 1.5), un sistema industrial pertenecería a los sistemas adiabáticos sin almacenamiento de energía térmica (TES). Esto debido a que, se requeriría de varias modificaciones para llevarlo a un CAES diabático (ingresar el aire a una cámara de combustión para elevar su temperatura) o a uno isotérmico (p.ej. inyección de agua en el flujo másico de aire).

Finalmente, con respecto al almacenamiento; un sistema industrial pertenecería a los CAES con almacenamiento isócoro debido a que las otras dos condiciones de operación significarían realizar modificaciones a los tanques de almacenamiento.

1.3. Fundamentos teóricos

Esta sección tiene como objetivo presentar los fundamentos teóricos pertenecientes a las disciplinas de la termodinámica y la mecánica de los fluidos. Lo anterior, es de gran importancia, debido a que, los modelos de las siguientes secciones usan estos fundamentos para determinar el comportamiento de un tanque de aire comprimido que realiza un proceso de descarga. Los más relevantes son presentados a continuación.

1.3.1. Comportamiento de una sustancia como gas ideal

Una sustancia pura puede comportarse como gas ideal a determinadas presiones y temperaturas. El comportamiento como gas ideal es una simplificación que permite relacionar las propiedades P-v-T de manera simple [40].

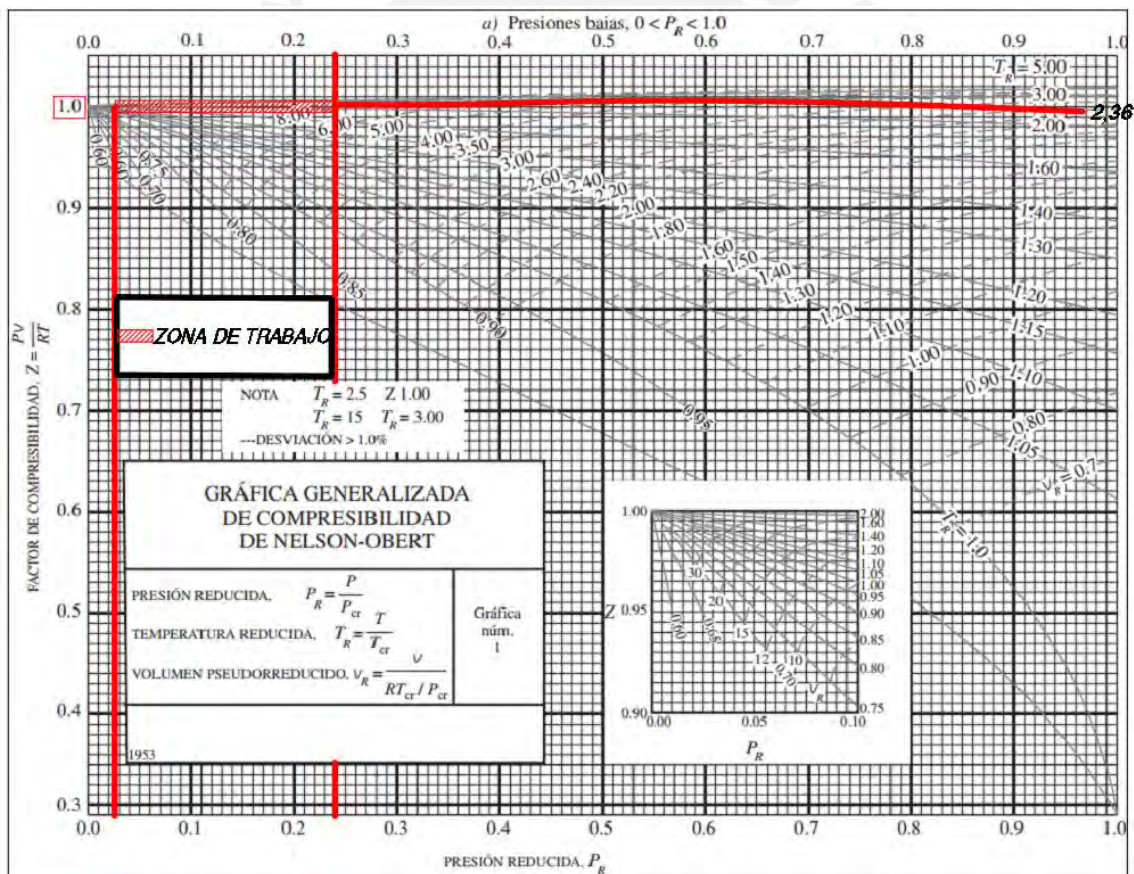


Figura 1.8 – Factor de compresibilidad para P_r baja. Adaptado de [40].

Si se mantiene el rango de aplicaciones de un sistema industrial, que opera con aire, hasta presiones de 8 bar(g) y temperaturas que no excedan los 40 °C, entonces, se obtienen presiones reducidas menores a 0,24 y temperaturas reducidas entre 2 y 2,3;

por lo que para la zona de trabajo de un sistema industrial de aire comprimido se puede considerar un factor de compresibilidad (Z), aproximadamente igual a 1 (Ver figura 1.8).

Ecuación de estado de gas ideal

Esta expresión, permite relacionar de manera simple las propiedades de una sustancia pura que se comporta como gas ideal, es decir, cumple con lo expuesto en la sección 1.3.1. Lo anterior, se encuentra definido por la ecuación 1.1 [40]:

$$P_{gi}V_{gi} = mR_{gi}T_{gi} \quad (1.1)$$

donde:

P_{gi} : presión absoluta del gas ideal, en kPa;

V_{gi} : volumen que ocupa el gas ideal, en m^3 ;

m : masa del gas ideal, en kg;

R_{gi} : constante del gas ideal, en kJ/kg.K;

T_{gi} : temperatura absoluta del gas ideal, en K.

1.3.2. Proceso politrópico

El proceso politrópico, es un proceso termodinámico generalizado de expansión o compresión de una sustancia pura con comportamiento de gas ideal, el cual, se define mediante la ecuación 1.2 [40]:

$$P_{gi}v^n = C' \quad (1.2)$$

donde:

v : volumen específico del gas ideal, en m^3/kg ;

n : exponente politrópico;

C' : Constante, en m^2/s^2 .

El exponente politrópico puede tomar valores de manera que se cumple la siguiente relación: $1 < n < k$, siendo los casos extremos cuando el proceso es isotérmico ($n=1$), y cuando el proceso es isoentrópico ($n=k$). Para el caso de estudio que involucra aire como sustancia de trabajo, este proceso presenta un valor de k igual 1,4.

Con la expresión anterior y la ecuación de estado de gas ideal se obtiene la relación entre presiones y temperaturas dada por la ecuación 1.3 [40]:

$$\left(\frac{v_1}{v_2}\right)^{n-1} = \frac{T_2}{T_1} = \left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{\frac{n-1}{n}} \quad (1.3)$$

donde:

v_1 : volumen específico del gas ideal, del estado 1, en m³/kg;

v_2 : volumen específico del gas ideal, del estado 2, en m³/kg;

T_2 : temperatura absoluta del gas ideal, del estado 2, en K;

T_1 : temperatura absoluta del gas ideal, del estado 1, en K;

P_2 : presión absoluta del gas ideal, del estado 1, en kPa;

P_1 : presión absoluta del gas ideal, del estado 2, en kPa;

1.3.3. Conservación de la masa

El principio de conservación de la masa para un sistema abierto está definido por la ecuación 1.4 [40]:

$$\sum \dot{m}_i - \sum \dot{m}_s = \frac{dm_{VC}}{dt} \quad (1.4)$$

donde:

\dot{m}_i : flujo másico que ingresa al volumen de control, en kg/s;

\dot{m}_s : flujo másico que sale del volumen de control, en kg/s.

1.3.4. Velocidad del sonido en un fluido

Esta variable se define como la velocidad a la que una onda con una presión infinitamente pequeña viaja a través de un medio (p.ej. un fluido). Considerando que el fluido se comporta como un gas ideal, se puede determinar la velocidad del sonido [c] a través de la ecuación 1.5 [41].

$$c = \sqrt{k_{gi}RT} \quad (1.5)$$

donde:

c : velocidad del sonido en el fluido, en m/s;

k_{gi} : razón de calores específicos del gas ideal, adimensional.

R : constante del gas ideal, en J/kg.K;

T : temperatura absoluta del gas ideal, en K.

1.3.5. Número de Mach

El número de Mach es número adimensional que relaciona la velocidad media del fluido con la velocidad del sonido en el mismo fluido. Permite determinar el régimen al que está sometido el fluido según el valor numérico que adquiere [41]. El número de Mach se obtiene según la ecuación (1.6):

$$Ma = \frac{\bar{v}}{c} \quad (1.6)$$

donde:

\bar{v} : Velocidad media del fluido, en m/s;

c : Velocidad del sonido en el fluido, en m/s.

1.3.6. Flujo compresible

Este término, se emplea para denominar a aquel flujo, en el cual, las variaciones en la densidad del fluido debido a los cambios de presión, son notablemente apreciables. Un flujo compresible puede ser aproximado como uno incompresible, si el número de Mach es menor a 0,3; debido a que, al cumplirse esta condición, el error máximo de la aproximación sería de alrededor de 5% [41].

1.3.7. Flujo estrangulado

Condición en la cual, la presión del fluido aguas abajo es lo suficientemente menor que la presión aguas arriba, de manera que el flujo queda estrangulado. Esto quiere decir que, si las condiciones aguas arriba se mantienen constantes, el flujo másico también lo será. Adicionalmente, se tiene que el número de Mach en el área de menor sección de la restricción alcanza el valor de 1 [42].

1.3.8. Presión crítica de estrangulamiento ($P_{cr.est}$)

La presión crítica de estrangulamiento ($P_{cr.est}$), es un valor particular de la relación entre las presiones aguas abajo y aguas arriba de la restricción, que determina el cambio de la condición de flujo compresible estrangulado, hacia flujo compresible no estrangulado. Si la relación entre estas presiones supera este valor, entonces el flujo es compresible y no estrangulado. Esta condición se define mediante la siguiente expresión:

$$P_{cr.est} = \frac{P'_0}{P^*} = \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{k}{k-1}} \quad (1.7)$$

donde:

$P_{cr.est}$: presión crítica de estrangulamiento, adimensional;

P'_0 : presión aguas abajo de la restricción, adimensional;

P^* : presión aguas arriba de la restricción, adimensional.

De la ecuación 1.7 se observa que, cuando el valor de la presión crítica de estrangulamiento es mayor que la relación de presiones P^*/P'_0 , el flujo deja la condición de estrangulado [43].

1.3.9. Tiempo de no estrangulamiento

Para el caso de la descarga de un recipiente a presión, esta variable se define como el tiempo que transcurre desde que se inicia el proceso de descarga hasta que el flujo deja de estar estrangulado.

1.4. Antecedentes de descarga de recipientes a presión

Los dos primeros modelos que representan la descarga, de los que se tiene conocimiento, son el modelo de Rasouli [23] , y el de Bird [24]. Estos modelos fueron concebidos para estimar el comportamiento de la descarga de los recipientes que contienen gases, frente a accidentes o fallas mediante las cuales se producía una descarga rápida del recipiente. Ambos autores centraron sus estudios en la descarga de metano y, además, estos trabajos se presentan en la publicación de Beychok [22]. Los resultados de estos trabajos fueron la estimación de la presión en el recipiente en función del tiempo, y además el flujo másico estimado que se desarrolla durante el proceso, los cuales se presentan en la figura 1.9.

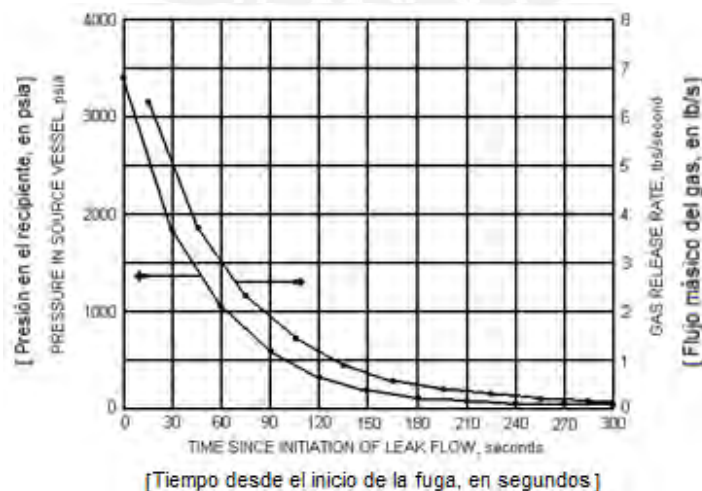


Figura 1.9 - Evolución de la presión para un tanque con orificio de 0,5 pulgadas conteniendo metano a 3450 psia. Adaptado de [22].

Este trabajo, presenta una primera aproximación a la caracterización de la descarga de un recipiente con un gas comprimido. Lo anterior, es de interés para el presente trabajo, debido a que, se requiere conocer la presión y flujo másico que se desarrolla durante este proceso, para estimar la potencia y tiempo de descarga que podrían obtenerse.

En otro trabajo, presentado por Dutton y Coverdill [26], se estudia la carga y descarga de recipientes a presión, variando el tamaño del recipiente y con restricción de tipo tobera con distintos diámetros característicos. Además, los autores sostienen que el proceso se divide en dos condiciones: condición de flujo compresible estrangulado y de flujo compresible no estrangulado. Asimismo, reportan que el proceso puede ser caracterizado como un proceso isotérmico o un proceso isoentrópico.

Los autores reportan que, para una misma configuración de restricción y almacenamiento, y variando la relación de presiones $[P_B^+]$ ², entre la presión inicial en el tanque y el medio hacia dónde se descarga. Al inicio del proceso (ver Figura 1.10), las cuatro condiciones son muy similares y se aproximan notablemente en función a la relación de tiempos $[t^+]$ ³ a un proceso isoentrópico.

Asimismo, se observa que, aproximadamente, cuando el tiempo adimensional $[t^+]$ es igual a 1, la presión adimensional $[P^+]$ se atrasa con respecto a la del modelo isoentrópico, debido a que, en la curva experimental se reflejaría el efecto de un proceso de transferencia de calor y, por lo tanto, la tasa de caída de la presión en el interior del tanque se reduce, mientras que, la curva del modelo no contempla este fenómeno [26].

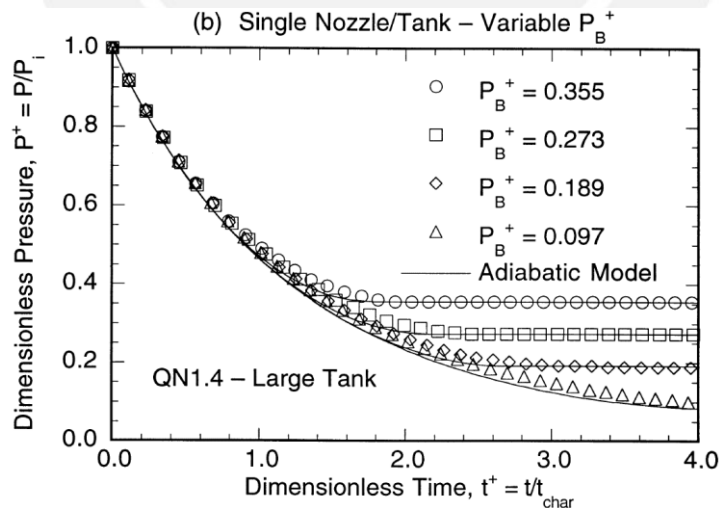


Figura 1.10 – Resultados obtenidos para el modelo de Dutton ($n=k$) [26].

² Presión adimensional aguas abajo, según Dutton et al. [26]

³ Tiempo adimensional, según Dutton et al. [26]

El punto para el cual la curva se mantiene en un valor constante de $[P^+]$ (Ver figura 1.10), representa el instante en el que la presión en el recipiente $[P^+]$ se iguala a la presión aguas abajo $[P_B^+]$. Por lo tanto, este punto representa el final del proceso de descarga compresible estrangulado y no estrangulado.

El trabajo presentado por Ardanuy [27], toma como referencia al trabajo de Dutton y Coverdill [26] con la particularidad de que considera solo el modelo adiabático y la restricción se modela como un orificio en la descarga del recipiente a presión. Por otro lado, presenta las expresiones para el cálculo de flujo másico, considerando una condición adicional de flujo incompresible para el proceso de descarga.

Los resultados obtenidos por el modelo de Ardanuy [27] se presentan en la figura 1.11, donde, se observa que las variables adimensionales (presión, densidad, temperatura) decrecen rápidamente durante la condición de flujo estrangulado. Esta tendencia se mantiene hasta el punto donde la condición del flujo cambia a no estrangulado (línea punteada A de color rojo). Por otro lado, el flujo másico adimensional se mantiene constante para esta primera condición. En la segunda condición (entre las líneas punteadas A y B), el flujo másico adimensional decrece rápidamente mientras que las demás variables decrecen lentamente.

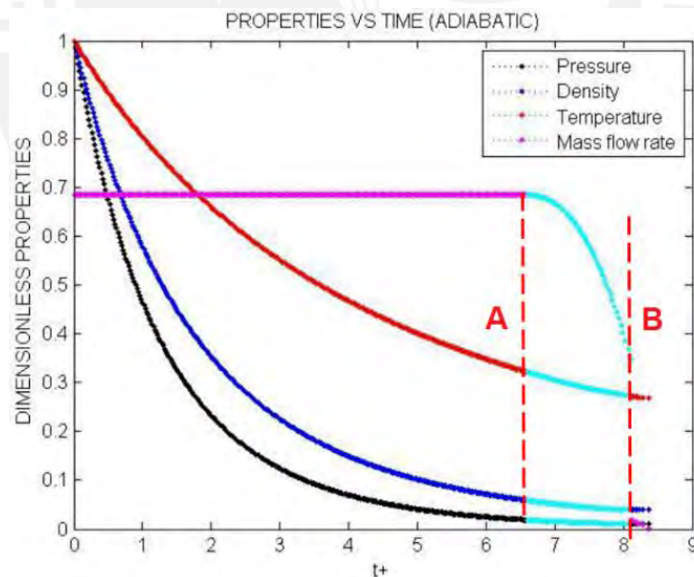


Figura 1.11 - Resultados obtenidos para el modelo de Ardanuy ($n=k$) con tres condiciones de flujo. Adaptado de [27].

1.5. Modelos presentados en los antecedentes

Esta sección tiene como objetivo explicar los modelos presentados por los autores de la sección 1.4. La explicación incluye: la exposición de los supuestos de cada modelo, las variables de entrada y de salida, y finalmente, la presentación de las expresiones matemáticas empleadas y los diagramas de flujo asociados a cada modelo.

1.5.1. Modelo para accidentes o fallas en recipientes a presión

Con respecto a los modelos para accidentes o fallas en recipientes a presión, existen dos modelos disponibles en la literatura: el de Rasouli y Williams, y el de Bird. Ambos asumen que la descarga se da de manera adiabática, reversible y a través de un orificio con diámetro característico igual a media pulgada. Estos modelos, fueron aplicados para la descarga de metano, sin embargo, pueden modelar la descarga de otras sustancias que presentan comportamiento de gas ideal [22].

1.5.1.1. Modelo de Rasouli y Williams

El modelo de Rasouli y Williams relaciona las presiones $[P_{t_1}]$ y $[P_{t_2}]$ en el interior del recipiente para dos instantes $[t_1]$ y $[t_2]$ y se basa en las ecuaciones 1.8 y 1.9:

$$P_{t_2}^{\frac{1-k}{2k}} = P_{t_1}^{\frac{1-k}{2k}} + (t_2 - t_1) * \left(\frac{CA}{V} \right) * \left(\frac{k-1}{2k} \right) * \left(\sqrt{\frac{g_c R_u k^3}{M} * \left(\frac{T_{to}}{P_{to}^{\frac{k-1}{k}}} \right)} * \left[\frac{2}{k+1} \right]^{\frac{(k+1)}{(k-1)}} \right) \quad (1.8)$$

$$t_2 = (t_1 + \Delta t) \quad (1.9)$$

donde⁴:

P_{t_2} : presión absoluta en el tiempo t_2 , en lb/ft²;

P_{t_1} : presión absoluta en el tiempo inicial t_1 , en lb/ft²;

t_1 : tiempo inicial, en s;

t_2 : tiempo siguiente al tiempo t_1 en el espacio temporal, en s;

Δt : cambio de tiempo entre estados cuasi estáticos definidos por el usuario, en s;

C : coeficiente de descarga, adimensional;

A : área de la fuente de la fuga, en ft²;

V : volumen del recipiente, en ft³;

g_c : factor de conversión gravitacional de 32,17 ft/s²;

R_u : constante universal de los gases ideales de 1545 (lbs / ft²)(ft³) / (lbmol · °R);

M : masa molecular del gas analizado, en lb/lbmol;

T_{to} : temperatura inicial del gas en el recipiente, en °R;

⁴ En el Anexo A.4 y A.3 se presentan los factores de conversión y las constantes físicas con

P_{t_0} : presión absoluta inicial del gas en el recipiente, en lbs / ft².

La temperatura en función del tiempo se determina aplicando la ecuación 1.3, y el flujo másico promedio se estima como el cambio de masa en el recipiente para el periodo de tiempo analizado (entre t_2 y t_1). Además, el coeficiente de descarga $[C]$ se puede estimar como 0,72, según Beychok [22].

1.5.1.2. Modelo de Bird, Stewart y Lightfoot

Este modelo sostiene que para un determinado tiempo $[t]$ después que la descarga se inició, existirá una determinada cantidad de masa restante en el recipiente. Esta masa restante se representa con la variable $[F]$, fracción de masa restante en el recipiente, y la relación entre estas dos variables está definida por la ecuación 1.10.

$$t = \left[F^{\left(\frac{1-k}{2}\right)} - 1 \right] * \left(\frac{2}{k-1} \right) * \left(\frac{V}{CA} \right) * \left[\frac{g_c k P_{t_0}}{d_o} * \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{(k+1)}{(k-1)}} \right]^{-\left(\frac{1}{2}\right)} \quad (1.10)$$

donde:

t : tiempo determinado luego de que la descarga inicia, en s;

F : fracción de masa restante en el recipiente para el tiempo t , adimensional;

d_o : densidad inicial del gas en el recipiente, en lb/ft³.

Nuevamente, se utiliza un arreglo de la ecuación 1.3 para hallar la presión y temperatura para cada instante del proceso de descarga.

Dado que Beychok [22] menciona que los resultados obtenidos por los modelos de Rasouli y Bird son muy similares, para el presente trabajo, solo se implementará el modelo de Rasouli. A continuación, se presenta en la figura 1.12, el diagrama de flujo que debe ser seguido para la utilización de este modelo.

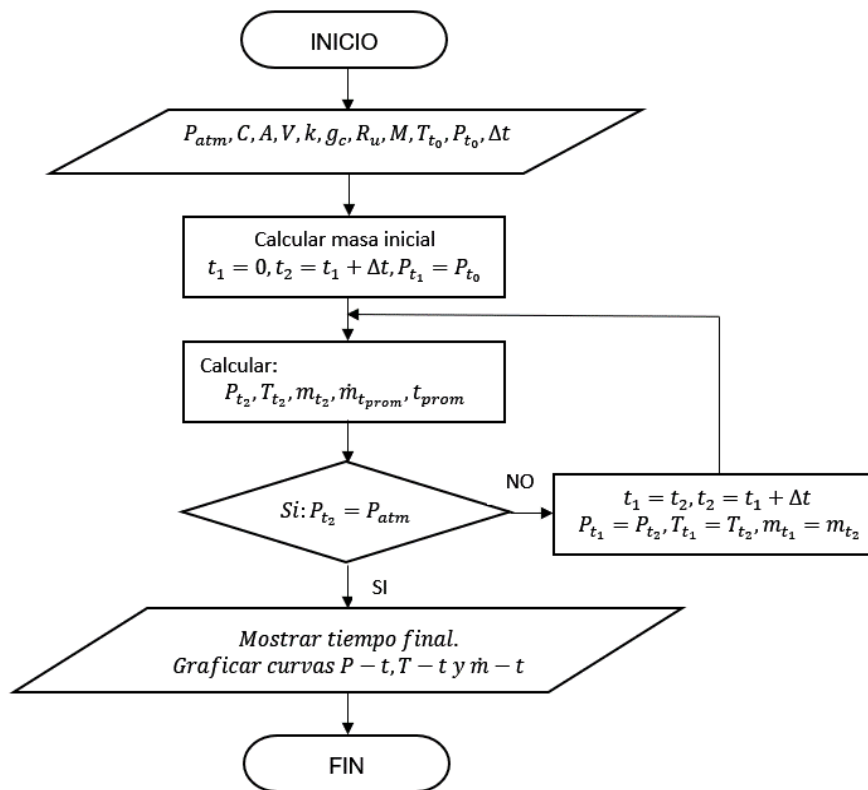


Figura 1.12 – Diagrama de flujo de estimación del proceso de descarga basado en el modelo de Rasouli.

1.5.2. Modelo de Dutton (n=k)

El modelo isoentrópico con restricción de tipo tobera a la descarga sigue lo presentado en el trabajo de Dutton y Coverdill [26], en el cual, se hace mención a un tanque de almacenamiento que puede ser modelado según el volumen de control presentado en la figura 1.13. Como se mencionó anteriormente, este modelo considera dos condiciones: flujo compresible estrangulado y flujo compresible no estrangulado.

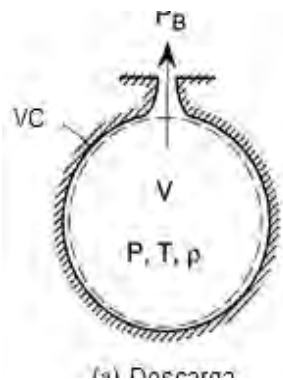


Figura 1.13 – Volumen de control considerado para el modelo isoentrópico con tobera a la descarga. Adaptado de [26].

1.5.2.1. Condición de flujo compresible estrangulado

Para esta condición, Dutton y Coverdill [26] definen la presión adimensional $[P^+]$ en función del tiempo adimensional $[t^+]$. Cabe destacar que, la presión adimensional $[P^+]$ está definida en función de la presión inicial en el recipiente $[P'_i]$ y la presión del recipiente $[P]$. Por otro lado, el tiempo adimensional $[t^+]$ se encuentra definido en función al tiempo desde que inicia el proceso de descarga $[t]$, y del tiempo característico $[t_{char}]$. Lo anterior está expresado en las ecuaciones 1.11, 1.12, 1.13 y 1.14.

$$P^+ = \left[1 + \left[\left(\frac{k-1}{2} \right) \left(\frac{k+1}{2} \right)^{\frac{-(k+1)}{2(k-1)}} \right] t^+ \right]^{\frac{-2k}{(k-1)}} \quad (1.11)$$

$$P^+ = \frac{P}{P'_i} \quad (1.12)$$

$$t^+ = \frac{t}{t_{char}} \quad (1.13)$$

$$t_{char} = \frac{V}{A_t c_i} \quad (1.14)$$

donde:

c_i : velocidad del sonido en el fluido a las condiciones iniciales del tanque, en m/s;

A_t : área asociada al diámetro característico de la restricción, en m²;

t_{char} : tiempo característico, en s;

t^+ : tiempo adimensional;

P^+ : presión adimensional;

P : presión en el instante de análisis, en kPa;

P'_i : presión inicial en el tanque, en kPa.

1.5.2.2. Condición de flujo compresible no estrangulado

Para esta condición, Dutton y Coverdill [26] definen la expresión que relaciona el tiempo adimensional $[t^+]$ con la presión adimensional $[P^+]$. Adicionalmente, se define la presión adimensional aguas abajo $[P_B^+]$, en función de la presión aguas abajo $[P_B]$ y la presión inicial en el tanque $[P_i]$. Lo anterior, se encuentra expresado en las ecuaciones 1.15 y 1.16.

$$t^+ = t^+_{unch} + \left(\frac{2}{k-1}\right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{A_t}{A_e}\right) (P_B^+)^{\frac{-(k-1)}{2k}} * \left\{ \left(\frac{x^3}{4} + \frac{5}{8}x\right) (x^2 + 1)^{\frac{1}{2}} + \frac{3}{8} \ln \left[x + (x^2 + 1)^{\frac{1}{2}} \right] \right\}_x^{x_{unch}} \quad (1.15)$$

$$P_B^+ = \frac{P_B}{P_i} \quad (1.16)$$

donde:

t^+_{unch} : tiempo para el cual el flujo deja de estar estrangulado, adimensional;

A_e : área de salida de la tobera, en m²;

P_B^+ : presión adimensional aguas abajo;

P_B : presión aguas abajo, en kPa.

Cabe destacar que, la expresión mostrada líneas arriba fue obtenida por Dutton y Coverdill [26] empleando un cambio de variable. Para ello, se define la variable $[x]$ en función de la presión adimensional $[P^+]$, y la presión adimensional aguas abajo $[P_B^+]$. Este procedimiento, fue realizado con el objetivo obtener la expresión simplificada (1.17).

$$x = \left[\left(\frac{P^+}{P_B^+} \right)^{\frac{(k-1)}{k}} - 1 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (1.17)$$

Finalmente, se puede observar que la expresión (ecuación 1.15) para esta condición relaciona al tiempo adimensional $[t^+]$ con la presión adimensional $[P^+]$ de forma no lineal. Por lo tanto, para la solución se usará el método de Newton Raphson.

A continuación, se presenta, en la figura 1.14, el diagrama de flujo que debe ser seguido para la utilización de este modelo.

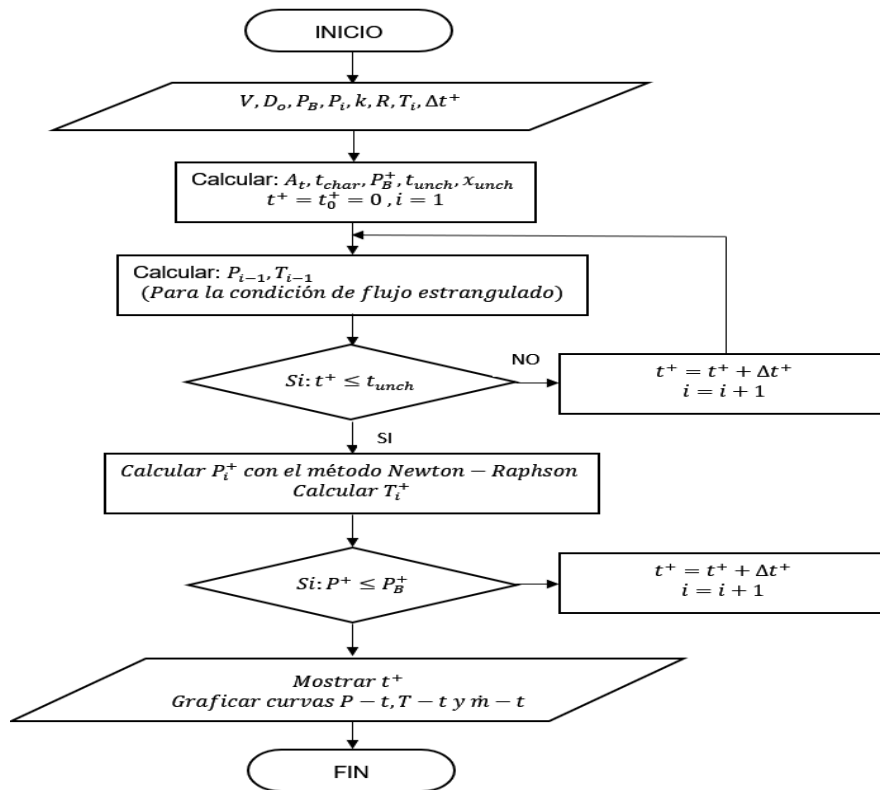


Figura 1.14 – Diagrama de flujo de estimación del proceso de descarga basado en el modelo de Dutton ($n=k$).

1.5.3. Modelo de Dutton ($n=1$)

Para este modelo, el volumen de control considerado es el mismo que el de la figura 1.7. Este modelo, al igual que el de la sección 1.5.2.; considera dos condiciones de flujo: flujo compresible estrangulado y flujo compresible no estrangulado [26]:

1.5.3.1. Condición de flujo compresible estrangulado

Para esta condición, el modelo está basado en la ecuación 1.18, que presenta a la presión adimensional $[P^+]$ en función del tiempo adimensional $[t^+]$, y a la relación de calores específicos $[k]$.

$$P^+ = \exp \left[- \left(\frac{k+1}{2} \right)^{\frac{-(k+1)}{2(k-1)}} t^+ \right] \quad (1.18)$$

Debido a que el modelo considera un proceso isotérmico, se tiene que, la temperatura adimensional $[T^+]$ es igual a 1, para todo instante del proceso de descarga (ecuación

1.19), y que la temperatura durante el proceso será igual a la temperatura $[T_i]$ inicial del aire en el tanque (ecuación 1.20).

$$T^+ = 1 \quad (1.19)$$

$$T = T_i * T^+ \quad (1.20)$$

donde:

T^+ : temperatura adimensional;

T : temperatura para un instante de tiempo del proceso de descarga, en K;

T_i : temperatura inicial del aire en el tanque, en K.

1.5.3.2. Condición de flujo compresible no estrangulado

Para esta condición, se emplea el mismo cambio de variable que para el proceso isoentrópico (sección 1.5.2.2), de tal manera que, la ecuación 1.21 establece la relación que existe entre el tiempo adimensional $[t^+]$, y la presión adimensional $[P^+]$ para un proceso isotérmico con condición de flujo compresible no estrangulado.

$$t^+ = t^+_{unch} + \left(\frac{2k^2}{k-1} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{A_t}{A_e} \right) * \left[\frac{(x^5_{unch} - x^5)}{5} + \frac{2(x^3_{unch} - x^3)}{3} + (x_{unch} - x) \right] \quad (1.21)$$

De igual manera que en la ecuación 1.15, la ecuación 1.21 relaciona al tiempo adimensional $[t^+]$ con la presión adimensional $[P^+]$ de forma no lineal. Por lo tanto, para la solución se usará el método de Newton Raphson.

A continuación, se presenta, en la figura 1.15, el diagrama de flujo que debe ser seguido para la utilización de este modelo.

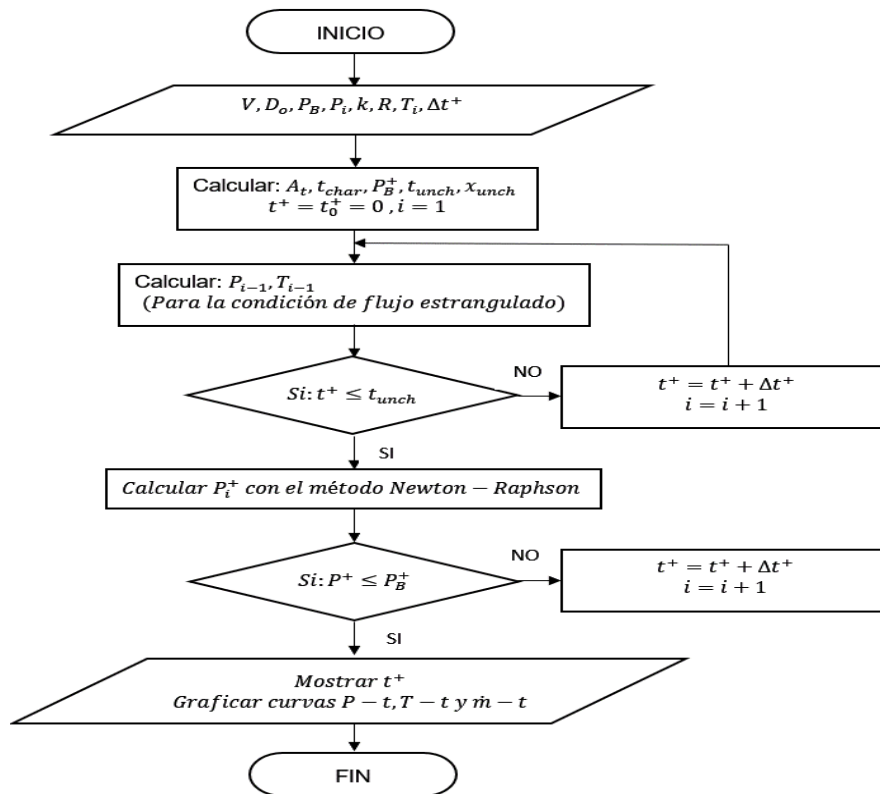


Figura 1.15 – Diagrama de flujo de estimación del proceso de descarga basado en el modelo de Dutton ($n=1$).

1.5.4. Modelo de Ardanuy ($n=k$)

Este modelo considera tres condiciones de flujo: flujo compresible estrangulado, flujo compresible no estrangulado, y flujo incompresible [27]. Asimismo, presenta las expresiones requeridas para calcular el flujo másico durante el proceso.

1.5.4.1. Condición de flujo compresible estrangulado

Para esta condición, el flujo másico adimensional $[m^+]$ se determina mediante la ecuación 1.22, y se expresa en función a la relación de calores específicos $[k]$ [27]:

$$m^+ = \sqrt{k} \left[\frac{k+1}{2} \right]^{\frac{-(k+1)}{2(k-1)}} \quad (1.22)$$

donde:

m^+ : flujo másico adimensional.

Asimismo, se puede determinar el flujo másico $[\dot{m}]$ a partir del flujo másico adimensional $[m^+]$ mediante la ecuación 1.23.

$$m^+ = \frac{\dot{m}\sqrt{RT_0}}{P_0 A_v} \quad (1.23)$$

donde:

T_0 : temperatura de estancamiento, en K;

P_0 : presión de estancamiento, en kPa.

A_v : área de la vena contracta, en m²;

La expresión para la presión adimensional [P^+], es idéntica a la del modelo presentado por Dutton y Coverdill [26] en las ecuaciones 1.11 y 1.12. Sin embargo, existe una particularidad para el cálculo del tiempo característico [t_{char}], y es que se considera el área de la vena contracta. Lo anterior se presenta en las ecuaciones 1.24 y 1.25

$$t_{char} = \frac{V}{A_v a_i} \quad (1.24)$$

$$A_v = A_o * C_c \quad (1.25)$$

donde:

A_v : área de la vena contracta, en m²;

A_o : área del orificio, en m²;

C_c : coeficiente de contracción de la vena contracta.

Los valores del coeficiente de contracción, para una restricción de tipo orificio como la considerada por Ardanuy (n=k) [27], se encuentran en el rango de 0,61 a 0,64. Para el presente trabajo de tesis se empleará un coeficiente de contracción igual a 0,61, debido a que, permite que el modelo de descarga mantenga buena concordancia de la presión por un mayor periodo de tiempo, y mejora la estimación del tiempo total de descarga.

1.5.4.2. Condición de flujo compresible no estrangulado

La expresión para determinar la presión adimensional [P^+], es similar a la del modelo presentado por Dutton y Coverdill [26]. Se considera el uso del área de la vena contracta, para la determinación del tiempo característico [t_{char}], y se destaca la adición del coeficiente de contracción [C_c] (ecuación 1.26).

$$t^+ = t_{unch}^+ + \left[\left(\frac{2k}{k-1} \right)^{\frac{1}{2}} C_c (P_B^+)^{\frac{-(k-1)}{2k}} \right] \left[\left(\frac{x^3}{4} + \frac{5}{8}x \right) (x^2 + 1)^{\frac{1}{2}} + \frac{3}{8} \ln \left(x + (x^2 + 1)^{\frac{1}{2}} \right) \right]_x^{x_{unch}} \quad (1.26)$$

Asimismo, se presenta la expresión (ecuación 1.27) para el cálculo del flujo másico adimensional [m^+], donde, se destaca el hecho de que ya no es un valor constante, pues, depende de la presión adimensional [P^+]:

$$m^+ = \left(\frac{2k}{k-1}\right)^{\frac{1}{2}} \left[1 - \left(\frac{P_B^+}{P^+}\right)^{\frac{k-1}{k}}\right]^{\frac{1}{2}} \left(\frac{P_B^+}{P^+}\right)^{\frac{1}{k}} \quad (1.27)$$

1.5.4.3. Condición de flujo incompresible

Esta condición considera que el número de Mach del flujo es igual o menor que 0,3; por lo que se puede considerar al flujo como incompresible. Se destaca la adición de una constante, aparte de la de contracción, la constante de flujo [K_f]. La expresión, que relaciona el tiempo adimensional [t^+] con la presión adimensional [P^+], es la ecuación 1.28.

$$t^+ = t_{inc} - \frac{\sqrt{2k}}{C_c K_f} * \frac{1}{T^+} \left(\sqrt{P_{inc}^+ - P_B^+} - \sqrt{P^+ - P_B^+} \right) \quad (1.28)$$

Asimismo, a esta condición pertenecen las siguientes ecuaciones 1.29, 1.30 y 1.31:

$$m^+ = K_f C_c \sqrt{2(P^+ - P_B^+)} \quad (1.29)$$

$$K_f = C_d \left(\frac{1}{\sqrt{1 - \beta^4}} \right) \quad (1.30)$$

$$\beta = \frac{A_o}{A} = \frac{D_o}{D} \quad (1.31)$$

donde:

t_{inc} : tiempo de inicio de la condición de flujo incompresible, en s;

K_f : constante de flujo, adimensional;

T^+ : temperatura adimensional;

P_{inc}^+ : presión de flujo incompresible, en kPa;

C_d : coeficiente de descarga, adimensional;

β : relación de áreas, adimensional;

D : diámetro de la vena contracta, en m.

La condición de flujo incompresible no se considerará para el diagrama de flujo ni para las secciones posteriores, debido a que, es de menor duración con respecto a las dos

primeras condiciones y, además que, considerar un flujo compresible como incompresible para números de Mach menores a 0,3, es una aproximación.

Dado que el modelo de la sección 1.5.2 no presenta expresiones para calcular el flujo másico, se emplearán las ecuaciones 1.22, 1.23, y 1.27 con el fin de estimar el flujo másico, dado que, sus condiciones son compatibles con el modelo de Ardanuy ($n=k$).

A continuación, se presenta el diagrama de flujo (ver Figura 1.16) que debe ser seguido, para la utilización del modelo de Ardanuy ($n=k$) [27].

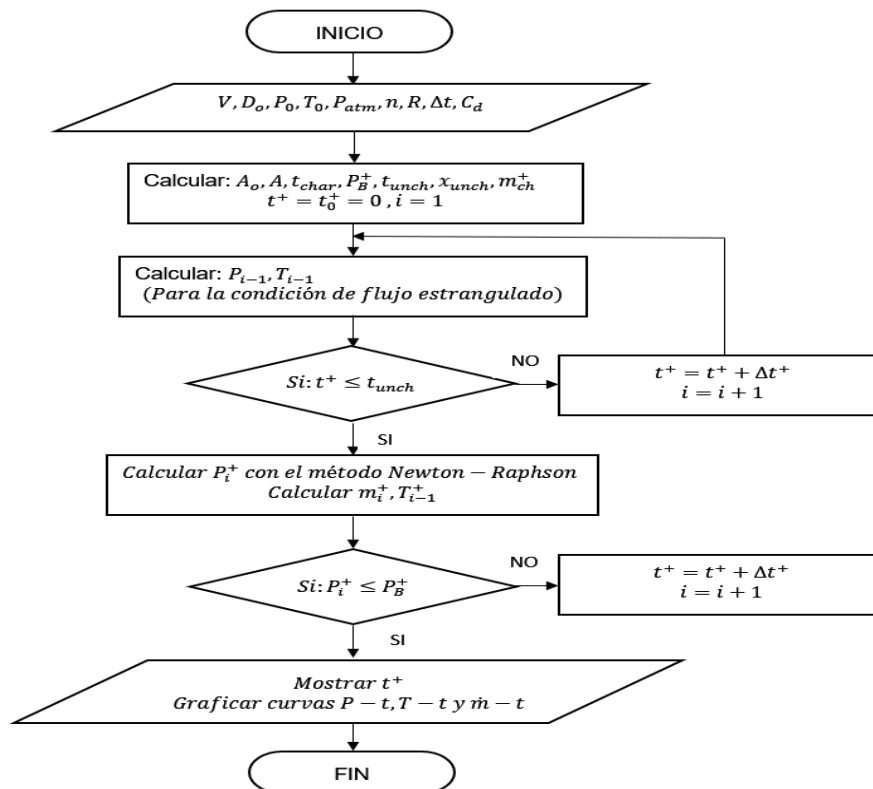


Figura 1.16 – Diagrama de flujo de estimación del proceso de descarga basado en el modelo de Ardanuy ($n=k$).

1.5.5. Modelo de Glen

Los modelos presentados anteriormente (secciones 1.5.1 a 1.5.4), consideran que el proceso dentro del recipiente es uno de los siguientes casos límites: (i) proceso isoentrópico o (ii) proceso isotérmico. Sin embargo, un modelo en el que es posible considerar un proceso cuyo exponente politrópico sea diferente de 1 o k , ha sido presentado por Glen et al. [25].

Este modelo, toma como sistema al volumen de control mostrado en la figura 1.17, donde, las condiciones dentro del tanque de almacenamiento se consideran condiciones

de estancamiento. Asimismo, el volumen de las conexiones de tuberías hacia la descarga se considera no significativo por lo que el volumen estará determinado principalmente por el volumen del tanque de almacenamiento. La descarga hacia la atmósfera es modelada como una tobera que opera de manera isoentrópica. Asimismo, se asume el volumen del tanque como rígido y propiedades uniformes en el tanque, y la garganta de la tobera.

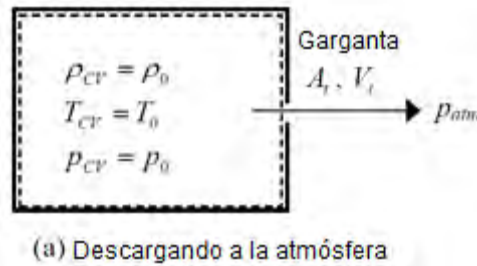


Figura 1.17 – Volumen de control para el recipiente descargando a la atmósfera.

Adaptado de [25].

Glen et al. [25] aplican la ecuación de conservación de la masa, la relación de densidades entre la garganta y a condiciones de estancamiento para una tobera con flujo compresible, la velocidad en función al número de Mach, y la relación de temperaturas entre la garganta a condiciones de estancamiento, obteniéndose la siguiente ecuación diferencial (ecuación 1.32).

$$\frac{d\rho_{CV}}{dt} = \pm \frac{\rho_0 A_t M_t (kRT_0)^{\frac{1}{2}}}{V} * \left(1 + \frac{k-1}{2} M_t^2\right)^{\frac{-(k+1)}{2(k-1)}} \quad (1.32)$$

La ecuación 1.32 se aproxima mediante diferencias finitas hacia adelante, obteniéndose la ecuación 1.33. Cabe destacar que, en las ecuaciones 1.32 y 1.33, el signo positivo se asocia al proceso de carga, y el signo negativo, al proceso de descarga.

$$\rho_{CV_{i+1}} = \rho_{CV_i} \pm \Delta t \left[\frac{\rho_{0i} A_t M_{ti} (kRT_{0i})^{\frac{1}{2}}}{V} * \left(1 + \frac{k-1}{2} M_{ti}^2\right)^{\frac{-(k+1)}{2(k-1)}} \right] \quad (1.33)$$

donde:

$\rho_{CV_{i+1}}$: densidad en el instante i+1 del aire en el recipiente;

ρ_{0i} : densidad en el instante i del aire en el recipiente, en kg/m³;

A_t : área de asociada al diámetro característico de la restricción, en m²;

- M_{t_i} : número de Mach en el instante i en el diámetro característico de la tobera, adimensional;
- k : relación de calores específicos para el aire en el recipiente, adimensional;
- R : constante del gas (aire), en J/kg.K;
- T_{0_i} : temperatura en el instante i del aire en el recipiente, en K;
- V : volumen del recipiente, en m³.

1.5.5.1. Cálculo de la presión del aire en el interior del recipiente

La presión del aire en el interior del recipiente [P_{i+1}] en el instante [t_{i+1}] se obtiene mediante la expresión (ecuación 1.34) para procesos politrópicos (Ver sección 1.2.3)

$$P_{i+1} = P_i \left(\frac{\rho_{i+1}}{\rho_i} \right)^k \quad (1.34)$$

1.5.5.2. Cálculo de la temperatura del aire en el interior del recipiente

Por último, la temperatura [T_{i+1}] del aire en el recipiente para el instante $i+1$, se obtiene mediante la ecuación de estado (ecuación 1.35) para sustancias puras, cuyo comportamiento puede aproximarse al de los gases ideales, presentada en la sección 1.2.2, además, esta ecuación permite obtener la densidad inicial ($t=0$) en el tanque.

$$T_{i+1} = \frac{P_{i+1}}{\rho_{i+1}R} \quad (1.35)$$

Para los casos en los que se asuma un proceso isotérmico en el interior del recipiente, la temperatura dentro del almacenamiento seguirá la ecuación 1.36 para todo instante de tiempo, desde que inicia el proceso de descarga hasta que la presión en el interior del almacenamiento se iguala a la presión atmosférica.

$$T_{i+1} = T_i \quad (1.36)$$

1.5.5.3. Cálculo del flujo másico

Dado que Glen et al. [25], no proponen una expresión para calcular el flujo másico en cada instante, se empleará la aproximación propuesta por Rasouli et al. [23].

A continuación, se presenta el diagrama de flujo (ver Figura 1.18) que debe ser seguido para la utilización del modelo de Glen et al. [25].

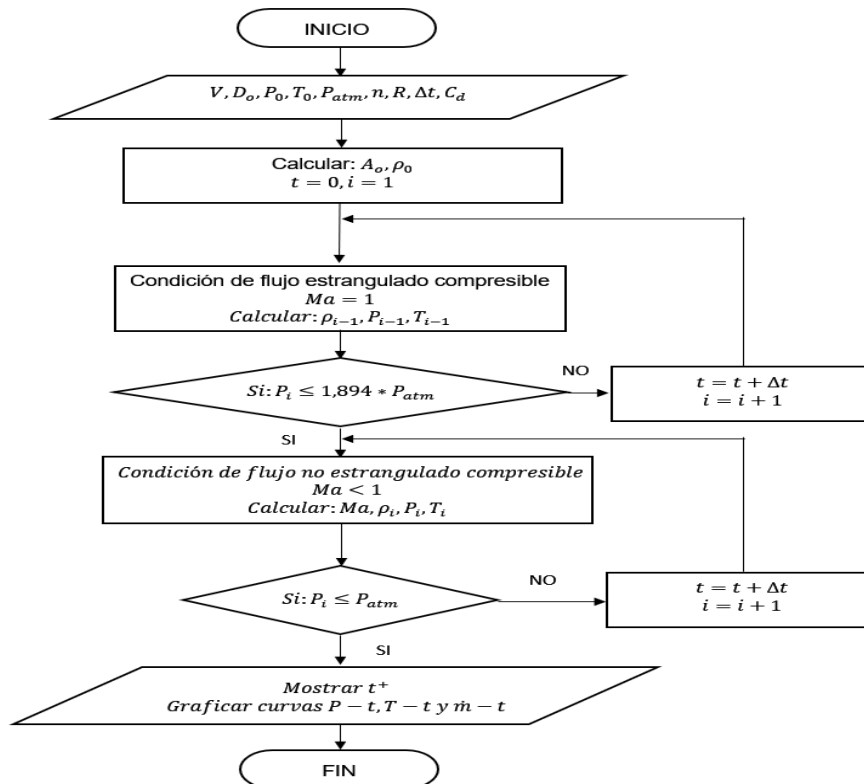


Figura 1.18 – Diagrama de flujo de estimación del proceso de descarga basado en el modelo de Glen.

En este capítulo se presentaron los fundamentos teóricos los cuales forman la base de los modelos matemáticos disponibles en la literatura. Asimismo, se presentaron los diagramas de flujo correspondientes a cada modelo, así como las expresiones matemáticas asociadas a cada uno de ellos.

Lo anterior, corresponde a la base sobre la cual se desarrollará la implementación de los modelos para la posterior evaluación de los mismos, contrastándolos con los datos experimentales, en el capítulo 3.

En el siguiente capítulo, se detallará la forma en la que las variables descritas de entrada por los modelos fueron obtenidas experimentalmente para un determinado conjunto de condiciones de ensayo.

CAPÍTULO 2

MÉTODOS EXPERIMENTALES

En el presente capítulo se presenta la evolución de las variables inherentes al proceso de descarga de un tanque de aire comprimido de 1 m³. Por otro lado, se presenta la configuración experimental y los instrumentos con los que se medirán estas variables y la justificación de la elección de los mismos. Finalmente, se presentan el esquema técnico de la instalación final, el protocolo de ensayos y la relación de ensayos.

2.1. Variables para la caracterización del proceso de descarga

Tomando en consideración lo presentado en el capítulo 1, para caracterizar el proceso de descarga de un tanque que contiene aire comprimido se requiere conocer la temperatura y presión en el interior del tanque durante todo el proceso. Asimismo, se requiere conocer el flujo másico que sale del tanque, la presión, y temperatura de este flujo másico durante todo el proceso. Finalmente, se requiere conocer las condiciones de los alrededores del tanque de almacenamiento: temperatura y humedad relativa.

2.2. Configuración experimental

En el presente trabajo se estudiaron las condiciones del proceso de descarga de un tanque de aire comprimido de 1 m³ de capacidad, variando el diámetro característico de la restricción a través de la cual se descarga el aire. En este caso, se trata de una restricción de tipo orificio. La presión, la temperatura del tanque y el flujo másico que sale de éste, constituyen las variables de interés del proceso de descarga. Los diámetros característicos de la restricción al final de la línea de descarga fueron de 1, 2, 3 y 4 mm. El tanque de aire comprimido, se llenó empleando un compresor de tornillo de uso industrial, el cual, operó a condiciones nominales.

El banco de ensayos consta de los equipos, accesorios e instrumentos presentados en la tabla 2.1. Asimismo, un esquema técnico de la instalación se presenta en la figura 2.1. Cabe destacar que, en las tablas 2.2 a 2.11 se presenta con mayor detalle, las características principales de los equipos e instrumentos de la tabla 2.1.

Tabla 2.1 - Lista de componentes del banco de ensayos.

Nombre	Tipo de componente	Cantidad
Compresor de tornillo Atlas Copco GA15	Equipo	1
Secador	Equipo	1
Filtro	Accesorio	2
Tanque de almacenamiento de 1 m ³	Equipo	1
Sistema de tuberías y accesorios	Tuberías/accesorios	-
Termopares tipo K	Instrumento	2
Transmisores de temperatura YTA110	Instrumento	2
Sensor de presión piezoeléctrico con transmisor EJX530A	Instrumento	2
Medidor de flujo másico basado en el principio de Coriolis ⁵ CMF025	Instrumento	1
Termohigrómetro HX94	Instrumento	1
Registrador de datos Yokogawa GP20	Equipo	1
Válvula de carga (B)	Accesorio	1
Válvula de descarga (E)	Accesorio	1
Válvulas de aislamiento (A, C y D)	Accesorio	3
Tapón hembra F.G 1" (Restricción)	Accesorio	4

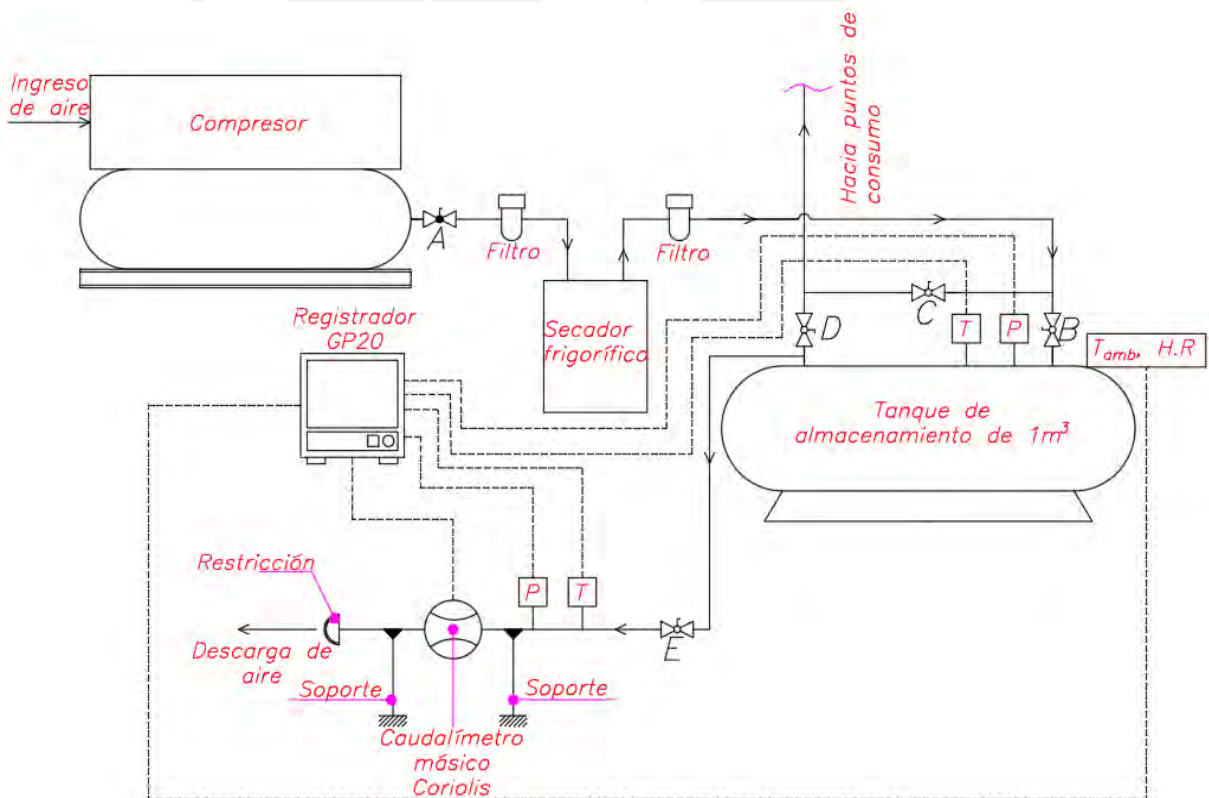


Figura 2.1 – Esquema técnico de la instalación.

⁵ Término empleado en la Guía de Instrumentación 2021-2 del Laboratorio de Energía PUCP, a partir de este punto, se le llamará como: caudalímetro másico Coriolis

2.3. Banco de ensayos para la determinación de las características de la descarga de un tanque de aire comprimido

El banco de ensayos consta de los equipos, accesorios y la instrumentación empleada para desarrollar la relación de ensayos de la descarga de un tanque de aire comprimido, y determinar las características de este proceso. A continuación, se procede a explicar las características de los equipos, accesorios e instrumentación.

2.3.1 Equipos y accesorios

Los equipos y accesorios son el conjunto de elementos que permiten el desarrollo de la relación de ensayos. Intervienen tanto en los procesos de carga, como en los de descarga. Asimismo, permiten lograr las condiciones iniciales de la relación de ensayos, es decir, permiten alcanzar los niveles de presión previstos en el tanque de almacenamiento, así como los diferentes diámetros característicos de la restricción (1, 2, 3 y 4 mm). A continuación, se procede a explicar las características de los equipos y accesorios.

2.3.1.1 Compresor de tornillo

El compresor de tornillo es el equipo que se encarga de elevar la presión del aire hasta un valor deseado. Para el presente trabajo el compresor fue configurado de manera tal que acumulará aire en el tanque de almacenamiento a una presión de 12,5 bar(g), luego de ello, el compresor se apaga. Cabe destacar que, el compresor solo participa en el ensayo en el proceso previo (carga del tanque de almacenamiento) pero no en el proceso de interés de este trabajo; el proceso de descarga del tanque de almacenamiento. Las especificaciones técnicas del compresor se presentan en la tabla 2.2 y el compresor instalado en el LABEN se muestra en la figura 2.2.

Tabla 2.2 – Características técnicas del compresor de tornillo.

Nombre	Compresor de tornillo
Modelo	GA15
Marca	Atlas Copco
Presión de trabajo máxima	12,5 bar(g)
Caudal nominal	29,3 l/s



Figura 2.2 - Compresor de tornillo AC GA15. Tomado de [44].

2.3.1.2. Secador de aire

Para asegurar un contenido de vapor de agua del aire húmedo a la salida del tanque pulmón y así evitar los problemas y perturbaciones que el condensado puede ocasionar en el sistema de aire comprimido del LABEN, se dispone de un secador de aire [45]. Las especificaciones técnicas del secador se presentan en la tabla 2.3 y el secador instalado en el LABEN se muestra en la figura 2.3.

Tabla 2.3 – Características técnicas del secador de aire.

Nombre	Secador de aire
Marca	Atlas Copco FX6
Tipo de secador	Frigorífico
Presión de trabajo máxima	13 bar(g)
Temperatura máxima	55 °C
Caudal nominal	83 [cfm] / 0,04 [m ³ /s]
Punto de rocío a presión (PRP)	3 °C



Figura 2.3 – Secador frigorífico.

2.3.1.3. Filtros

Se trata de accesorios cuya función es remover contaminantes del aire comprimido tales como partículas, condensados y aceite. Para el presente banco de ensayos se encuentran instalados un filtro antes y después del secador frigorífico. Las especificaciones técnicas de los filtros se presentan en la tabla 2.4 y el filtro DD50 instalado en el LABEN se muestra en la figura 2.4.

Tabla 2.4 – Características técnicas de los filtros del sistema de aire comprimido.

Nombre	Filtro de aire DD50 y PD50	
Marca	Atlas Copco	
Conexión	3/4" NPT	
Tipo de filtro	Coalescente	
Contaminantes	Aerosol de aceite, partículas y gotas de agua	
Tamaño de partícula	DD50	PD50
	Menor a 1 μm	Menor a 0,1 μm



Figura 2.4 – Filtro DD50. Tomado de [44].

2.3.1.4. Tanque de almacenamiento

El tanque de almacenamiento del LABEN tiene una capacidad de 1 m³, lo cual concuerda aproximadamente, con la capacidad típica de 257 galones presentada en la tabla 1.1. Asimismo, debido al nivel de presión y capacidad de almacenamiento este tanque es aplicable a un micro-CAES y constituyó la fuente de aire comprimido para realizar los ensayos del presente trabajo. La figura 2.5 presenta al tanque de

almacenamiento del LABEN antes de las modificaciones realizadas para los ensayos de descarga.



Figura 2.5 – Tanque de almacenamiento de 1 m³ del LABEN.

2.3.1.5. Sistema de tuberías y accesorios

El sistema de tuberías y accesorios se encarga de dirigir el aire comprimido desde el compresor de tornillo hacia el tanque de almacenamiento. Este sistema está compuesto por las tuberías de fierro galvanizado de $\frac{3}{4}$ ", 1" y 1 $\frac{1}{4}$ ", y los accesorios tales como: codos, uniones universales, uniones simples, niples, reducciones, uniones T, tapones hembra y macho, uniones bushing y válvulas esféricas.

A continuación, se presentan cinco válvulas, las cuales, cumplen funciones relevantes en procesos relacionados al procedimiento de ensayos. Estas válvulas son las siguientes: la válvula de aislamiento del compresor del sistema (A), la válvula de carga del tanque de almacenamiento (B), las válvulas de aislamiento del tanque de almacenamiento (C y D), y la válvula de descarga al final de la línea de pruebas (E).

2.3.1.5.1. Válvula de descarga del compresor

Esta es una válvula esférica de 1 pulgada de diámetro nominal, cuya función es la de aislar el compresor del resto del sistema de aire comprimido. Esta válvula se muestra en la figura 2.6. A partir de este punto, será referida como la válvula A.



Figura 2.6 – Válvula A de aislamiento del compresor del sistema.

2.3.1.5.2. Válvula de carga del tanque de almacenamiento

Esta es una válvula esférica de 1 pulgada de diámetro nominal, cuya función es la de permitir que el aire comprimido por el compresor sea almacenado en el tanque de 1 m³. Esta válvula se muestra en la figura 2.7. A partir de este punto, será referida como la válvula B.

2.3.1.5.3. Válvulas de aislamiento del tanque de almacenamiento

Las válvulas son las siguientes: dos válvulas esféricas de 1 pulgada y 1 ¼" pulgada de diámetro nominal, cuya función es la de aislar el tanque de 1 m³ de los puntos de consumo del sistema de aire comprimido. Estas válvulas se muestran en la figura 2.7. A partir de este punto, serán referidas como las válvulas C y D, respectivamente.

2.3.1.5.4. Válvula de descarga hacia la línea de pruebas

La válvula de descarga es una válvula esférica de 1 pulgada de diámetro nominal, cuya función es la de permitir la descarga del tanque de 1 m³ al ambiente, a través de la línea de pruebas. Cumple esta función al ser accionada manualmente desde una posición completamente cerrada a completamente abierta. Esta válvula se muestra en la figura 2.8. A partir de este punto, será referida como la válvula E.



Figura 2.7 – Válvulas B de carga y válvulas de aislamiento (C y D) del tanque de aire comprimido.



Figura 2.8 – Válvula E al final de la línea para descarga del tanque.

2.3.1.6. Tapones hembra (Restricción)

Los tapones son los accesorios que fueron instalados al final de la línea de descarga con el objetivo de restringir el flujo másico del proceso de descarga. Para ello, se emplearon cuatro tapones hembra de hierro negro galvanizado con rosca NPT 1". Cada tapón fue maquinado empleando una máquina taladradora de manera que se realizaron agujeros centrales cuyos diámetros fueron de: 1, 2, 3 y 4 mm. La figura 2.9 muestra un tapón hembra estándar mientras que la figura 2.10 muestra los tapones maquinados con los agujeros de 1 y 3 mm.



Figura 2.9. Tapones hembra de fierro galvanizado estándar. Adaptado de [46].



Figura 2.10. Tapón maquinado de 3 mm (A) y de 1 mm (B).

2.3.2. Instrumentación

En esta sección se presentan los instrumentos que fueron empleados para medir las variables de interés del proceso de descarga. Entre ellos, se destacan los instrumentos de medición de presión, temperatura, flujo másico, humedad relativa y temperatura ambiental. Cabe destacar que, todos los instrumentos fueron instalados respetando las recomendaciones establecidas por sus respectivos fabricantes.

2.3.2.1. Medición de presión

Para la medición de esta variable se encuentran instalados en el banco de ensayos dos transmisores de presión con sensor piezoeléctrico. El primero, mide la presión manométrica del aire contenido en el tanque de almacenamiento y el segundo, mide la presión manométrica del flujo másico de aire en la línea de prueba. Las características técnicas [47] de este instrumento se presentan en la tabla 2.5; además, el instrumento se muestra en la figura 2.11

Tabla 2.5 – Características técnicas de los sensores y transmisores de presión.

Nombre	Sensor y transmisor de presión manométrica
Marca	Yokogawa
Modelo	EJX530A
Conexión	1/2" NPT
Cantidad	2
Rango	0 - 20 bar
Exactitud	0.04 % FS
Tiempo de respuesta	90 ms



Figura 2.11 – Sensor y transmisor de presión. Tomado de [47].

2.3.2.2. Medición de temperatura

La medición de esta variable fue realizada empleando termopares tipo K, cuyas características técnicas se presentan en la tabla 2.6 [48]. Para el presente trabajo fueron instalados de manera similar a los sensores de presión. El primero, mide la temperatura del aire contenido en el tanque de almacenamiento y el segundo, mide la temperatura del flujo másico de aire en la línea de prueba. Además, los instrumentos instalados se presentan en la figura 2.12.

Tabla 2.6. Características técnicas de los sensores de temperatura.

Nombre	Sensor de temperatura
Marca	Giva
Tecnología	Termopar ASTM tipo K
Cantidad	2
Rango	0 - 1250 °C
Exactitud	± 2,2°C



Figura 2.12 – Sensor de temperatura instalado al tanque de aire comprimido (izq.) y sensor instalado en la línea de pruebas (der.).

Cabe destacar que, según el principio de funcionamiento de los termopares estos, envían una señal de voltaje que está en función de la temperatura. Sin embargo, en el presente trabajo de tesis se emplearon transmisores de temperatura YTA110 para convertir la señal de voltaje a señal de corriente y ésta, sea enviada al registrador de datos. Lo anterior fue hecho con el objetivo de evitar el error en la medición generado por la caída de tensión en el cable, que transmitía la señal de temperatura en forma de señal de voltaje. Las características técnicas [49] del transmisor de presión se presentan en la tabla 2.7, y el transmisor de temperatura se muestra en la figura 2.13

Tabla 2.7. Características técnicas del transmisor de temperatura.

Nombre	Transmisor de temperatura
Marca	Yokogawa
Modelo	YTA110
Cantidad	2
Rango	0 – 50 °C
Exactitud	0,1% del rango



Figura 2.13. Transmisor de temperatura YTA110. Tomado de [49].

2.3.2.3. Medición de flujo másico

La medición de esta variable se hizo empleando un caudalímetro másico Coriolis cuyas características técnicas son presentadas en la tabla 2.8 [50]. Este instrumento se presenta en la figura 2.14.



Figura 2.14 – Caudalímetro másico Coriolis CMF025. Tomado de [51].

La verificación de la capacidad del caudalímetro másico Coriolis, fue desarrollada en base a lo presentado por el fabricante [50], [52]. Esta verificación, se realiza mediante la ecuación 2.1

$$\dot{m}_{rec} = 0,3 * \rho_{gas} * VOS * 0,25 * \pi * D_{COR}^2 * 2 \quad (2.1)$$

donde:

\dot{m}_{rec} : flujo másico máximo recomendado por el fabricante, en kg/s;

ρ_{gas} : densidad del gas cuyo flujo másico requiere ser medido, en m³/kg;

VOS : velocidad del sonido del gas que requiere ser medido, en m/s;

D_{COR} : diámetro del tubo interior del caudalímetro másico Coriolis, en m.

Considerando una presión de almacenamiento del aire de 9 bar(a) y temperatura de 30 °C y, además, que el medidor a evaluar es el CMF025 se obtiene lo siguiente:

$$\dot{m}_{rec} = 0,3 * 10,35 * \sqrt{287 * 303 * 1,4 * 0,25 * \pi * (0,00523)^2} * 2$$

$$\dot{m}_{rec} = 0,047 \text{ kg/s}$$

Lo que equivale a:

$$\dot{m}_{rec} = 167,6 \text{ kg/h}$$

Las estimaciones realizadas en base a los modelos presentados en el capítulo 1, indican que se esperan valores de flujo másico de alrededor de 90 kg/h, para la restricción con agujero de 4 mm a una presión inicial de almacenamiento de 12,5 bar(g). Cabe destacar que el límite inferior de este instrumento se encuentra alrededor de 3 kg/h, sin embargo, esto ocurre en el tramo final del proceso de descarga, por lo tanto, se considera que la capacidad del modelo de medidor seleccionado es la adecuada.

Tabla 2.8 – Características técnicas del caudalímetro másico Coriolis.

Nombre	Caudalímetro másico Coriolis
Marca	EMERSON
Modelo	CMF025
Tecnología	Coriolis
Rango	0 - 167 kg/h
Exactitud	0,25% de la medición
Presión máxima de trabajo	103,42 bar(g)

Este instrumento dispone de un transmisor, el cual, se encarga de interpretar las señales emitidas por el sensor y enviarlas hacia el registrador de datos en forma de señal de

corriente. El transmisor y sus características se presentan en la figura 2.15 y la tabla 2.9 [53], respectivamente.



Figura 2.15. Transmisor para el sensor de flujo másico. Tomado de [54].

Tabla 2.9. Transmisor para el sensor de flujo másico.

Nombre	Transmisor de flujo másico
Marca	EMERSON
Modelo	1700
Señal de salida	4-20 mA

2.3.2.4. Medición de temperatura ambiental y humedad relativa

La medición de estas variables fue realizada empleando un termohigrómetro cuyas características técnicas se presentan en la tabla 2.10 [55]. Este instrumento (ver figura 2.16) cumple la función de monitorear las características ambientales de los alrededores del tanque de almacenamiento.

Tabla 2.10 – Características técnicas del sensor de temperatura ambiental y humedad relativa.

Nombre	Sensor de temperatura ambiental y humedad relativa (termohigrómetro)
Marca	OMEGA
Modelo	HX94
Tecnología	Capacitor polimérico / RTD de platino
Rango	3 – 95% H.R / 0 – 100°C
Exactitud	2% H.R / 0,6°C



Figura 2.16 – Termohigrómetro. Tomado de [55].

2.3.2.5 Registrador de datos

El registrador de datos es un equipo que permite registrar los datos enviados en forma de señal de 4-20 mA por los sensores instalados en el banco de pruebas. Para el presente trabajo fue seleccionada una frecuencia de muestreo de 0,1 Hz y frecuencia de grabado de 2 Hz. Las características técnicas del registrador de datos [56] y el equipo (registrador) se presentan en la tabla 2.11 y figura 2.17, respectivamente.

Tabla 2.11. Características técnicas del registrador de datos.

Nombre	Registrador de datos
Marca	Yokogawa
Modelo	GP20
Número de módulos	2
Número máximo de variables	20
Tiempo de muestreo mínimo	100 ms
Tiempo de muestreo máximo	5 s

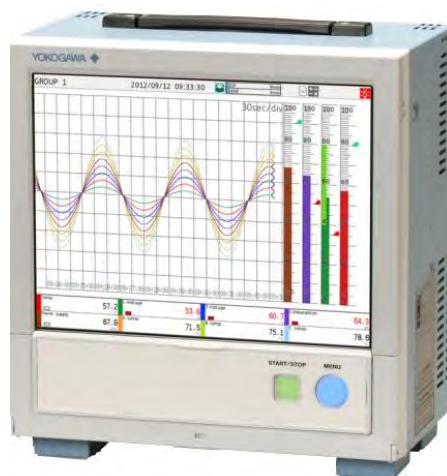


Figura 2.17 – Registrador de datos Yokogawa GP20. Tomado de [56].

2.3.3. Instalación final

Tomando en consideración los equipos, instrumentos, accesorios y conexiones presentados anteriormente, el banco de ensayos para el presente trabajo fue implementado y probado para seguir el procedimiento de ensayos (Sección 2.3.4). La proyección isométrica de la instalación final y la instalación final del banco de ensayos se presentan en las figuras 2.18 y 2.19, respectivamente.

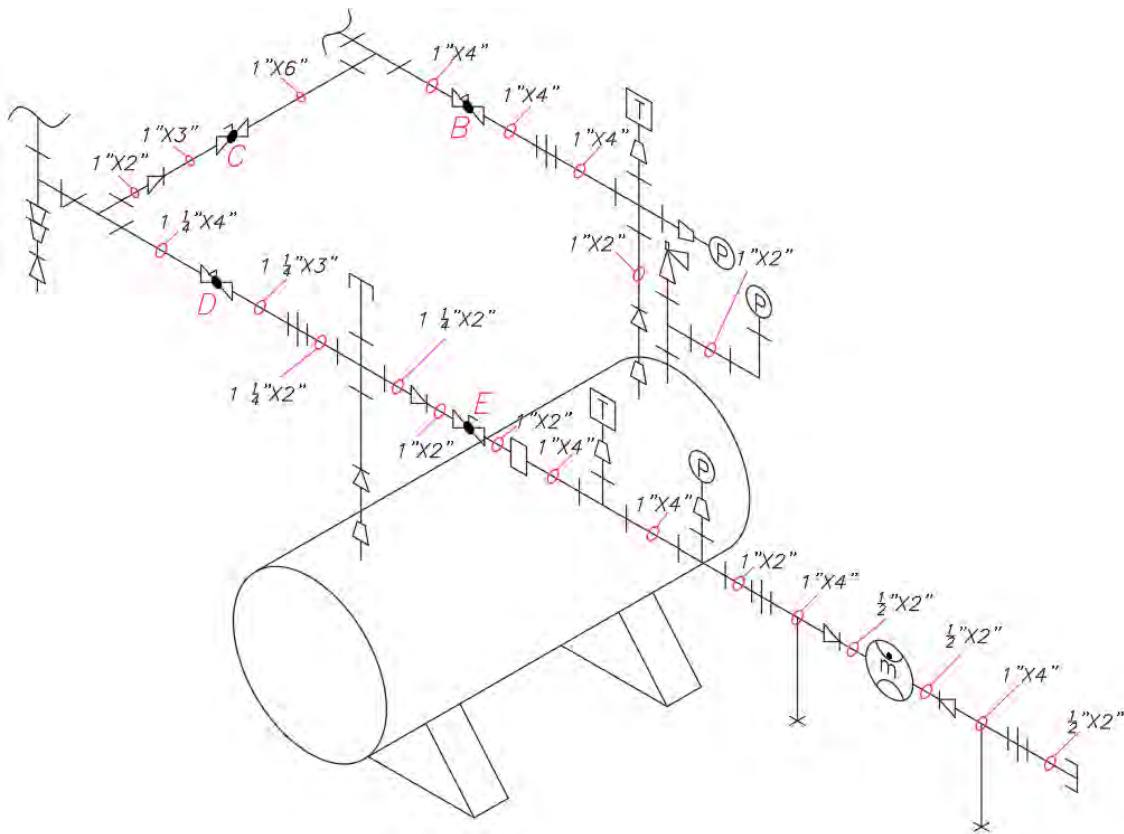


Figura 2.18 – Proyección isométrica de la instalación final.

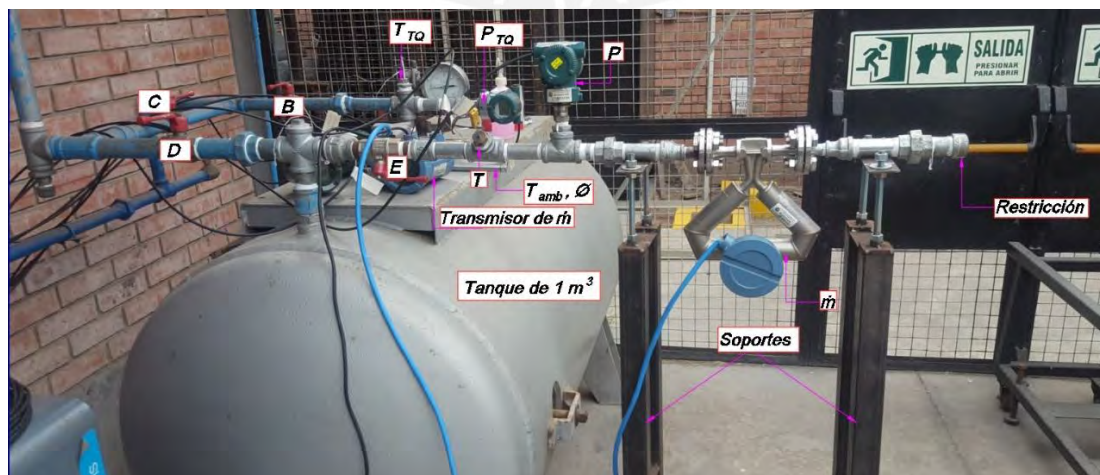


Figura 2.19 – Vista real de la instalación final.

2.3.4. Protocolo de ensayos

El protocolo de ensayos comprende una secuencia de operaciones que se seguirá para obtener las mediciones de las variables de interés del proceso de descarga. El procedimiento a seguir cuenta con los siguientes pasos:

1. Asegurarse de que la válvula A se encuentre en posición abierta.
2. Expulsar el condensado del tanque de almacenamiento de 1 m³ mediante la válvula de purga ubicada en la parte inferior del mismo.
3. Cerrar la válvula de purga del tanque de almacenamiento.
4. Asegurarse que las válvulas D y E se encuentren en posición cerrada.
5. Verificar las conexiones roscadas en busca de posibles fugas o falta de ajuste.
6. Verificar las conexiones eléctricas de los sensores al registrador de datos GP20.
7. Verificar la programación del compresor para que éste se apague al llegar a 11 bar(g).
8. Encender el secador frigorífico.
9. Instalar el tapón hembra (restricción) requerido (Ver tabla 2.12), al final de la línea de pruebas.
10. Iniciar el proceso de carga del tanque de almacenamiento abriendo por completo la válvula B, y manteniéndola abierta hasta llegar a una presión cercana a la deseada según el ensayo (Ver tabla 2.12).
11. Esperar hasta que el valor de la presión del tanque mostrado en el registrador se estabilice, y verificar su valor con el indicado en la tabla 2.12.
12. Si el valor de la presión se encuentra dentro de lo establecido, prepararse para iniciar el ensayo. Caso contrario, realizar las operaciones de carga o descarga del tanque según sea requerido.
13. Iniciar el registrador de datos GP20 en el modo de grabado de datos.
14. Iniciar el proceso de descarga abriendo por completo la válvula E.
15. Supervisar el registro de datos hasta que el tanque se descargue completamente.
16. Cerrar por completo la válvula E.
17. Detener el proceso de grabado de datos del registrador GP20.
18. Repetir los pasos del 9 al 17 para las demás presiones de almacenamiento en el tanque correspondientes a la restricción instalada (ver tabla 2.12).
19. Repetir los pasos del 9 al 18 para cada una de las tres restricciones (tapones hembra) restantes (ver tabla 2.12).

2.3.5. Relación de ensayos

Para elaborar la relación de ensayos, las condiciones de presión inicial se definieron tomando en consideración lo presentado por Glen et al. [25] y, además, se consideraron cuatro diámetros característicos para el orificio de descarga al final de la línea (restricción). Asimismo, el portador de energía es el aire comportándose como gas ideal. Finalmente, el volumen de almacenamiento de aire comprimido es fijo y toma el valor de un metro cúbico. Dado que los ensayos fueron realizados en la ciudad de Lima, se considera una presión atmosférica igual a 1 bar.

Tabla 2.12 – Condiciones de presión inicial en el tanque y diámetro de orificio empleadas para los ensayos a realizar.

Diámetro del orificio (mm)	Presión inicial del aire contenido en el tanque (bar(g))	Temperatura del tanque (°C)	Volumen de almacenamiento (m ³)
1	4	Según ensayo	1
	2		
2	8		
	7		
	4		
	2		
3	8		
	7		
	4		
	2		
4	8		
	7		
	4		
	2		

CAPÍTULO 3

PRESENTACIÓN DE RESULTADOS

En este capítulo, se realiza el análisis de incertidumbres siguiendo los lineamientos propuestos por BIPM [30] con el objetivo de determinar la incertidumbre total expandida asociada a cada variable de interés.

Asimismo, se presentan los resultados de las mediciones realizadas con el banco de ensayos descrito en el capítulo anterior. En esta sección del capítulo, los resultados experimentales se comparan con los estimados por los modelos del capítulo 1, y se realiza el análisis entre ambos, que incluye el análisis de error relativo, el cálculo del RMSE, y el cálculo del error relativo del tiempo total de descarga. Lo anterior, tiene como objetivo determinar cuál de los modelos presentados en el capítulo 1, representa mejor al proceso de descarga de aire comprimido según el protocolo de ensayos.

El capítulo concluye con la estimación del tiempo de descarga nominal, y la potencia nominal de algunos sistemas propuestos. Estos sistemas son presentados en base a una combinación de: (i) presión inicial en el tanque de almacenamiento, (ii) diámetro característico de la restricción de tipo orificio, (iii) volumen del tanque de almacenamiento, y (iv) configuración de tanques en serie o paralelo.

3.1. Datos obtenidos

En esta sección se presentan los datos registrados por el sistema de medición presentado en el capítulo 2 para las siguientes variables y sus respectivos instrumentos de medición (ver tabla 3.1)

Tabla 3.1 – Relación entre variables medidas y el instrumento de medición empleado.

Variable	Instrumento de medición
Temperatura en el interior del tanque	Termopar tipo K + Transmisor YTA110
Presión manométrica en el interior del tanque	Transmisor de presión EJX530A
Flujo másico en la línea de pruebas	Caudalímetro másico Coriolis CMF025M
Temperatura en la línea de pruebas	Termopar tipo K + Transmisor YTA110
Presión manométrica en la línea de pruebas	Transmisor de presión EJX530A
Temperatura ambiental	Termohigrómetro HX94
Humedad relativa	Termohigrómetro HX94

Cada valor mostrado correspondiente a las variables mencionadas anteriormente es la media de una cantidad de mediciones definida por la cantidad de datos. A cada uno de estos valores le corresponde un determinado valor de incertidumbre total expandida.

3.2. Análisis de incertidumbre

En esta sección se desarrolla el análisis de incertidumbre siguiendo los lineamientos propuestos por BIPM [30] con el objetivo de determinar la incertidumbre total expandida asociada a cada variable de interés.

La incertidumbre asociada a una medida experimental se define, según BIPM [30], como el parámetro asociado al resultado de una medición, que caracteriza la dispersión de los valores que podrían ser razonablemente atribuidos al mensurando. Para el presente trabajo, el mensurando se refiere a cualquiera de las variables presentadas en la tabla 3.1.

Según lo propuesto por BIPM [30], las incertidumbres pueden clasificarse en dos tipos: (i) incertidumbres tipo A, e (ii) incertidumbres tipo B. Cabe destacar que, ambos tipos de incertidumbre están basados en distribuciones de probabilidad por lo que, los valores resultantes según cada tipo de evaluación se expresan como varianza o desviación estándar⁶ [30].

3.2.1. Modelo de medición

El modelo de medición define al mensurando $[Y]$ en función a un número definido $[N]$ de magnitudes de entrada $[X_i]$. Por ejemplo, considerando como mesurando al caudal que pasa a través de una placa orificio, las magnitudes de entrada serían: la diferencia de presiones, la densidad del fluido, el área del orificio, y el coeficiente de descarga. La ecuación 3.1 representa, de modo general, la relación entre el mensurando $[Y]$ y las $[N]$ magnitudes de entrada $[X_i]$ [30].

$$Y = f(X_1, X_2, X_3, \dots X_N) \quad (3.1)$$

Sin embargo, el mensurando no puede ser determinado exactamente, sino, se realiza una estimación del mismo, representada por $[y]$. Esta estimación es el resultado de medición, registrado en los instrumentos. De manera similar al mensurando $[Y]$, la

⁶ En algunas literaturas la desviación estándar es conocida como desviación típica.

estimación del mensurando $[y_M]$ es una función de las estimaciones de las $[N]$ magnitudes de entrada $[x_i]$, tal como lo define, de manera general, la ecuación 3.2

$$y_M = f(x_1, x_2, x_3, \dots, x_N) \quad (3.2)$$

Cabe destacar que, para el presente trabajo, todas las variables (estimaciones del mensurando) han sido medidas de manera directa, es decir, son función únicamente del valor registrado por sus respectivos instrumentos de medición. Asimismo, la incertidumbre de la estimación del mensurando depende de la incertidumbre de las estimaciones de las variables de entrada.

3.2.2. Incertidumbre tipo A

La incertidumbre tipo A se determina a partir de una serie de observaciones repetidas empleando métodos estadísticos que implican el cálculo de la media y la desviación estándar de una muestra.

3.2.3. Incertidumbre tipo B

La incertidumbre tipo B se determina en base a la información disponible acerca de la variabilidad de la magnitud de entrada $[X_i]$, esta información puede considerarse las siguientes fuentes [30]:

- resultados mediciones anteriores;
- experiencia o conocimientos generales sobre el comportamiento y las propiedades de los materiales e instrumentos utilizados;
- especificaciones del fabricante;
- certificados de calibración u otros tipos de certificados;
- valores de referencia procedentes de libros, manuales o publicaciones.

Para el presente trabajo y en base a lo propuesto por BIPM, solo se considera un análisis mediante incertidumbre tipo B, debido a que, el análisis mediante incertidumbre tipo B puede ser tan fiable como el análisis mediante incertidumbre tipo A, y además, no se dispone de observaciones repetidas e independientes que permitan el uso de este último tipo de análisis.

Para la determinación de la incertidumbre tipo B asociada a los instrumentos de medición empleados en este trabajo, se considera la exactitud $[E]$ de los mismos, establecida en las respectivas especificaciones de los fabricantes. Para este tipo de

incertidumbre, asociada a la exactitud $[E]$, se considera una distribución de probabilidad rectangular y se determina, de manera general, según la ecuación 3.3

$$u_e(x_i) = \frac{E}{\sqrt{3}} \quad (3.2)$$

donde:

$u_e(x_i)$: incertidumbre estándar por exactitud asociada a la estimación de una magnitud de entrada;

E : exactitud del instrumento establecida según las especificaciones del fabricante.

3.2.4. Incertidumbre estándar combinada

La incertidumbre combinada representa el efecto de todas las incertidumbres (tipo A y tipo B) de las estimaciones de las magnitudes de entrada $[x_i]$, sobre la estimación de la magnitud de salida $[y]$. Cabe destacar que, la contribución a la incertidumbre combinada $[u(y)]$, producida por cada estimación de una magnitud de entrada $[x_i]$, es diferente. Por ello, se aplica un coeficiente de sensibilidad. La incertidumbre combinada, de manera general, se define según la ecuación 3.3:

$$u^2(y) = \sum_{i=1}^N \left(\frac{\partial y}{\partial x_i} \right) u^2(x_i) \quad (3.3)$$

donde:

$u(y)$: incertidumbre combinada para la estimación de la magnitud de salida;

$u(x_i)$: incertidumbre para la estimación de la magnitud de entrada $[x_i]$;

$\left(\frac{\partial y}{\partial x_i} \right)$: derivadas parciales que representan el coeficiente de sensibilidad de la estimación de la magnitud de salida $[y]$ con respecto a la magnitud de entrada $[x_i]$;

N : número de magnitudes de entrada.

3.2.5. Incertidumbre expandida

La incertidumbre expandida $[U]$ se define, según BIPM [30], en base al requerimiento de dar un valor de incertidumbre que, junto al resultado de medida, establezca un intervalo que abarque una fracción importante de la distribución de valores, que podrían

ser razonablemente atribuidos al mensurando $[Y]$. Para determinar la incertidumbre expandida $[U]$, se requiere multiplicar a la incertidumbre combinada $[u(y)]$ por un factor de cobertura $[K]$, lo anterior, se define en la ecuación 3.4

$$U = u(y) * K \quad (3.4)$$

donde:

U : incertidumbre expandida para la estimación de la magnitud de salida $[y]$.

3.2.6 Factor de cobertura

El factor de cobertura $[K]$ depende del nivel de confianza seleccionado y el número efectivo de grados de libertad $[v_{eff}]$. La correspondencia entre el factor de cobertura $[K]$, y el número efectivo de grados de libertad $[v_{eff}]$ para un nivel de confianza igual a 95,45%, se establece en la tabla 3.2 [30].

Tabla 3.2 – Factor de cobertura en función al número efectivo de grados de libertad para un nivel de confianza igual a 95,45% de la distribución t-Student. Adaptado de BIPM [30].

v_{eff}	1	5	10	15	20	30	40	50	100	∞
K	13,97	2,65	2,28	2,18	2,13	2,09	2,06	2,05	2,025	2,000

3.2.7. Número de grados de libertad

El número de grados de libertad $[v]$ representa al número de observaciones independientes en un grupo de datos. Este número, define la forma particular que toma la distribución de probabilidad t-Student. Para el caso de incertidumbres tipo A, será igual al número de observaciones menos uno. En cambio, para el caso de incertidumbres tipo B depende del tipo de distribución de probabilidad considerada. Como se mencionó anteriormente, se considerará como fuente de este tipo de incertidumbre, a la exactitud establecida en las especificaciones del fabricante, de modo que, se tiene una distribución de probabilidad rectangular. Este tipo de distribución presenta, teóricamente, un número infinito $[\infty]$ de grados de libertad.

3.2.8. Número efectivo de grados de libertad

El número efectivo de grados de libertad [v_{eff}] permite aproximarse a la distribución de la variable $\left[\frac{y-Y}{u(y)}\right]$, por medio de una distribución t-Student. Este número, se determina según la ecuación de Welch-Satterthwaite, presentada en la ecuación 3.5:

$$v_{eff} = \frac{u^4(y)}{\sum_1^N \left(\frac{\left(\frac{\partial y}{\partial x_i}\right) u^2(x_i)}{v_i} \right)} \quad (3.5)$$

donde:

v_i : número de grados de libertad de la magnitud de entrada [x_i] asociados a la incertidumbre.

3.2.9. Cálculo de las incertidumbres asociadas a las variables del proceso de descarga

En esta sección, se determinarán las incertidumbres asociadas a cada variable del proceso de descarga, para ello, se emplearán las expresiones presentadas anteriormente.

3.2.9.1. Temperatura en el interior del tanque

El modelo de medición para la temperatura en el interior del tanque se presenta en la ecuación 3.6:

$$T_{est} = v_{T.TT} \quad (3.6)$$

donde:

T_{est} : estimación de la temperatura en el interior del tanque, en °C;

$v_{T.TT}$: valor de temperatura registrado por el transmisor de temperatura, en °C.

Para determinar la incertidumbre asociada a la temperatura en el interior del tanque se empleará la ecuación 3.2. Cabe destacar que, el valor de temperatura enviado por el transmisor de temperatura [$v_{T.TT}$], contiene la incertidumbre asociada al transmisor y al

termopar tipo K (sensor). Para estos instrumentos se consideran las exactitudes establecidas por la literatura, presentadas en las tablas 2.6 y 2.7 [49], y se evalúa como incertidumbre tipo B.

$$E_{ST} = 2,2 \text{ } ^\circ\text{C} ; \forall T \quad (3.7)$$

$$E_{TT} = 0,1\% * (50^\circ\text{C}) = 0,05 \text{ } ^\circ\text{C}; \forall T \quad (3.8)$$

donde:

E_{ST} : exactitud del termopar tipo K, en $^\circ\text{C}$;

E_{TT} : exactitud asociada al transmisor de temperatura, en $^\circ\text{C}$.

En base a ello, se obtienen los siguientes valores de incertidumbres asociadas a la exactitud del sensor de temperatura [$u_{E.ST}(v_{T.TT})$], y del transmisor de temperatura [$u_{E.TT}(v_{T.TT})$]:

$$u_{E.ST}(v_{T.TT}) = \frac{2,2}{\sqrt{3}} = 1,27 \text{ } ^\circ\text{C}$$

$$u_{E.TT}(v_{T.TT}) = \frac{0,05}{\sqrt{3}} = 0,029 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Según la ecuación 3.3, se obtiene la incertidumbre combinada del transmisor de temperatura y el sensor de temperatura. Además, se obtiene la incertidumbre expandida mediante la ecuación 3.4:

$$u^2(T) = (1)(u_{E.ST}(v_{T.TT}))^2 + (1)(u_{E.TT}(v_{T.TT}))^2$$

$$u^2(T) = 1,614 \text{ } ^\circ\text{C}^2$$

$$u(T) = 1,27 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Ahora, se obtiene el número efectivo de grados de libertad [v_{eff}] en base a la ecuación 3.5, considerando un número de grados libertad [v_i] igual a infinito, obteniéndose que:

$$v_{eff} = \infty$$

Con este valor, y considerando un nivel igual a 95,45% de la distribución t-Student se obtiene el factor de cobertura [K] según la tabla 3.2:

$$K = 2$$

Finalmente, se procede a calcular la incertidumbre expandida asociada a la temperatura en el interior del tanque, según la ecuación 3.4:

$$U(T) = u(T) * K$$

$$U(T) = 1,27 * 2 = 2,54 \text{ } ^\circ\text{C}$$

3.2.9.2 Presión manométrica en el interior del tanque

El modelo de medición para la presión manométrica en el interior del tanque se presenta en la ecuación 3.9:

$$P_{est} = v_{P.SP} \quad (3.9)$$

donde:

P_{est} : estimación de la presión manométrica en el interior del tanque, en bar;

$v_{T.SP}$: valor de presión medido por el sensor de presión, en $^\circ\text{C}$.

Para determinar la incertidumbre asociada a la presión en el interior del tanque se empleará la ecuación 3.2, cabe destacar que, el valor de presión medido por el sensor de presión [$v_{P.SP}$], contiene la incertidumbre asociada a este sensor. Para este sensor se considera la exactitud establecida por el fabricante [47], y se evalúa como incertidumbre tipo B tomando en cuenta lo presentado en la tabla 2.5.

$$E_{SP} = 0,04\% * FS_{SP} \quad (3.10)$$

donde:

E_{SP} : exactitud del sensor de presión, en bar;

FS_{SP} : escala completa del sensor de presión, adimensional.

Por lo tanto, se obtiene que la exactitud del sensor de presión [E_{SP}] es la siguiente:

$$E_{SP} = 0,04\% * 20 = 0,008 \text{ bar}$$

En base a lo anterior, se obtiene el siguiente valor de incertidumbre asociada a la exactitud del sensor de presión [$u_{E.SP}(v_{P.SP})$]:

$$u_{E.SP}(v_{P.SP}) = \frac{0,008}{\sqrt{3}} = 0,0046 \text{ bar}$$

Según la ecuación 3.3, se obtiene la incertidumbre combinada del sensor de presión. Además, se obtiene la incertidumbre expandida mediante la ecuación 3.4:

$$u^2(P) = (1)(u_{E.SP}(v_{P.SP}))^2$$

$$u^2(P) = 0,000021 \text{ bar}^2$$

$$u(P) = 0,0046 \text{ bar}$$

Ahora, se obtiene el número efectivo de grados de libertad $[v_{eff}]$ en base a la ecuación 3.5, considerando un número de grados libertad $[v_i]$ igual a infinito, obteniéndose que:

$$v_{eff} = \infty$$

Con este valor, y considerando un nivel igual a 95,45% de la distribución t-Student, se obtiene el factor de cobertura $[K]$ según la tabla 3.2:

$$K = 2$$

Finalmente, se procede a calcular la incertidumbre expandida asociada a la presión en el interior del tanque, según la ecuación 3.4:

$$U(P) = u(P) * K$$

$$U(P) = 0,0046 * 2 = 0,0092 \text{ bar}$$

3.2.9.3. Flujo másico en la línea de pruebas

El modelo de medición para el flujo másico en la línea de pruebas se presenta en la ecuación 3.11:

$$\dot{m}_{est} = v_{M.SM} \quad (3.11)$$

donde:

\dot{m}_{est} : estimación del flujo másico en la línea de pruebas, en kg/h;

$v_{M.SM}$: valor de flujo másico medido por el sensor de flujo másico, en kg/h.

Para determinar la incertidumbre asociada al flujo másico en la línea de pruebas se empleará la ecuación 3.2. Cabe destacar que, el valor de presión medido por el sensor de flujo másico $[v_{M.SM}]$, contiene la incertidumbre asociada a este sensor. Para este sensor se considera la exactitud establecida por el fabricante [52] , y se evalúa como incertidumbre tipo B tomando en cuenta lo presentado en la tabla 2.8. A diferencia de la información presentada por otros fabricantes, Emerson [52], establece la exactitud en función de la medición, tal como se muestra a continuación:

$$E_{SM} = 0,25\% * \dot{m}_i ; \forall T \quad (3.12)$$

donde:

E_{SM} : exactitud del sensor de flujo másico, en kg/h;

\dot{m}_i : flujo másico medido por el sensor para un instante determinado, en kg/h.

Considerando que para un instante determinado el flujo másico medido por el sensor es igual a 12,307 kg/h, se obtiene que la exactitud del sensor de flujo másico [E_{SM}] es la siguiente:

$$E_{SM} = 0,25\% * 12,307 = 0,031 \text{ kg/h}$$

En base a lo anterior, se obtiene el siguiente valor de incertidumbre asociada a la exactitud del sensor de flujo másico [$u_{E.SM}$]:

$$u_{E.SM}(v_{M.SM}) = \frac{0,031}{\sqrt{3}} = 0,018 \text{ kg/h}$$

Según la ecuación 3.3, se obtiene la incertidumbre combinada del sensor de flujo másico. Además, se obtiene la incertidumbre expandida mediante la ecuación 3.4:

$$u^2(\dot{m}) = (1)(u_{E.SM}(v_{M.SM}))^2$$

$$u^2(\dot{m}) = 0,0003 \text{ kg}^2/\text{h}^2$$

$$u(\dot{m}) = 0,018 \text{ kg/h}$$

Ahora, se obtiene el número efectivo de grados de libertad [v_{eff}] en base a la ecuación 3.5, considerando un número de grados libertad [v_i] igual a infinito, obteniéndose que:

$$v_{eff} = \infty$$

Con este valor, y considerando un nivel igual a 95,45% de la distribución t-Student se obtiene el factor de cobertura [K] según la tabla 3.2:

$$K = 2$$

Finalmente, se procede a calcular la incertidumbre expandida asociada al flujo másico en la línea de pruebas, según la ecuación 3.4:

$$U(\dot{m}) = u(\dot{m}) * K$$

$$U(\dot{m}) = 0,018 * 2 = 0,036 \text{ kg/h}$$

3.2.9.4. Temperatura en la línea de pruebas

El modelo de medición para la temperatura en la línea de pruebas se presenta en la ecuación 3.13:

$$T_{LP} = v_{T_{LP}.TT} \quad (3.13)$$

donde:

T_{LP} : estimación de la temperatura en la línea de pruebas, en °C;

$v_{T_{LP}.TT}$: valor de temperatura medido por el transmisor de temperatura asociado al sensor en la línea de pruebas, en °C.

Para determinar la incertidumbre asociada a la temperatura en la línea de pruebas, se empleará la ecuación 3.2. Cabe destacar que, el valor de temperatura medido por el transmisor de temperatura [$v_{T_{LP}.TT}$], contiene la incertidumbre asociada al transmisor y al termopar tipo K (sensor). Para estos instrumentos se considera la exactitud, y se evalúa como incertidumbre tipo B, tomando en cuenta lo presentado en la tabla 2.6.

$$E_{STLP} = 2,2 \text{ °C} ; \forall T \quad (3.14)$$

$$E_{TTLP} = 0,1\% * (50 \text{ °C}) = 0,05 \text{ °C} ; \forall T \quad (3.15)$$

donde:

E_{STLP} : exactitud del termopar tipo K en la línea de pruebas, en °C;

E_{TTLP} : exactitud asociada al transmisor de temperatura en la línea de pruebas, en °C.

En base a ello, se obtienen los siguientes valores de incertidumbres asociadas a la exactitud:

$$u_{E.STLP}(v_{T_{LP}.TT}) = \frac{2,2}{\sqrt{3}} = 1,27 \text{ °C}$$

$$u_{E.TTLP}(v_{T_{LP}.TT}) = \frac{0,05}{\sqrt{3}} = 0,029 \text{ °C}$$

Según la ecuación 3.3, se obtiene la incertidumbre combinada del transmisor de temperatura y el sensor de temperatura. Además, se obtiene la incertidumbre expandida mediante la ecuación 3.4:

$$u^2(T_{LP}) = (1) \left(u_{E.ST_{LP}}(v_{T_{LP}.TT}) \right)^2 + (1) \left(u_{E.TT_{LP}}(v_{T_{LP}.TT}) \right)^2$$

$$u^2(T_{LP}) = 1,614 \text{ (}^\circ\text{C)}^2$$

$$u(T_{LP}) = 1,270 \text{ }^\circ\text{C}$$

Ahora, se obtiene el número efectivo de grados de libertad $[v_{eff}]$ en base a la ecuación 3.5, considerando un número de grados libertad $[v_i]$ igual a infinito, obteniéndose lo siguiente:

$$v_{eff} = \infty$$

Con este valor, y considerando un nivel igual a 95,45% de la distribución t-Student se obtiene el factor de cobertura $[K]$ según la tabla 3.2:

$$K = 2$$

Finalmente, se procede a calcular la incertidumbre expandida asociada a la temperatura en la línea de pruebas, según la ecuación 3.4:

$$U(T_{LP}) = u(T_{LP}) * K$$

$$U(T_{LP}) = 1,270 * 2 = 2,54 \text{ }^\circ\text{C}$$

3.2.9.5. Presión manométrica en la línea de pruebas

El modelo de medición para la presión manométrica en la línea de pruebas, se presenta en la ecuación 3.16:

$$P_{LP} = v_{P_{LP}.SP} \tag{3.16}$$

donde:

P_{LP} : estimación de la presión en la línea de pruebas, en bar;

$v_{P_{LP}.SP}$: valor de presión medido por el sensor de presión en la línea de pruebas, en bar.

Para determinar la incertidumbre asociada a la presión en la línea de pruebas se empleará la ecuación 3.2. Cabe destacar que, el valor de temperatura medido por el sensor de presión $[v_{P_{LP}.SP}]$, contiene la incertidumbre asociada a este sensor. Para este

instrumento se considera la exactitud, y se evalúa como incertidumbre tipo B, tomando en cuenta lo presentado en la tabla 2.5.

$$E_{SP_{LP}} = 0,4\% * FS_{LP} ; \forall P_{LP} \quad (3.17)$$

donde:

$E_{SP_{LP}}$: exactitud del sensor de presión de la línea de pruebas, en bar;

FS_{LP} : escala completa del sensor de presión de la línea de pruebas, adimensional.

Por lo tanto, se obtiene que la exactitud del sensor de presión de la línea de pruebas [$E_{SP_{LP}}$] es:

$$E_{SP_{LP}} = 0,04\% * 20 = 0,008 \text{ bar}$$

En base a lo anterior, se obtiene el siguiente valor de incertidumbre asociada a la exactitud del sensor de presión [$u_{E.SP_{LP}}(v_{P_{LP.SP}})$]:

$$u_{E.SP_{LP}}(v_{P_{LP.SP}}) = \frac{0,008}{\sqrt{3}} = 0,0046 \text{ bar}$$

Según la ecuación 3.3, se obtiene la incertidumbre combinada del sensor de presión. Además, se obtiene la incertidumbre expandida mediante la ecuación 3.4:

$$u^2(P_{LP}) = (1) \left(u_{E.SP_{LP}}(v_{P_{LP.SP}}) \right)^2$$

$$u^2(P_{LP}) = 0,000021 \text{ bar}^2$$

$$u(P_{LP}) = 0,0046 \text{ bar}$$

Ahora, se obtiene el número efectivo de grados de libertad [v_{eff}] en base a la ecuación 3.5, considerando un número de grados libertad [v_i] igual a infinito, obteniéndose lo siguiente:

$$v_{eff} = \infty$$

Con este valor, y considerando un nivel igual a 95,45% de la distribución t-Student se obtiene el factor de cobertura [K] según la tabla 3.2:

$$K = 2$$

Finalmente, se procede a calcular la incertidumbre expandida asociada a la presión en la línea de pruebas, según la ecuación 3.4:

$$U(P_{LP}) = u(P_{LP}) * K$$

$$U(P_{LP}) = 0,0046 * 2 = 0,0092 \text{ bar}$$

3.2.9.6. Temperatura ambiental

El modelo de medición para la temperatura ambiental se presenta en la ecuación 3.18:

$$T_{amb} = v_{T_{amb}.ST} \quad (3.18)$$

donde:

T_{amb} : estimación de la temperatura ambiental, en °C;

$v_{T_{amb}.ST}$: valor de temperatura ambiental medido por el sensor de temperatura, en °C.

Para determinar la incertidumbre asociada a la temperatura ambiental se empleará la ecuación 3.2. Cabe destacar que, el valor de temperatura ambiental medido por el transmisor de temperatura [$v_{T_{amb}.ST}$], contiene la incertidumbre asociada al este sensor. Para estos instrumentos, se considera la exactitud, y se evalúa como incertidumbre tipo B, tomando en cuenta lo presentado en la tabla 2.10. Omega [55], establece la exactitud como se muestra a continuación:

$$E_{ST_{amb}} = 0,6 \text{ °C} ; \forall T_{amb} \quad (3.19)$$

donde:

$E_{ST_{amb}}$: exactitud del sensor de temperatura ambiental, en °C;

En base a ello, se obtienen los siguientes valores de incertidumbres asociadas a la exactitud:

$$u_{E.ST_{amb}}(v_{T_{amb}.ST}) = \frac{0,6}{\sqrt{3}} = 0,346 \text{ °C}$$

Según la ecuación 3.3, se obtiene la incertidumbre combinada del transmisor de temperatura y el sensor de temperatura. Además, se obtiene la incertidumbre expandida mediante la ecuación 3.4:

$$u^2(T_{amb}) = (1) \left(u_{E.ST_{amb}}(v_{T_{amb}.ST}) \right)^2$$

$$u^2(T_{amb}) = 0,120 \text{ (°C)}^2$$

$$u(T_{amb}) = 0,346 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Ahora, se obtiene el número efectivo de grados de libertad $[v_{eff}]$ en base a la ecuación 3.5, considerando un número de grados libertad $[v_i]$ igual a infinito, obteniéndose lo siguiente:

$$v_{eff} = \infty$$

Con este valor, y considerando un nivel igual a 95,45% de la distribución t-Student se obtiene el factor de cobertura $[K]$ según la tabla 3.2:

$$K = 2$$

Finalmente, se procede a calcular la incertidumbre expandida asociada a la temperatura ambiental, según la ecuación 3.4:

$$U(T_{amb}) = u(T_{amb}) * K$$
$$U(T_{amb}) = 0,346 * 2 = 0,692 \text{ } ^\circ\text{C}$$

3.2.9.7. Humedad relativa ambiental

El modelo de medición para la humedad relativa ambiental se presenta en la ecuación 3.20:

$$HR_{amb} = v_{HR_{amb}.SHR} \quad (3.20)$$

donde:

HR : estimación de la humedad relativa ambiental, en %;

$v_{HR_{amb}.SHR}$: valor de humedad relativa ambiental medido por el sensor de humedad relativa, en %.

Para determinar la incertidumbre asociada a la humedad relativa ambiental se empleará la ecuación 3.2. Cabe destacar que, el valor de temperatura medido por el sensor de humedad relativa ambiental $[v_{HR_{amb}.SHR}]$ contiene la incertidumbre asociada a este sensor. Para estos instrumentos, se considera la exactitud, y se evalúa como incertidumbre tipo B, tomando en cuenta lo presentado en la tabla 2.10. Omega [55], establece la exactitud como se muestra a continuación:

$$E_{SHR} = 2\% HR \quad (3.21)$$

donde:

E_{SHR} : exactitud del sensor de humedad relativa ambiental, en %;

En base a lo anterior, se obtiene el siguiente valor de incertidumbre asociada a la exactitud del sensor de humedad relativa ambiental [$u_{E.SHR}(v_{HR_{amb.SHR}})$]

$$u_{E.SHR}(v_{HR_{amb.SHR}}) = \frac{2\%}{\sqrt{3}} = 1,155 \%HR$$

Según la ecuación 3.3, se obtiene la incertidumbre combinada del sensor de humedad relativa ambiental. Además, se obtiene la incertidumbre expandida mediante la ecuación 3.4:

$$u^2(HR_{amb}) = (1) \left(u_{E.SHR}(v_{HR_{amb.SHR}}) \right)^2$$

$$u^2(HR_{amb}) = 1,334$$

$$u(HR_{amb}) = 1,155 \%HR$$

Ahora, se obtiene el número efectivo de grados de libertad [v_{eff}] en base a la ecuación 3.5, considerando un número de grados libertad [v_i] igual a infinito, obteniéndose lo siguiente:

$$v_{eff} = \infty$$

Con este valor, y considerando un nivel igual a 95,45% de la distribución t-Student se obtiene el factor de cobertura [K] según la tabla 3.2:

$$K = 2$$

Finalmente, se procede a calcular la incertidumbre expandida asociada a la humedad relativa ambiental, según la ecuación 3.4:

$$U(HR_{amb}) = u(HR_{amb}) * K$$

$$U(HR_{amb}) = 1,155\% * 2 = 2,31 \%HR$$

3.3. Determinación del modelo matemático representativo

En esta sección se realiza la determinación del modelo matemático representativo, evaluando la capacidad de cada modelo presentado en el capítulo 1 para predecir las siguientes variables en función del tiempo: presión absoluta en el tanque, temperatura en el tanque, y flujo másico. Además, se toma en consideración la capacidad de cada modelo para predecir el tiempo total de descarga. Para realizar esta evaluación, se emplean las curvas de error relativo, la raíz del error cuadrático medio o root-mean-square error, (siglas en inglés RMSE), y el error relativo del tiempo total de descarga.

La evaluación toma como prioridad, la condición de 4 mm y 8 bar(g), debido a que, esta condición permitiría alcanzar mayores tiempos totales de descarga, flujos másicos y potencia. Asimismo, se toman como prioridad a las variables: presión en el tanque y tiempo total de descarga. La primera, dado que, determina el final de cada proceso, porque el flujo másico se encuentra en función de ella, y porque para los modelos con ($n=k$), la temperatura también depende de ella. La segunda, dado que, está estrechamente relacionada al tiempo total de descarga nominal. Cabe destacar que, en la sección de anexos se encuentra un análisis con mayor profundidad para las demás condiciones de la tabla 2.12. Las curvas experimentales incluirán las barras de incertidumbre, las cuales, serán calculadas para cada medición según la metodología presentada en la sección 3.2. Cabe destacar que, los comentarios acerca de la rapidez con la que se descarga el tanque, las tendencias de los procesos hacia procesos isoentrópicos o isotérmicos, están basados en las observaciones realizadas en los trabajos de Glen et al. [25], y Dutton et al. [26].

Para determinar la diferencia entre el valor esperado, es decir, el valor proveniente de los datos experimentales, y el valor estimado por el modelo, se empleará el concepto de error relativo. El error relativo será calculado mediante la ecuación 3.22

$$\delta = \left| \frac{v_{exp} - v_{mod}}{v_{exp}} \right| * 100\% \quad (3.22)$$

donde:

δ : porcentaje de error relativo;

v_{exp} : valor obtenido experimentalmente;

v_{mod} : valor obtenido mediante el modelo matemático.

La raíz del error cuadrático medio (RMSE) se calcula según la expresión presentada por Xuan et al. [56], presentada en la ecuación 3.23

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N_e} \sum_{i=1}^{N_e} (v_{exp} - v_{mod})^2} \quad (3.23)$$

donde:

$RMSE$: raíz del error cuadrático medio;

N_e : número de puntos experimentales u observaciones, adimensional;

v_{exp} : valor obtenido experimentalmente;

v_{mod} : valor obtenido mediante el modelo matemático.

La ecuación 3.23 se emplea para evaluar cuantitativamente la capacidad de cada modelo de predecir las variables del proceso de descarga: presión absoluta en el tanque, temperatura en el tanque, y flujo másico, considerando todo el proceso. Se considera que un menor valor de RMSE indica un mayor grado de concordancia entre el proceso estimado por el modelo y los datos experimentales.

El concepto de error relativo del tiempo total de descarga, permite evaluar la capacidad de los modelos para predecir el tiempo de duración total de cada proceso de descarga. Este valor es de especial importancia, debido a que, si un modelo predice un tiempo total de descarga mucho menor al obtenido experimentalmente, se estaría perdiendo información acerca del proceso de descarga. El error relativo del tiempo total de descarga se calcula mediante la ecuación 3.24, presentada a continuación:

$$\delta_t = \left| \frac{t_{exp} - t_{mod}}{t_{exp}} \right| * 100\% \quad (3.24)$$

donde:

δ_t : porcentaje de error relativo del tiempo total de descarga;

t_{exp} : valor del tiempo total de descarga obtenido experimentalmente, en s;

t_{mod} : valor del tiempo total de descarga obtenido mediante el modelo matemático, en s.

La figura 3.1 muestra las variables del proceso de descarga de aire comprimido y las curvas de error relativo, por otro lado, la tabla 3.3 contiene el análisis para la condición seleccionada. Además, las incertidumbres expandidas son iguales a $\pm 0,92$ kPa, $\pm 2,54$ °C, $\pm 0,215$ kg/h y $0,692$ °C para las variables presión absoluta en el tanque, temperatura en el tanque, flujo másico y, temperatura ambiental, respectivamente. Cabe destacar que, para las variables presión absoluta en el tanque y flujo másico, los extremos de las barras de incertidumbre están contenidos dentro del símbolo respectivo.

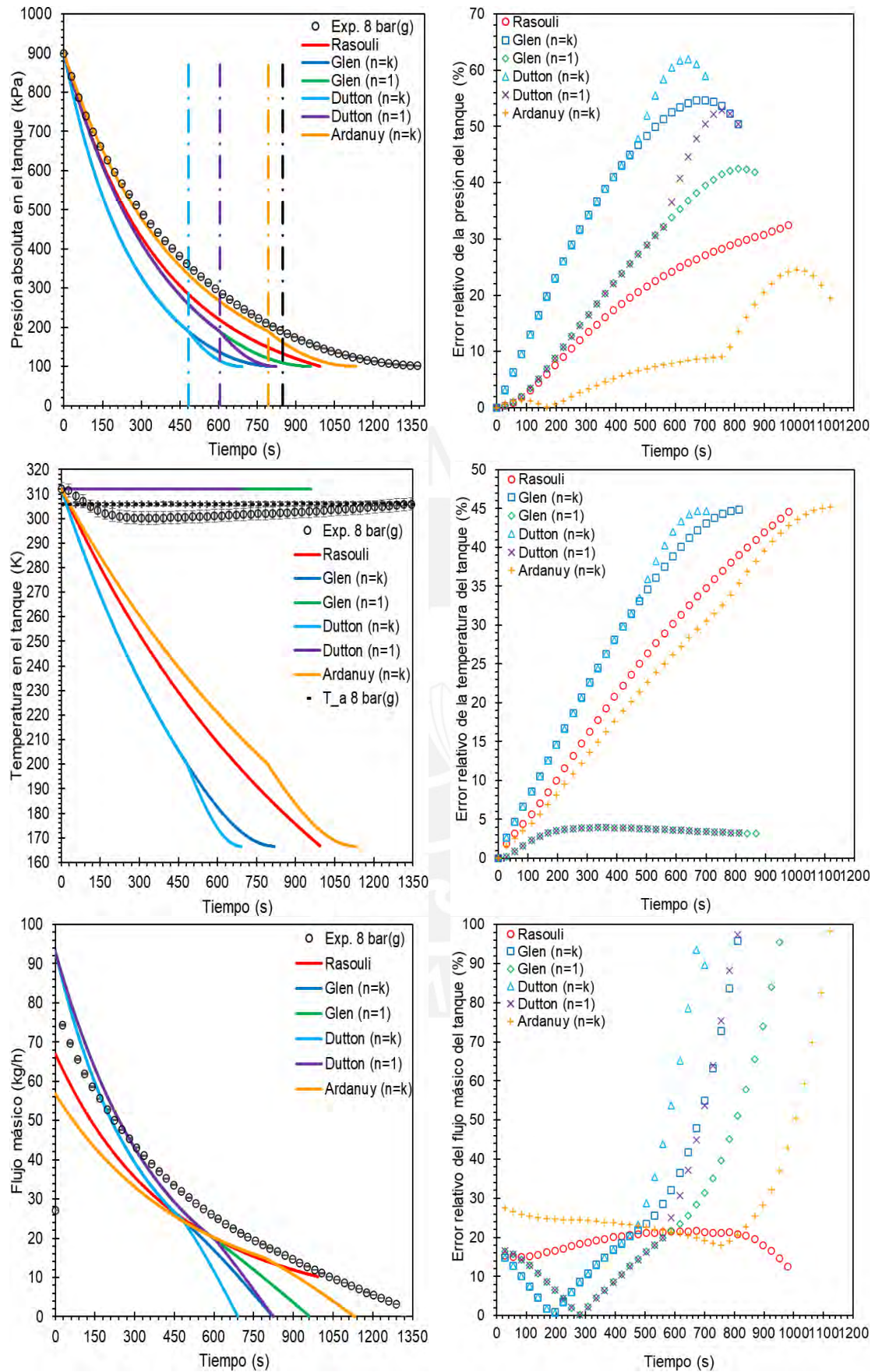


Figura 3.1 – Comparación entre los datos experimentales y los estimados por los modelos, y curvas de error relativo para 4 mm y 8 bar(g).

Tabla 3.3 – Análisis de la figura 3.1, RMSE y, tiempo total de descarga.

M N	Presión absoluta en el tanque	Temperatura en el tanque	Flujo másico de descarga	Tiempo total de descarga
Rasouli	Durante los primeros 260 segundos existe una concordancia con los datos experimentales, caracterizada por un error relativo menor a 10%. Luego, el error aumenta hasta alcanzar un valor máximo de 33%. El modelo presenta el segundo menor RMSE, con un valor igual a 58,61 kPa.	Dado que el modelo considera todo el proceso de descarga como isoentrópico, la temperatura estimada por este, presenta una disminución constante hasta finalizar el proceso de descarga, esta tendencia, genera que se alcance un error relativo máximo de 44,5% en el final del proceso de descarga. El modelo presenta el tercer menor RMSE, con un valor igual a 84 K.	Inicialmente, el flujo másico estimado es menor al experimental, con un error relativo de 15%. Se observa concordancia entre el modelo y los datos experimentales, caracterizada por errores relativos máximos de 22%. El modelo presenta un RMSE de 6,79 kg/h.	Estima un tiempo total de descarga menor al experimental con un error relativo igual a 27,55%.
Glen (n=k)	Durante los primeros 80 segundos existe una concordancia con los datos experimentales, caracterizada por un error relativo menor a 10%. Luego, aumenta hasta alcanzar un valor máximo de 55%, dado que, el modelo estima que el proceso de descarga ocurre más rápido que otros modelos. El modelo presenta el quinto menor RMSE, con un valor igual a 139,05 kPa.	Dado que el modelo considera todo el proceso de descarga como isoentrópico, presenta los mayores errores relativos para esta variable. Además, debido a la manera en la que estima la disminución de presión en el tanque y la rapidez del proceso de descarga, la temperatura desciende con mayor rapidez que otros modelos. El modelo presenta el tercer menor RMSE, con un valor igual a 91,27 K.	Inicialmente, el modelo estima un flujo másico mayor que el experimental, con un error relativo de 15%. La curva del modelo cruza a la experimental debido a que el proceso de descarga predicho por el modelo es más rápido que el experimental, por lo tanto, el flujo másico disminuye conforme lo hace la presión, El modelo presenta un RMSE de 8,53. kg/h.	Estima un tiempo total de descarga menor al experimental con un error relativo igual a 40,23%
Glen (n=1)	Durante los primeros 200 segundos existe una concordancia con los datos experimentales, caracterizada por un error relativo menor a 10%. Este periodo, es mayor al de Glen (n=k), debido a que el proceso isotérmico tiende a ser más lento que el isoentrópico. Luego, el proceso estimado por el modelo continúa adelantando al experimental y se alcanza un error relativo de 42,5%. El modelo presenta el tercer menor RMSE, con un valor igual a 80,11 kPa.	Dado que el modelo considera proceso isotérmico, predice que la temperatura se mantiene constante, y por lo tanto, presenta errores relativos menores a 5% para esta variable. El error máximo ocurre a los 340 s, cuando la temperatura del tanque alcanza 300 K, dado que, en el proceso experimental ocurre transferencia de calor, sin embargo, no es suficiente para mantener el proceso a temperatura constante. Luego, la temperatura aumenta hacia la ambiental. El modelo presenta el mejor RMSE con un valor de 10,05 K.	Inicialmente, el modelo estima un flujo másico mayor que el experimental, con un error relativo de 15%. De manera similar al modelo de Glen (n=k), la curva del modelo cruza a la experimental, con la particularidad en un tiempo posterior. Esto se debe a que el proceso isotérmico tiende a ser más lento. El modelo presenta un RMSE de 6,48 kg/h.	Estima un tiempo total de descarga menor al experimental con un error relativo igual a 30,03%

M /V	Presión absoluta en el tanque	Temperatura en el tanque	Flujo másico de descarga	Tiempo total de descarga
Dutton (n=k)	Durante los primeros 80 segundos existe una concordancia con los datos experimentales, caracterizada por un error relativo menor a 10%. Luego, el error aumenta hasta alcanzar un valor máximo de 62%. Dado que el modelo estima que el proceso de descarga ocurre más rápido que otros modelos, la presión también disminuye más rápido, lo que se refleja en mayores errores relativos. El modelo presenta el quinto mayor RMSE, con un valor igual a 148,74 kPa.	Dado que el modelo considera todo el proceso de descarga como isoentrópico, presenta los mayores errores relativos para esta variable. Además, debido a la manera en la que estima la disminución de presión en el tanque y la rapidez del proceso de descarga, la temperatura desciende con mayor rapidez. El modelo presenta el cuarto menor RMSE, con un valor igual a 86,05 K.	Inicialmente, el modelo estima un flujo másico mayor que el experimental, con un error relativo de 15%. La curva del modelo cruza a la experimental debido a que el proceso de descarga predicho por el modelo es más rápido que el experimental, por lo tanto, el flujo másico disminuye conforme lo hace la presión, El modelo presenta el tercer menor RMSE con un valor de 8,34 kg/h.	Estima un tiempo total de descarga menor al experimental con un error relativo igual a 41,98%,
Dutton (n=1)	Durante los primeros 200 segundos existe una concordancia con los datos experimentales, caracterizada por un error relativo menor a 10%. Este periodo, es mayor al de Dutton (n=k), debido a que el proceso a isotérmico tiende a ser más lento que el isoentrópico. Luego, el proceso estimado por el modelo continúa adelantando al experimental y se alcanza un error relativo de 42,5%. El modelo presenta el cuarto menor RMSE, con un valor igual a 87,86 kPa.	Dado que el modelo considera proceso isotérmico, presenta errores relativos menores a 5% para esta variable. El error máximo ocurre a los 340 s, cuando la temperatura del tanque alcanza 300 K, dado que, en el proceso experimental existe transferencia de calor, sin embargo, no es suficiente para mantener el proceso a temperatura constante. Luego, la temperatura aumenta hacia la ambiental. El modelo presenta el segundo mejor RMSE con un valor de 10,09 K.	Inicialmente, el modelo estima un flujo másico mayor que el experimental, con un error relativo de 15%. De manera similar al modelo de Glen (n=k), la curva del modelo cruza a la experimental, con la particularidad en un tiempo posterior. Esto se debe a que el proceso isotérmico tiende a ser más lento. El modelo presenta un RMSE de 6,48 kg/h.	Estima un tiempo total de descarga menor al experimental con un error relativo igual a 31,78%.
Ardanuy (n=k)	Durante los primeros 780 segundos existe una concordancia con los datos experimentales, caracterizada por un error relativo menor a 10%. Luego, el error aumenta hasta alcanzar un valor máximo de 25%. El modelo presenta el menor RMSE, con un valor igual a 23,71 kPa.	Dado que el modelo considera todo el proceso de descarga como isoentrópico la temperatura estimada por este, presenta una disminución constante hasta finalizar el proceso de descarga, esta tendencia, genera que se alcance un error relativo máximo de 44,5% en el final del proceso de descarga. El modelo presenta el quinto menor RMSE, con un valor igual a 86,26 K.	Inicialmente, el flujo másico estimado es menor al experimental, con un error relativo de 15%. Se observa concordancia entre el modelo y los datos experimentales, caracterizada por errores relativos máximos de 22%. El modelo presenta un RMSE 6,79 kg/h.	Este alcanza la mejor estimación del tiempo total de descarga con un error relativo de 17,42%.

Las líneas verticales de la gráfica de presión absoluta en el tanque en función del tiempo de la figura 3.1, indican el tiempo en el que ocurre el cambio de condición de flujo estrangulado a no estrangulado, se observa que, todos los modelos estiman que este cambio ocurre antes que lo expuesto por la curva experimental ($t=849$ s). Lo anterior, se corrobora con las observaciones realizadas por Dutton et al. [26], y se debe a que los modelos estiman que la presión disminuye más rápido que el proceso experimental. Además, se destaca que, el modelo de Ardanuy ($n=k$) [27] es el que estima mejor el tiempo de cambio de condición de flujo ($t=793$ s).

Adicionalmente a lo expuesto sobre la temperatura en el tanque en la tabla 3.3, se observa que el proceso de descarga, ocasiona disminución de la temperatura en el tanque, por debajo de la temperatura ambiental, hasta alcanzar los 300 K para $t=340$ s. Este comportamiento se estima por diversos autores de la literatura [23], y, además, Glen et al. [25], corroboran la tendencia, al mostrar una disminución experimental de temperatura en el tanque hasta 256 K para un volumen de $0,016$ m³, presión inicial de 890 kPa, temperatura inicial de 300 K y diámetro característico de la restricción igual 2,71 mm. Lo anterior, demuestra que el punto mínimo de temperatura dependerá también de la capacidad de almacenamiento, dado que, la curva experimental de la figura 3.1 muestra una menor disminución de la temperatura que las observaciones realizadas por Glen et al. [25], a pesar que, se empleó un mayor diámetro característico de la restricción (4 mm).

De la figura 3.1 se destaca el modelo de Ardanuy ($n=k$) para la estimación de la presión en el tanque y los modelos de Glen ($n=1$) y Dutton ($n=1$) para la estimación de la temperatura. Para la estimación del flujo másico se destacan los modelos de Rasouli y Ardanuy ($n=k$), en especial, el de Ardanuy para el periodo entre 500 a 800 s, debido a que, para este periodo los otros modelos predicen flujos másicos menores asociados a que predicen el final del proceso, antes que el modelo de Ardanuy.

Del cálculo del RMSE se resuelve que el modelo de Ardanuy ($n=k$) presenta el menor RMSE en comparación con los otros modelos para la variable presión en el tanque de almacenamiento. Para la variable temperatura en el tanque, los modelos isotérmicos presentan los menores RMSE. Además, con respecto a la estimación del flujo másico, los modelos de Rasouli y Glen ($n=k$) presentan los menores valores de RMSE.

Asimismo, el cálculo del error relativo al tiempo total de descarga, demuestra que el modelo de Ardanuy ($n=k$) estima con menor error, el valor del tiempo total de descarga.

Adicionalmente, de la discusión presente en los anexos se concluye que, el modelo sigue obteniendo los menores valores RMSE para la presión en el tanque para las otras

13 condiciones de ensayo, con valores que oscilan entre 9,13 kPa para 1 mm - 4 bar(g), y 26,40 kPa para 4 mm – 7 bar(g). Asimismo, obtiene los menores errores relativos asociados al tiempo total de descarga, para todas las condiciones, con excepción de las que consideran presión inicial en el tanque igual a 2 bar(g). Asimismo, presenta errores relativos entre 20-25%, para la variable presión en el tanque, entre 35-45% para la variable temperatura en el tanque, y entre 30-100% para la variable flujo másico. Cabe destacar que, para esta última variable, el error relativo de 100% ocurre solo al final del proceso de descarga. Por otro lado, presenta RMSE promedio de 18,80 kPa, 71,18 K, y 4,95 kg/h, para las variables presión en el tanque, temperatura en el tanque, y flujo másico, respectivamente. Por último, presenta 3,57% como mínimo error relativo asociado al tiempo total de descarga, y 35,60% como error relativo máximo. En promedio presenta error relativo asociado al tiempo total de descarga de 16%.

Además, existen modelos como los de Glen (n=1), Dutton (n=1), y Rasouli (adiabático reversible) que estiman mejor el flujo másico de descarga, determinándose que, el modelo de Glen (n=1), es el mejor, dado que, presenta RMSE promedio de 3 kg/h. Adicionalmente, los modelos isotérmicos, en especial, Dutton (n=1), presentaron los mejores valores de RMSE, en el rango de 0,93 a 10,09 K, con respecto a la temperatura en el tanque

En conclusión, del análisis de esta sección (3.3), se determina que el modelo de Ardanuy (n=k) [27], representa mejor al proceso de descarga de aire comprimido que generaría la mayor potencia y mantiene la capacidad de predecir la presión en el tanque y el tiempo total de descarga para las otras 13 y 10 condiciones, respectivamente. Dado que el modelo representativo ha sido identificado, la siguiente sección empleará este modelo junto a otras consideraciones, para estimar el tiempo total de descarga nominal, y la potencia nominal, que se podrían obtener para diferentes configuraciones de sistemas CAES basadas en las características del aire comprimido industrial.

3.4. Estimación de los parámetros nominales de los sistemas micro-CAES para diferentes condiciones y configuraciones del tanque de almacenamiento

En esta sección se presenta la estimación del tiempo total de descarga nominal, y la potencia nominal obtenibles bajo un determinado conjunto de condiciones, las cuales son compatibles con los volúmenes de la tabla 1.1 y presión inicial máxima de almacenamiento de 8 bar(g):

- Configuración con un tanque de almacenamiento individual
 - Considerando distintos volúmenes del tanque de almacenamiento
 - Considerando distintas presiones iniciales en el tanque de almacenamiento
 - Considerando distintos diámetros característicos de la restricción
- Configuración en serie de dos tanques de almacenamiento idénticos
 - Considerando distintos volúmenes del tanque de almacenamiento
 - Considerando distintas presiones iniciales en el tanque de almacenamiento
 - Considerando distintos diámetros característicos de la restricción
- Configuración en paralelo de dos tanques de almacenamiento idénticos
 - Considerando distintos volúmenes del tanque de almacenamiento
 - Considerando distintas presiones iniciales en el tanque de almacenamiento
 - Considerando distintos diámetros característicos de la restricción

La configuración en serie permitiría aumentar la capacidad de almacenamiento de aire comprimido lo que se verá reflejado en un incremento del tiempo total de descarga. Lo anterior significa que, los tanques de igual capacidad de almacenamiento se conectarán de manera que, idealmente, el volumen total de almacenamiento sea la suma de los volúmenes individuales.

Por otro lado, la configuración en paralelo permitiría, idealmente, aumentar el flujo másico del proceso e incrementar la potencia desarrollada para un mismo tiempo desde iniciada la descarga. Lo anterior significa que, los tanques de igual capacidad de almacenamiento se conectarán de manera que, el flujo másico total de descarga sería la suma de los flujos másicos de cada tanque.

Asimismo, para las condiciones descritas anteriormente y con respecto al proceso de aprovechamiento de energía (expansión) se considera lo siguiente:

- El proceso de expansión se realiza a través de un expansor de tipo espiral debido a la buena eficiencia que posee esta tecnología para un amplio rango de condiciones de operación [57]. Además, esta tecnología es adecuada para generación de energía de pequeña escala [58]. Finalmente, He et al. [59] recomiendan esta tecnología con respecto a los expansores de tipo tornillo para los sistemas micro-CAES.
- El proceso de expansión se considera isoentrópico según lo mencionado en el trabajo de He et al. [59].

- Con respecto a la estimación de la eficiencia se consideran tres trabajos. El trabajo de Li et al. [60], donde, se menciona que la eficiencia total para un expansor de tipo tornillo tiene como límite inferior promedio 43,5% y superior promedio de 60%. Además, el trabajo de Zhang et al. [61] menciona que la eficiencia con respecto al eje de un expansor de tipo espiral varía entre 10% a 80%. Finalmente se considera una eficiencia promedio de 88% del generador eléctrico basado en el trabajo presentado por Bottesi et al. [57]. Por lo tanto, se considerará una eficiencia total promedio de 45% para asegurar el carácter conservador de los resultados.
- Se desprecian la transferencia de calor y pérdidas debido a la fricción del aire en el tramo comprendido entre el sistema de almacenamiento y el dispositivo de expansión.
- Se considera que el aire se expande hasta una presión absoluta de 100 kPa y que el aire se encuentra almacenado a 30°C. Lo último, debido a que, luego del proceso de compresión, y para el momento en el que se desarrolle el proceso de descarga, la temperatura en el tanque tenderá a la ambiental, la cual, fue aproximadamente en promedio, igual a 30°C.
- La potencia del proceso de expansión isoentrópico será estimada según la ecuación 3.25, presentada en el trabajo de Maia et al. [36], donde, los autores analizaron la potencia desarrollada por el dispositivo de expansión de un sistema micro-CAES.

$$\dot{W}_{iso} = \dot{m}C_p(T_{sal} - T_{ing}) \quad (3.25)$$

donde:

\dot{W}_{iso} : potencia desarrollada por la expansión isoentrópica, en W;

\dot{m} : flujo másico de aire, en kg/s;

C_p : calor específico a presión constante del aire, en J/kg.K;

T_{sal} : temperatura de salida del dispositivo de expansión, en K;

T_{ing} : temperatura de ingreso al dispositivo de expansión, en K.

Cabe destacar que el flujo másico del aire [\dot{m}], y la temperatura de ingreso [T_{ing}], se estiman mediante el modelo representativo. Se considera que el calor específico a presión constante del aire es constante e igual a 1003,5 J/kg.K. La temperatura de salida [T_{sal}] se calcula mediante la ecuación 1.3, tomando en

consideración la mitad de la presión absoluta inicial de almacenamiento, y, considerando un proceso de expansión isoentrópica.

- Finalmente, la potencia estimada [\dot{W}] para cada instante de tiempo, se calcula según la ecuación 3.26

$$\dot{W} = 0,45\dot{W}_{iso} \quad (3.26)$$

La tabla 3.4 se elabora en base al conjunto de condiciones presentadas al inicio de esta sección. La combinación de estas condiciones conforma el primer grupo de sistemas CAES a evaluarse en la sección 3.4. Con respecto a los volúmenes de almacenamiento, se consideran el volumen menor (0,11 m³), intermedio (0,97 m³) y el segundo mayor (7,8 m³) de los presentados en la tabla 1.1, perteneciente al primer capítulo. Asimismo, se consideran dos diámetros de orificio representativos de los empleados en la parte experimental y tres diámetros mayores con el objetivo de aumentar la potencia aprovechable de estos sistemas.

Tabla 3.4 – Condiciones del primer grupo de sistemas CAES a evaluar.

Volumen (m ³)	Diámetro del orificio (mm)	Presión inicial del aire contenido en el tanque ((bar(a)))	Volumen (m ³)	Diámetro del orificio (mm)	Presión inicial del aire contenido en el tanque ((bar(a)))	Volumen (m ³)	Diámetro del orificio (mm)	Presión inicial del aire contenido en el tanque ((bar(a)))
0,11	2	9	0,97	2	9	7,8	2	9
		7			7			7
		5			5			5
		3			3			3
	4	9		4	9		4	9
		7			7			7
		5			5			5
		3			3			3
	6	9		6	9		6	9
		7			7			7
		5			5			5
		3			3			3
	8	9		8	9		8	9
		7			7			7
		5			5			5
		3			3			3
	10	9		10	9		10	9
		7			7			7
		5			5			5
		3			3			3

Los parámetros nominales de un sistema micro-CAES o S-CAES son el tiempo total de descarga nominal y la potencia nominal, según lo presentado por la figura 1.2 [8].

Sin embargo, según lo evidenciado en secciones anteriores; el flujo másico disminuye con el tiempo, por lo tanto, la potencia asociada a la expansión del flujo a través del

dispositivo de expansión, calculada mediante la ecuación 3.25, disminuiría con el tiempo. De esta manera, al inicio del proceso se tendría el mayor flujo másico, y, por lo tanto, la mayor potencia, mientras que, al final del proceso, se tendrá el menor flujo másico y la menor potencia. Por este motivo, para clasificar los sistemas CAES simulados en la sección subsiguiente, se propone considerar la mitad del tiempo total de descarga y la potencia desarrollada para ese instante como el tiempo total de descarga nominal, y la potencia nominal, respectivamente. Esta consideración se realiza, dado que no se puede asegurar que la potencia máxima se mantenga constante desde el inicio del proceso hasta el tiempo total de descarga. Además, al emplear la mitad del tiempo total de descarga con su respectiva potencia desarrollada, se estarían identificando valores intermedios de ambas variables para cada sistema CAES propuesto. Finalmente, al emplear esta consideración se dispone de un margen de potencia para cubrir pérdidas no consideradas y/o potencia adicional al requerimiento a atender.

En base a la tabla 3.4, se procede a generar combinaciones cuyos resultados serán las estimaciones de los parámetros nominales (tiempo total de descarga y potencia nominal) de los posibles sistemas propuestos. En total se generan 180 combinaciones, las cuales, se encuentran detalladas en las tablas A.5 a A.7 de los anexos. Las combinaciones se identifican con la denominación “I” para tanques individuales, la denominación “S” para tanques en serie, y la denominación “P” para tanques en paralelo. El símbolo ϕ hace referencia al diámetro característico de la restricción, y la notación “C_{fg}” especifica el número de tanques.

La figura 3.2 muestra las potencias y tiempos totales de descarga obtenibles para las combinaciones 1-32 de las tablas A.5-A.7 (ver anexos). En ella, se identifican sistemas CAES tales como los correspondientes a las combinaciones P13 y P14 (□), que generan potencias entre 1700 a 2550 W, sin embargo, poseen tiempos totales de descarga nominales de 4 segundos. Por otro lado, existen sistemas que generarían potencias nominales alrededor de 3350 a 5000 W como las combinaciones P17 y P18 (□), sin embargo, alcanzarían estas potencias con tiempos totales de descarga de 2 segundos. Los tiempos totales de descarga nominales, son bastante bajos, en comparación, con los otros sistemas de la figura 3.2. Esto se debe a que, están asociados al menor al volumen de almacenamiento igual a 0,11 m³.

Adicionalmente, se pueden identificar sistemas que poseen mayores tiempos totales de descarga nominal, entre 590 a 1170 segundos, tales como las combinaciones 21-24 (□), sin embargo, las potencias nominales asociadas a estos sistemas alcanzan valores

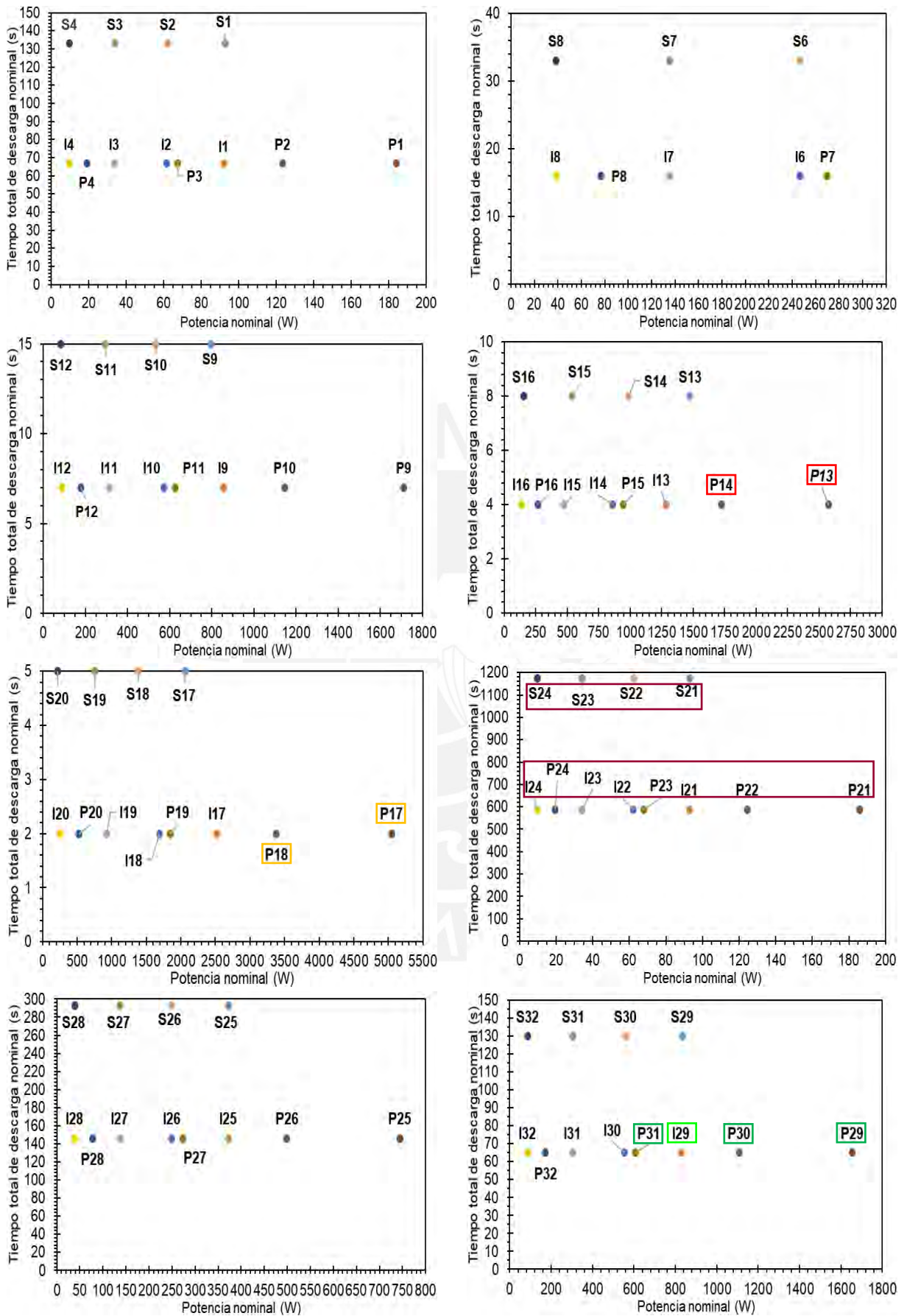


Figura 3.2 – Parámetros nominales del primer grupo de sistemas CAES para las combinaciones 1-32.

entre a los 10 a 185 W. Cabe destacar que, estos sistemas operan con un volumen de almacenamiento igual $0,97 \text{ m}^3$, el cual, es el mayor de las combinaciones contenidas en la figura 3.2. Además, la combinación I29 (□) alcanzaría 65 segundos de tiempo total de descarga nominal con potencia nominal igual a 840 W, mientras que las combinaciones P29-P31 (□), 65 segundos, y 620 a 1660 W, respectivamente.

Dado que los sistemas contenidos en la figura 3.2, consideran los menores volúmenes de almacenamiento de aire comprimido, presentados en la tabla 1.1, no podrían superar un tiempo total de descarga nominal igual a 1 hora, incluso al emplearse diámetros característicos de la restricción pequeños (p.ej. 2 mm) y, configuración en serie (p.ej. S22 y S21 [□]). Las potencias nominales obtenibles de estos sistemas se encuentran el rango de 65 a 95 W, debido a que consideran 2 mm como diámetro característico de la restricción, lo que afecta el flujo másico del proceso de descarga.

Los tiempos totales de descarga, y potencias nominales, obtenibles, de los sistemas de la figura 3.2, distan de la clasificación de S-CAES propuesta por Baqari et al. [8] de 7,5 kW, y 1 hora, respectivamente. Sin embargo, estos sistemas sí cumplirían con lo establecido por Maia et al. [9] con respecto a los micro-CAES, pues, presentan potencias nominales menores a 100 kW.

En la figura 3.3 se incluyen los resultados de las estimaciones de los sistemas CAES con mayores volúmenes de almacenamiento, pertenecientes a las combinaciones 33-60 de las tablas A.5-A.7 (ver anexos). Se identifican sistemas CAES tales como los correspondientes a las combinaciones P33 y P35 (□), que generarían potencias entre 1075 y 2725 W, a diferencia de los sistemas P13 y P14 (□) de la figura 3.2, poseen tiempos totales de descarga nominales mayores, con un valor de 37 segundos. Por otro lado, se identifican sistemas con volumen de almacenamiento igual a $0,97 \text{ m}^3$, que generarían potencias nominales entre 3050 a 4550 W como P37-P38 (□), sin embargo, los tiempos totales de descarga nominal son 23 segundos. Estos tiempos totales de descarga nominales, son bastante menores, en comparación, con la mayoría de los sistemas de la figura 3.3. Esto se debe a que, están asociados al segundo menor volumen de almacenamiento igual a $0,97 \text{ m}^3$, y al mayor diámetro característico de la descarga, es decir, 10 mm, por lo que, el proceso tiende a ser más rápido y genera más potencia.

Por otro lado, se muestran sistemas que alcanzarían los mayores tiempos totales de descarga nominal, entre 4700 a 9400 segundos, tales como las combinaciones 41-44 (□), sin embargo, las potencias nominales asociadas a estos sistemas se encuentran en torno a los 10 a 190 W. Cabe destacar que, estos sistemas operan con un volumen de

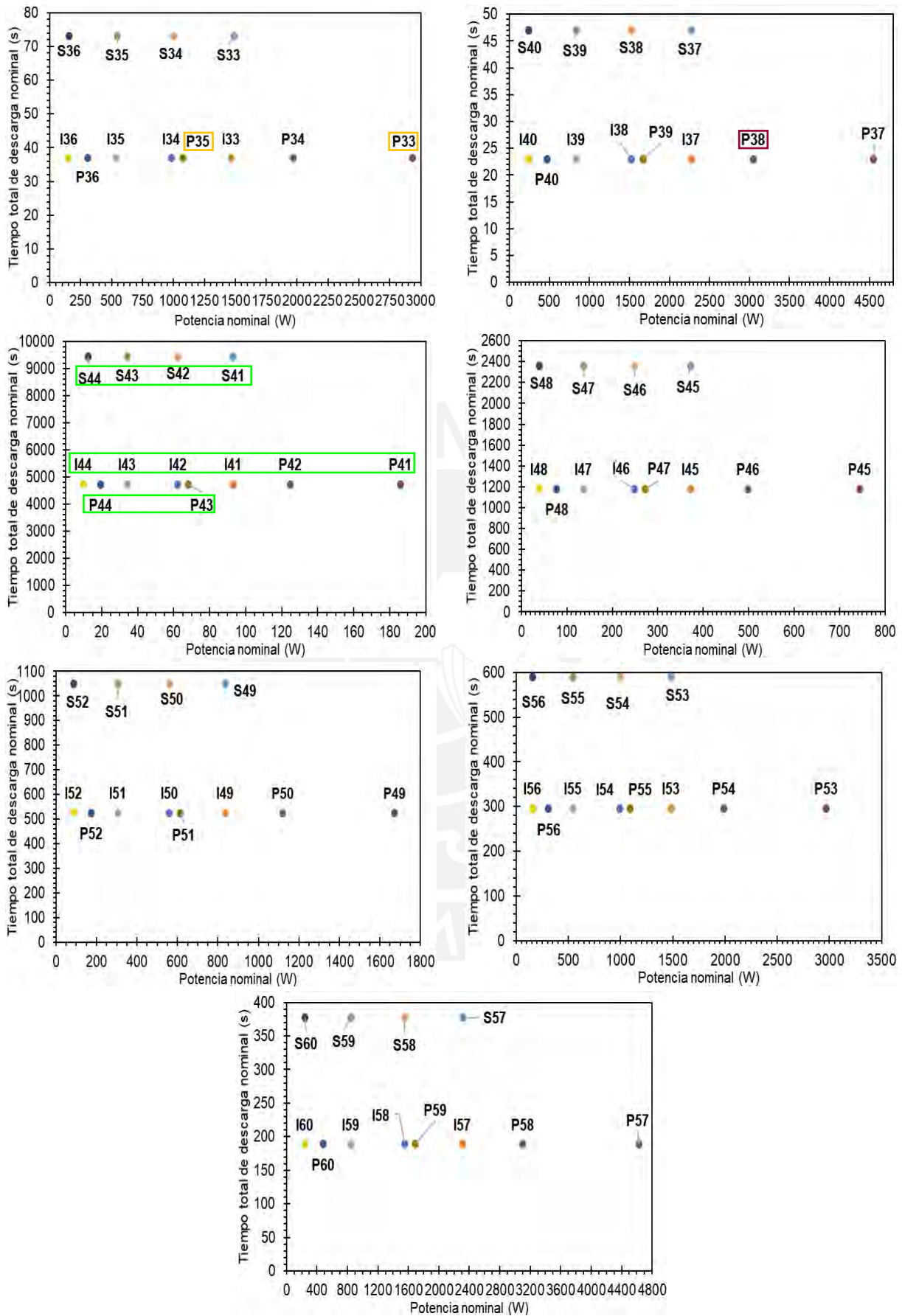


Figura 3.3 – Parámetros nominales del primer grupo de sistemas CAES para las combinaciones 33-60.

almacenamiento igual $7,8 \text{ m}^3$, el cual, es el mayor correspondiente a las combinaciones contenidas en la figura 3.3.

Dado que los sistemas contenidos en la figura 3.3, consideran los mayores volúmenes de almacenamiento de aire comprimido presentados en la tabla 3.4, sí se identifican sistemas que podrían superar una hora de tiempo total de descarga nominal, empleando los menores diámetros característicos de la restricción (p.ej. S41-S44 [□]), sin embargo, las potencias nominales estimadas, continúan presentando valores por debajo de los 200 W. En conclusión, los tiempos totales de descarga obtenibles, por varios de los sistemas de la figura 3.3, concuerdan con la clasificación de S-CAES propuesta por Baqari et al. [8] de como mínimo 1 hora de tiempo total de descarga nominal. Sin embargo, aún distan de la potencia nominal mayor o igual a 7,5 kW. Nuevamente, estos sistemas sí estarían cumpliendo con lo establecido por Maia et al. [9] con respecto a los micro-CAES, pues, presentan potencias nominales menores a 100 kW.

Las figuras 3.2 y 3.3 han mostrado que sería posible obtener una determinada potencia por tiempos totales de descarga nominales mayores a 1 hora, sin embargo, las potencias obtenibles se encuentran por debajo de los 200 W. Además, no se ha logrado determinar alguna combinación que genere tiempos totales de descarga nominales y potencias nominales pertenecientes a un S-CAES, es decir, mayores 1 hora, y mayores a 7,5 kW.

Por estos motivos, se elabora la tabla 3.5 que contiene al segundo grupo de sistemas CAES a evaluarse, que considera volúmenes de almacenamiento individuales iguales a $0,97 \text{ m}^3$, $4,27 \text{ m}^3$, y $8,92 \text{ m}^3$. Esta tabla se elaboró considerando el mayor volumen ($8,92 \text{ m}^3$) establecido por la tabla 1.1, con el fin de aumentar el tiempo total de descarga nominal. Además, se considera el volumen de $4,27 \text{ m}^3$ con el fin de estimar valores intermedios de potencia nominal y tiempo total de descarga nominal. Asimismo, se mantiene el volumen de $0,97 \text{ m}^3$, debido a que, es un volumen de almacenamiento similar al del tanque empleado para los ensayos experimentales. No se considera a la presión inicial de almacenamiento igual a 2 bar(g), dado que, genera las potencias más bajas y menores tiempos totales de descarga nominal, para un mismo diámetro característico de la restricción.

En base a la tabla 3.5, se procede a generar combinaciones cuyos resultados serán los parámetros nominales (tiempo total de descarga nominal y potencia nominal) de los posibles sistemas propuestos. En total se generan 189 combinaciones, las cuales, se encuentran detalladas en las tablas A.4 a A.6 de los anexos. Las combinaciones se identifican con la denominación "II" para tanques individuales, la denominación "SS"

para tanques en serie, y la denominación “PP” para tanques en paralelo. El símbolo ϕ hace referencia al diámetro característico de la restricción, y la notación Cfg especifica el número de tanques. Cabe destacar que para estas nuevas combinaciones se considera como máximo cuatro tanques idénticos. Las figuras 3.4 y 3.5 muestran los resultados de tiempo total de descarga nominal y potencia nominal de las combinaciones basadas en la tabla 3.5.

Tabla 3.5 – Condiciones del segundo grupo de sistemas CAES a evaluar.

Volumen (m ³)	Diámetro característico de la restricción (mm)	Presión inicial del aire contenido en el tanque (bar)	Volumen (m ³)	Diámetro característico de la restricción (mm)	Presión inicial del aire contenido en el tanque (bar)	Volumen (m ³)	Diámetro característico de la restricción (mm)	Presión inicial del aire contenido en el tanque (bar)
0,97	4	9	4,27	4	9	8,92	4	9
		8			8			8
		5			5			5
	8	9		8	9		8	9
		8			8			8
		5			5			5
	10	9		10	9		10	9
		8			8			8
		5			5			5

La figura 3.4 muestra las estimaciones de las potencias y tiempos totales de descarga nominales, obtenibles para las combinaciones 1-35 de las tablas A.4-A.6 (ver anexos). En ella, se identifican sistemas CAES tales como los correspondientes a las combinaciones PP34 y PP35 (□), que generarían las mayores potencias nominales entre 5700 a 6800 W, sin embargo, poseen tiempos totales de descarga nominales de descarga iguales a 20 segundos. Además, se identifican sistemas que generarían potencias nominales alrededor de 3800 a 4800 W como PP25-PP26 (□), PP7-PP8 (□), y PP16 (□), sin embargo, los tiempos totales de descarga nominales se encuentran en el rango de 23 a 220 segundos. El tiempo total de descarga nominal igual a 23 segundos pertenece a las combinaciones PP7-PP8, y se encuentra entre los menores tiempos para los sistemas que están incluidos en la figura 3.4. Esto se debe a que estas combinaciones consideran el menor volumen de almacenamiento de la tabla 3.5, es decir, 0,97 m³.

Por otro lado, para este volumen de almacenamiento se podrían alcanzar potencias nominales y tiempos totales de descarga nominales de 2300 W y 70 segundos, para SS34 (□), y para PP34 (□), 6800 W y 20 segundos. Estos valores se deben a que, para estos sistemas se considera el mayor diámetro característico de la restricción. Un punto intermedio se obtiene con el sistema SS28 (□), que alcanza 400 W y 440 segundos.

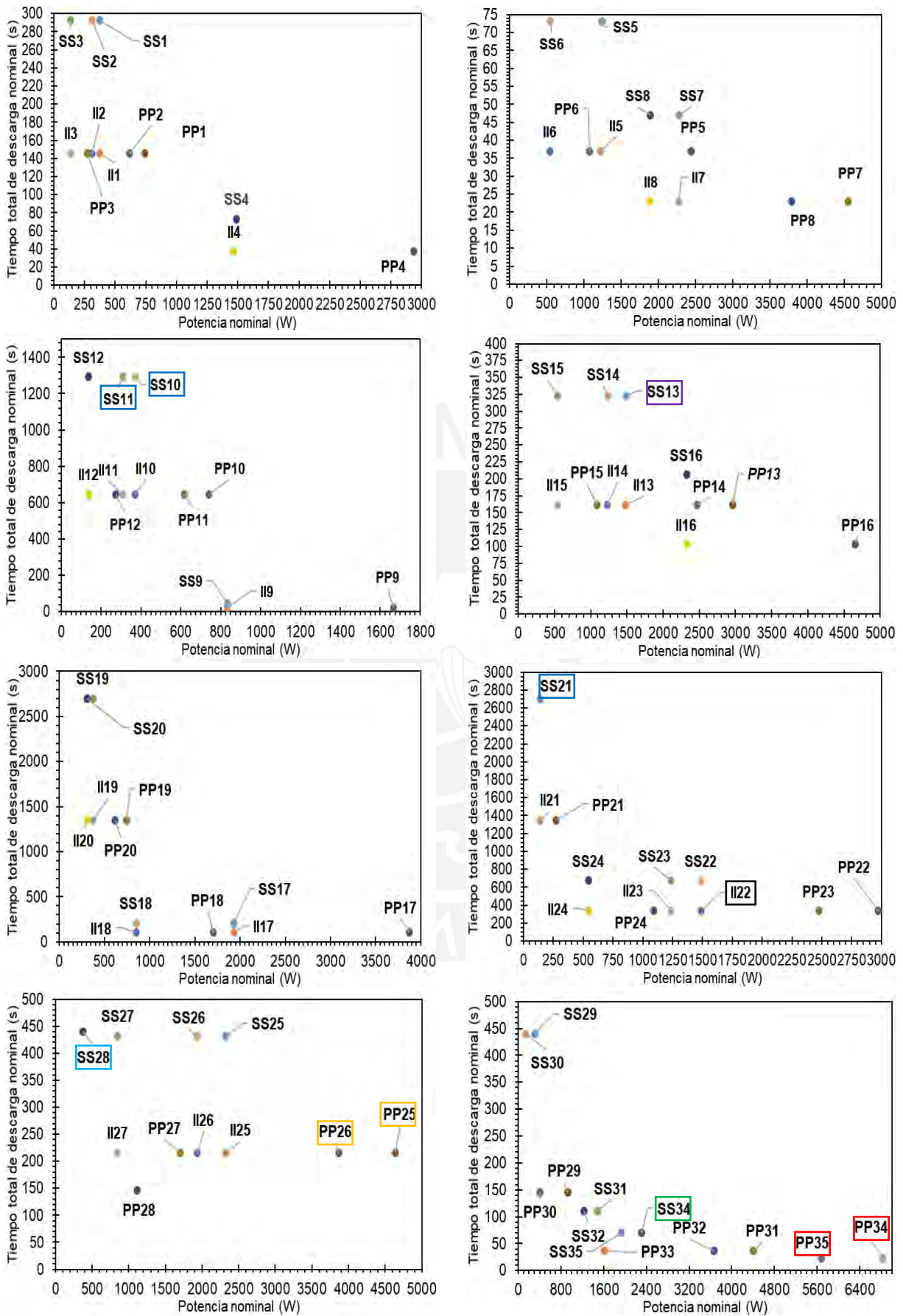


Figura 3.4 – Parámetros nominales del segundo grupo de sistemas CAES para las combinaciones 1-35.

Por otro lado, la figura 3.2 muestra que es posible una combinación que permita alcanzar tiempos totales de descarga nominales en torno a 590 a 1170 segundos, sin embargo, la estimación de las potencias nominales es menor a los 200 W. En cambio, la figura 3.4 muestra sistemas que alcanzan tiempos similares, alrededor de 1300 a 2700 segundos, pero, se estima que obtengan potencias nominales menores a 375 W (p.ej. SS11, SS10 y SS21 [□]). Lo anterior, ocurre porque las combinaciones SS11 y SS10 consideran dos tanques de 4,27 m³ cada uno, configurados en serie y con diámetro característico de la restricción igual a 4 mm, lo que permite que se alcancen mayores tiempos totales de descarga nominales con mayores potencias nominales. Adicionalmente, se observa en la figura 3.4 que, es posible acercarse al tiempo total de descarga nominal de tanques de mayor capacidad al configurar dos tanques de menor capacidad en serie. Un ejemplo de ello, ocurre con la combinación SS13 (□) que considera dos tanques de 4,27 m³ cada uno, obteniendo un tiempo total de descarga aproximado de 323 segundos, mientras que, la combinación II22 (□) logra un tiempo total de descarga igual a 337 segundos, considerando un único tanque de 8,92 m³.

Los sistemas de la figura 3.4, continúan presentando potencias nominales, menores a los 7,5 kW propuestos por Baqari et al. [8] para un S-CAES, incluso PP34 (□) que alcanza 6,8 kW. No obstante, estos sistemas sí cumplirían con lo establecido por Maia et al. [9] con respecto a los micro-CAES, pues, presentan potencias nominales menores a 100 kW, y, al igual que los sistemas de la figura 3.2, no se identifican sistemas que superen una hora de tiempo total de descarga nominal.

La figura 3.5 muestra los resultados de las estimaciones de los sistemas CAES pertenecientes a las combinaciones 36-81 de las tablas A.4 a A.6 (ver anexos). En ella, se identifican sistemas CAES tales como los correspondientes a las combinaciones PP62 y PP61 (□), que generarían potencias entre 7500 y 9100 W, sin embargo, dado que consideran 0,97 m³ de volumen de almacenamiento, se estima que alcance tiempos totales de descarga nominal menores a los 25 segundos. Por otro lado, el sistema SS55 (□) alcanza tiempos totales de descarga mayores, iguales a 590 segundos, pero, con 400 W.

Adicionalmente, se identifica que el sistema de la combinación PP79 (□) alcanzaría 9300 W de potencia nominal con un tiempo total de descarga nominal de 200 segundos. Además, se identifican sistemas que generarían potencias nominales entre 500 a 2300 W como SS78-SS81 (□), y que, además, se estima que podrían obtener tiempos totales de descarga nominales mayores a 840 segundos.

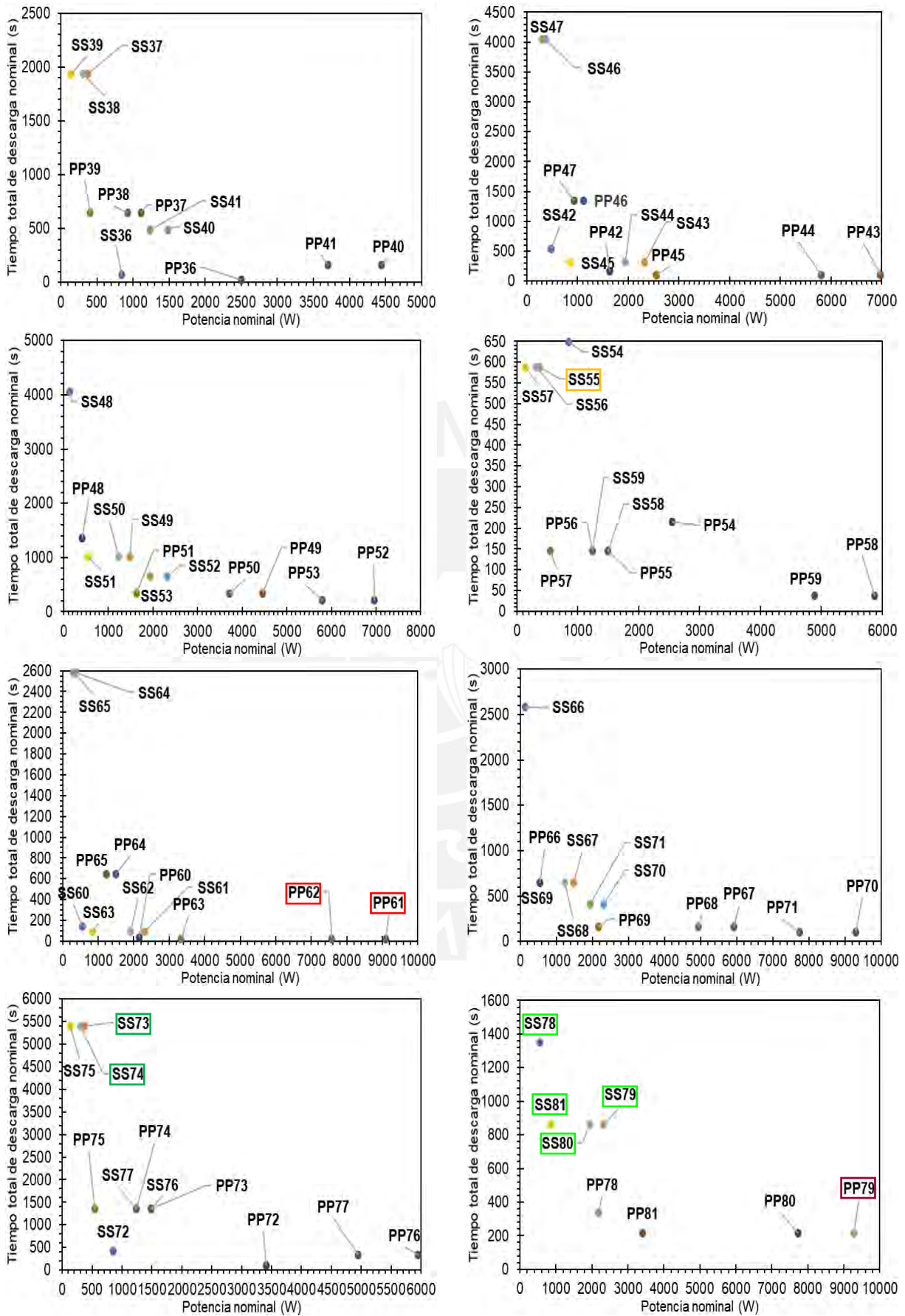


Figura 3.5 – Parámetros nominales del segundo grupo de sistemas CAES para las combinaciones 36-81.

Estos sistemas alcanzarían estos parámetros nominales, debido a que, presentan los mayores volúmenes, pues, disponen del aire comprimido contenido en 4 tanques de 8,92 m³ cada uno.

Por otro lado, se identifican sistemas que alcanzarían 5400 segundos de tiempo total de descarga nominal, tales como las combinaciones SS73 y SS74 (□), sin embargo, las potencias nominales asociadas a estos sistemas se encuentran por debajo de 400 W. Cabe destacar que, la estimación de los tiempos totales de descarga nominales de estos sistemas es menor a los valores máximos de la figura 3.3, pero, las potencias nominales estimadas son aproximadamente 85% mayores.

De esta sección se concluye que, con algunos de los sistemas propuestos sería posible cumplir con la potencia nominal mínima de 7,5 kW para que un sistema CAES sea considerado S-CAES, sin embargo, los tiempos totales de descarga asociados a estos sistemas, son menores al tiempo total de descarga nominal mínimo de 1 hora. Por otro lado, sería posible alcanzar tiempos totales de descarga mayores a 1 hora, pero, las potencias nominales obtenibles se encontrarían por debajo de 400 W. Por lo tanto, ningún sistema planteado cumpliría con los parámetros nominales mínimos de un sistema S-CAES, en cambio, todos caerían bajo la clasificación de sistemas micro-CAES, indicada en el trabajo de Maia et al. [9]. Una posible razón por la que los sistemas propuestos no alcanzan ambos requisitos para ser clasificados como S-CAES es que los niveles de presión fueron considerados como máximo de 8 bar(g), lo que afecta directamente el tiempo total de descarga nominal y la potencia nominal. Este nivel de presión fue considerado, debido a que, se está evaluando la posibilidad de usar equipos de aire comprimido estándar empleados en la industria nacional, como posibles sistemas CAES.

CONCLUSIONES

1. Del análisis para la determinación del modelo representativo, se concluye que, existen modelos como los de Glen ($n=1$), Dutton ($n=1$), y Rasouli (adiabático reversible), que estiman el flujo másico de descarga, determinándose que, el modelo de Glen ($n=1$), es el mejor, dado que, presenta RMSE promedio de 3 kg/h. Por otro lado, el modelo Dutton ($n=1$), presentó los mejores valores de RMSE, en el rango de 0,93 a 10,09 K, para la temperatura en el tanque, considerando los resultados de RMSE de las 14 condiciones de ensayo. Estas condiciones fueron, combinaciones entre presiones iniciales de almacenamiento de 8, 7, 4 y 2 bar(g) y diámetros característicos de la restricción de 4, 3, 2 y 1 mm, sin considerar las combinaciones de: 8 bar(g) – 1 mm, ni 7 bar(g) – 1 mm.
2. El modelo de Ardanuy ($n=k$), presenta la mejor capacidad para estimar la presión dentro del tanque durante el proceso de descarga, en cada una de las 14 condiciones de ensayo, dado que, obtuvo valores de RMSE, entre 9,13 a 26,4 kPa, para 4 bar(g) - 1 mm, y para 7 bar(g) – 4 mm, respectivamente. Además, presenta RMSE promedio de 18,80 kPa, 71,18 K, y 4,95 kg/h, para las variables: presión en el tanque, temperatura en el tanque, y flujo másico de descarga, respectivamente.
3. Asimismo, el modelo de Ardanuy ($n=k$) presenta errores relativos entre 20-25%, para la variable presión en el tanque, entre 35-45% para la temperatura en el tanque, y entre 30-100% para el flujo másico de descarga. Cabe destacar que, el 100% de error relativo, se presenta solo al final del proceso de descarga. Además, presenta errores relativos asociados al tiempo total de descarga, mínimo, máximo y promedio, iguales a 3,57%, 35,60% y 16%, respectivamente. Ello demuestra su capacidad para estimar el tiempo total de descarga, para todas las condiciones de ensayo, con excepción de las que consideraron 2 bar(g) como presión inicial en el tanque.
4. En la condición que se obtendría la mayor potencia (4 mm – 8 bar(g)), el modelo de Ardanuy ($n=k$), es el más representativo, considerando el RMSE y el error relativo de las variables presión en el tanque y tiempo total de descarga, respectivamente.

5. En base a las características del aire comprimido industrial: presiones de almacenamiento menores o iguales a 8 bar(g) y volúmenes de almacenamiento entre 0,11 a 8,92 m³, se elabora la siguiente tabla, que contiene la estimación de las posibles potencias nominales y tiempos totales de descarga nominales más relevantes, que podrían obtenerse de los sistemas CAES propuestos.

Variable	Sistemas con tanque individual				Sistemas con tanques en paralelo						
	I21	I22	I23	I24	P21	P22	P23	P24	PP61	PP62	PP79
Presión de almacenamiento (bar)	9	7	5	3	9	7	5	3	9	8	9
Diámetro característico de la restricción (mm)	2	2	2	2	2	2	2	2	10	10	10
Volumen individual (m ³)	8,92	0,97	0,97	0,97	0,97	0,97	0,97	0,97	0,97	0,97	8,92
Volumen total (m ³)	8,92	0,97	0,97	0,97	1,94	1,94	1,94	1,94	3,88	3,88	35,68
Configuración	1	1	1	1	2	2	2	2	4	4	4
Tiempo total de descarga nominal (s)	590	590	590	590	580	580	580	580	25	25	200
Potencia nominal (W)	92,5	62,5	32,5	10	185	125	67,5	20	9100	7500	9300

Sistemas con tanques en serie												
Variable	S41	SS73	S21	S22	S23	S24	SS28	SS55	S45	S46	S47	S48
Presión de almacenamiento (bar)	9	9	9	7	5	3	9	9	9	7	5	3
Diámetro característico de la restricción (mm)	2	4	2	2	2	2	4	4	4	4	4	4
Volumen individual (m ³)	7,8	8,92	0,97	0,97	0,97	0,97	0,97	0,97	7,8	7,8	7,8	7,8
Volumen total (m ³)	15,6	35,68	1,94	1,94	1,94	1,94	2,76	3,88	15,6	15,6	15,6	15,6
Configuración	2	4	2	2	2	2	3	4	2	2	2	2
Tiempo total de descarga nominal (s)	9400	5400	1170	1170	1170	1170	440	590	2350	2350	2350	2350
Potencia nominal (W)	92,5	350	92,5	62,5	32,5	10	400	400	375	250	140	40

De estos sistemas propuestos, se estimó que podrían obtenerse potencias nominales entre 10 y 9300 W con tiempos totales de descarga nominales de 200 a 590 s, respectivamente. Estos resultados, no cumplen con ambos requisitos establecidos por Baqari et al.[8], para sistemas S-CAES.

6. La estimación de las mayores potencias nominales fue para los sistemas PP61, PP62 y PP79, con 9100 W, 7500 W y, 9300 W, respectivamente. Este grupo de posibles sistemas, se emplearía para disponer de máximas potencias nominales, para tiempos totales de descarga nominal bajos (p.ej. 25 s). Por otro lado, la estimación de los mayores tiempos totales de descarga nominales fue de 9400 s para la combinación S41, y de 5400 s para el sistema SS73, que servirían para posibles sistemas que requieran de máximos tiempos totales de descarga nominales con potencias nominales menores (p.ej. 92,5 W).
7. De los sistemas 21-24 se estima que, podría obtenerse potencias nominales entre 10 a 185 W, asociadas a tiempos totales de descarga en el rango de 590 a 1770 s. Además, un punto intermedio en cuanto a potencia nominal y tiempo total de descarga nominal, se obtendría con los sistemas SS28 y SS55, dado que, generarían 400 W, para tiempos totales de descarga nominales de 440 y 590 s, respectivamente.

8. Algunos de los sistemas planteados, tales como S41-S44, sí cumplieron con los rangos de tiempo total de descarga nominal previstos por Baqari et al. [8], para sistemas S-CAES, es decir, mayores a 1 hora, mientras que, otros sistemas cumplieron con el requerimiento de potencias mayores a 7,5 kW. Sin embargo, ningún sistema planteado cumplió con ambas condiciones, y, por tanto, los sistemas planteados pertenecerían a la clasificación propuesta por Maia et al. [9] de sistemas micro-CAES.
9. Los sistemas planteados no pertenecerían a la clasificación de S-CAES, debido a que, el nivel de presión de almacenamiento que se usó como condición límite de los sistemas industriales de aire comprimido (8 bar(g)), limita los niveles alcanzables de potencia nominal y tiempo total de descarga nominal. Para el caso de la potencia nominal, se debe principalmente a que, se obtienen menores flujos másicos a menores presiones iniciales, y para el tiempo total de descarga nominal, porque el tanque posee menor cantidad de aire de la que hubiera contenido al emplear mayores presiones, por lo tanto, el tiempo total de descarga nominal es menor.
10. Los posibles sistemas CAES basados en la industria del aire comprimido nacional, con sus respectivas características de presión y volumen de almacenamiento: menores o iguales a 8 bar(g), y entre 0,11 a 8,92 m³, respectivamente, pertenecerían a la clasificación de sistemas micro-CAES. Además, podrían ser empleados para almacenar energía durante las horas fuera de punta, y atender cierto requerimiento durante las horas punta, lo que corrobora lo propuesto por Khamis et al. [7].

Referencias bibliográficas

- [1] Petroleum B. BP Statistical Review of World Energy. London. 2021
- [2] Ministerio de Energía y Minas, 2020. PRINCIPALES INDICADORES DEL SECTOR ELÉCTRICO A NIVEL NACIONAL. Lima, p.2.
- [3] Cabeza Jo P. 2020 Barreras al acceso al mercado de las energías renovables en el Perú y la importancia de un derecho energético ambiental.
- [4] Rufer A. Energy storage: systems and components. CRC Press; 2017 Oct 31.
- [5] Brun K, Allison TC, Dennis R, editors. Thermal, Mechanical, and Hybrid Chemical Energy Storage Systems. Academic Press; 2020 Sep 24.
- [6] Budt M, Wolf D, Span R, Yan J. A review on compressed air energy storage: Basic principles, past milestones and recent developments. Applied Energy. 2016 May 15;170:250-68.
- [7] Khamis A, Badarudin ZM, Ahmad A, Ab Rahman A, Hairi MH. Overview of mini scale compressed air energy storage system. In 2010 4th International Power Engineering and Optimization Conference (PEOCO) 2010 Jun 23 (pp. 458-462). IEEE.
- [8] Baqari F, Vahidi B. Small-compressed air energy storage system integrated with induction generator for metropolises: A case study. Renewable and Sustainable Energy Reviews. 2013 May 1;21:365-70.
- [9] Maia TA, Faria OA, Barros JE, Porto MP, Cardoso Filho BJ. Test and simulation of an electric generator driven by a micro-turbine. Electric Power Systems Research. 2017 Jun 1;147:224-32.
- [10] Zhang J, Ko J, Kim S, Seo H, Kim S. Pipe-Pile-Based Micro-Scale Compressed Air Energy Storage (PPMS-CAES) for Buildings: Experimental Study and Energy Analysis. In Geo-Congress 2020: Geo-Systems, Sustainability, Geoenvironmental Engineering, and Unsaturated Soil Mechanics 2020 Feb 21 (pp. 97-106). Reston, VA: American Society of Civil Engineers.
- [11] Ko J, Kim S, Kim S, Seo H. Utilizing building foundations as micro-scale compressed air energy storage vessel: Numerical study for mechanical feasibility. Journal of Energy Storage. 2020 Apr 1;28:101225.
- [12] Barnhart CJ, Benson SM. On the importance of reducing the energetic and material demands of electrical energy storage. Energy & Environmental Science. 2013;6(4):1083-92.
- [13] Tallini A, Vallati A, Cedola L. Applications of micro-CAES systems: energy and economic analysis. Energy Procedia. 2015 Dec 1;82:797-804.
- [14] Petrov MP, Arghandeh R, Broadwater R. Concept and application of distributed compressed air energy storage systems integrated in utility networks. In ASME 2013 Power Conference 2013 Jul 29. American Society of Mechanical Engineers Digital Collection.

- [15] Wang J, Ma L, Lu K, Miao S, Wang D, Wang J. Current research and development trend of compressed air energy storage. *Systems Science & Control Engineering*. 2017 Jan 1;5(1):434-48.
- [16] Wang Z, Ting DS, Carriveau R, Xiong W, Wang Z. Design and thermodynamic analysis of a multi-level underwater compressed air energy storage system. *Journal of Energy Storage*. 2016 Feb 1;5:203-11.
- [17] Chen LX, Xie MN, Zhao PP, Wang FX, Hu P, Wang DX. A novel isobaric adiabatic compressed air energy storage (IA-CAES) system on the base of volatile fluid. *Applied Energy*. 2018 Jan 15;210:198-210.
- [18] Kim YM, Favrat D. Energy and exergy analysis of a micro-compressed air energy storage and air cycle heating and cooling system. *Energy*. 2010 Jan 1;35(1):213-20.
- [19] Proczka JJ, Muralidharan K, Villela D, Simmons JH, Frantziskonis G. Guidelines for the pressure and efficient sizing of pressure vessels for compressed air energy storage. *Energy Conversion and Management*. 2013 Jan 1;65:597-605.
- [20] Wang S, Zhang X, Yang L, Zhou Y, Wang J. Experimental study of compressed air energy storage system with thermal energy storage. *Energy*. 2016 May 15;103:182-91.
- [21] Zhang J, Zadeh AH, Kim S. Geomechanical and energy analysis on the small-and medium-scale CAES in salt domes. *Energy*. 2021 Apr 15;221:119861.
- [22] Beychok MR. Calculating accidental release flow rates from pressurized gas systems. *Air Dispersion*. 1998.
- [23] Rasouli F, Williams TA. Application of dispersion modeling to indoor gas release scenarios. *Journal of the Air & Waste Management Association*. 1995 Mar 1;45(3):191-5.
- [24] Bird RB, Stewart WE, Lightfoot EN, *Transport Phenomena* JW. Sons. New-York, USA. 1960.
- [25] Glen T, Scott PJ, Raymond G. Modeling Compressible Air Flow in a Charging or Discharging Vessel and Assessment of Polytropic Exponent. In *American Society for Engineering Education* 2007.
- [26] Dutton JC, Coverdill RE. Experiments to study the gaseous discharge and filling of vessels. *International Journal of Engineering Education*. 1997 Feb;13(2):123-34.
- [27] Ardanuy AF. Variation of properties during a vessel discharge. *URJ-UCCS: Undergraduate Research Journal at UCCS*. 2016 Apr 4;9(2):33-40.
- [28] Bhatia A. *Compressors and compressed air systems*. Continuing Education and Development. NY, USA. 2009.
- [29] Krumlauf, H.E., 1963. *The Use of Compressed Air in Small Mines*.
- [30] BIPM I, IFCC I, ISO I, IUPAP O. JCGM 100: 2008 (GUM 1995 with minor corrections) Evaluation of measurement data—Guide to the expression of uncertainty in measurement.

- [31] Argyrou MC, Christodoulides P, Kalogirou SA. Energy storage for electricity generation and related processes: Technologies appraisal and grid scale applications. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. 2018 Oct 1;94:804-21.
- [32] Behabtu HA, Messagie M, Coosemans T, Berecibar M, Anlay Fante K, Kebede AA, Mierlo JV. A review of energy storage technologies' application potentials in renewable energy sources grid integration. *Sustainability*. 2020 Jan;12(24):10511.
- [33] Allied Market Research. Energy Storage Systems Market by Technology (Pumped Hydro Storage, Compressed Air, Sodium Sulphur, Lithium, Lead Acid, Nickel Cadmium, Flywheel, Redox-Flow), End-User (Residential, Non-Residential, Utility), Application (Grid Storage and Transportation) - Global Opportunity Analysis and Industry Forecast, 2014 – 2022. [Internet]. 2016 [citado Agosto 2021] Disponible en: <<https://www.alliedmarketresearch.com/advanced-energy-storage-systems-market>>
- [34] Alami AH. *Mechanical Energy Storage for Renewable and Sustainable Energy Resources*. Springer; 2020. pp. 71
- [35] Liu GB, Yang QC, Qian ZG, Zhao YY, Wang L, Li LS, Tang B. Study on release process of micro-CAES used screw expander. In *Applied Mechanics and Materials 2014* (Vol. 457, pp. 379-383). Trans Tech Publications Ltd.
- [36] Maia TA, Barros JE, Cardoso Filho BJ, Porto MP. Experimental performance of a low cost micro-CAES generation system. *Applied energy*. 2016 Nov 15;182:358-64.
- [37] Antonelli, M., Barsali, S., Desideri, U., Giglioli, R., Paganucci, F., & Pasini, G. (2017). *Liquid air energy storage: Potential and challenges of Rufer A. Energy storage: systems and components*. CRC Press; 2017 Oct 31.
- [38] Burheim OS. *Engineering energy storage*. Academic press; 2017 Jul 26.
- [39] Royo EC. *Aire comprimido*. Paraninfo; 1991. Brun K, Allison TC, Dennis R, editors. *Thermal, Mechanical, and Hybrid Chemical Energy Storage Systems*. Academic Press; 2020 Sep 24.
- [40] Cengel YA, Boles MA. *Thermodynamics: an engineering approach*, 8th edition
- [41] Cengel YA. *Fluid Mechanics: Fundamentals And Applications (Si Units)*. Tata McGraw Hill Education Private Limited; 2010.
- [42] Oosthuizen PH, Carscallen WE. *Introduction to compressible fluid flow*. CRC press; 2013 Jul 22.
- [43] Saad MA. *Compressible fluid flow*. Englewood Cliffs, NJ, Prentice-Hall, Inc., 1985. 570 p.. 1985.
- [44] López Bonilla JM. *Caracterización experimental del factor de fricción y la rugosidad hidráulica en tuberías de acero al carbono con costura y sin costura*.
- [45] Atlas Copco SA, editor. *Manual del aire comprimido*. Atlas Copco Airpower; 2011.
- [46] Pipes V, Fittings G. Zoro Select 5P903 \$1.94 1" FNPT Galvanized Cap | Zoro.com [Internet]. Zoro.com. 2020 [cited 17 August 2020]. Available

from: <https://www.zoro.com/zoro-select-cap-1-in-npt-galvanized-malleable-iron-5p903/i/G1170757/>

- [47] Yokogawa Electric Corporation. General Specifications GS 01C25F01-01EN EJX510A and EJX530A Absolute and Gauge Pressure Transmitter. <https://web-material3.yokogawa.com/GS01C25F01-01EN.pdf> (accessed 6 August 2020).
- [48] Kerlin TW, Johnson M. Practical thermocouple thermometry. Instrument Society of America; 1999.
- [49] Yokogawa Electric Corporation. General Specifications GS 01C50B01-00EN YTA110 Temperature Transmitter. <https://web-material3.yokogawa.com/GS01C50B01-00EN.pdf> (accessed 6 August 2020).
- [50] Emerson. Technical Data Sheet PS-001773 Micro Motion™ ELITE™ Coriolis Flow and Density Meters. <https://www.emerson.com/documents/automation/technical-data-sheet-elite-series-coriolis-flow-density-meters-micro-motion-en-64390.pdf> (accessed 6 August 2020).
- [51] Emerson. Micro Motion ELITE CMF025M Coriolis Meter, 1/4 Inch (DN6), 316L Stainless Steel. <https://www.emerson.com/en-us/catalog/micro-motion-sku-cmf025m?fetchFacets=true#facet:&facetLimit:&productBeginIndex:0&orderBy:&pageView:list&minPrice:&maxPrice:&pageSize:&> (accessed 6 August 2020).
- [52] Emerson. Technical Data Sheet PS-001773 Micro Motion™ ELITE™ Coriolis Flow and Density Meters. <https://www.emerson.com/documents/automation/technical-data-sheet-elite-series-coriolis-flow-density-meters-micro-motion-en-64390.pdf> (accessed 6 August 2020).
- [53] Emerson. Product Data Sheet PS-00232 Micro Motion™ Technical Overview and Specification Summary. [emerson.com/documents/automation/product-data-sheet-technical-overview-specification-summary-micro-motion-en-66168.pdf](https://www.emerson.com/documents/automation/product-data-sheet-technical-overview-specification-summary-micro-motion-en-66168.pdf) (accessed 6 August 2020).
- [54] Emerson. Micro Motion 1700 and 2700 Field and Integral Mount Transmitter. <https://www.emerson.com/en-us/catalog/micro-motion-1700-2700-transmitter?fetchFacets=true#facet:&facetLimit:&productBeginIndex:0&orderBy:&pageView:list&minPrice:&maxPrice:&pageSize:&> (accessed 6 August 2020).
- [55] Omega. Relative Humidity Temperature Transmitters HX94 Series. <https://assets.omega.com/pdf/test-and-measurement-equipment/humidity/humidity-meters/HX94.pdf> (accessed 6 August 2020)
- [56] Xuan Q, Li G, Lu Y, Zhao X, Su Y, Ji J, Pei G. A general optimization strategy for the annual performance enhancement of a solar concentrating system incorporated in the south-facing wall of a building. *Indoor and Built Environment*. 2020 Dec;29(10):1386-98.
- [57] Dieckmann J, Smutzer C, Sinha J. Waste Heat-to-Power Using Scroll Expander for Organic Rankine Bottoming Cycle. TIAX LLC, Lexington, MA (United States); 2017 May 30.
- [58] Song P, Wei M, Shi L, Danish SN, Ma C. A review of scroll expanders for organic Rankine cycle systems. *Applied Thermal Engineering*. 2015 Jan 22;75:54-64.

- [59] He W, Wang J. Optimal selection of air expansion machine in Compressed Air Energy Storage: A review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. 2018 May 1;87:77-95.
- [60] Li G, Wu Y, Zhang Y, Zhi R, Wang J, Ma C. Performance study on a single-screw expander for a small-scale pressure recovery system. *Energies*. 2017 Jan;10(1):6.
- [61] Zhang X, Xu Y, Xu J, Sheng Y, Zuo Z, Liu J, Chen H, Wang Y, Huang Y. Study on the performance and optimization of a scroll expander driven by compressed air. *Applied Energy*. 2017 Jan 15;186:347-58.
- [62] Bottesi O, Alberti L. Comparison of small-size generator for high-efficiency hydroelectric energy production. In 2017 IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC) 2017 May 21 (pp. 1-8). IEEE.



ANEXOS

A.1. Análisis y discusión de los resultados de los modelos y datos experimentales

A.1.1. Modelo de Rasouli

A.1.1.1. Restricción constante y presión inicial variable

A continuación, se presenta en la tabla A.1 la simbología y color a emplear para cada condición de presión inicial en el tanque.

Tabla A.1 – Simbología para el modelo de Rasouli restricción constante y presión inicial variable.

Presión inicial	8 bar(g)	7 bar(g)	4 bar(g)	2 bar(g)
Color	Rojo	Azul	Verde	Morado
Símbolo	○	□	◇	△
Cambio de condición de flujo experimental	• ——— •	• ——— •	• ——— •	• ——— •
Cambio de condición de flujo del modelo	• ——— •	• ——— •	• ——— •	• ——— •

Se presentarán las curvas características del proceso contrastando los datos obtenidos experimentalmente y los obtenidos aplicando el modelo de Rasouli (sección 1.5.1.1). Las curvas serán presentadas en la figuras A.1, según el orden descrito a continuación:

- Curvas de la presión absoluta en el tanque, temperatura en el tanque y flujo másico para restricciones de 4, 3, 2 y 1 mm, bajo las siguientes condiciones de presión inicial en el tanque:
 - Presión inicial en el tanque de 8 bar(g)
 - Presión inicial en el tanque de 7 bar(g)
 - Presión inicial en el tanque de 4 bar(g)
 - Presión inicial en el tanque de 2 bar(g)

La figura A.1 muestra los resultados de los experimentos y los resultados de la aplicación del modelo de Rasouli et al. [23], con respecto a la presión absoluta en el tanque, la temperatura del aire en el tanque, y el flujo másico de aire comprimido durante el proceso de descarga. Cada gráfica contiene curvas asociadas a las presiones presentadas en la tabla 2.12 (cuatro correspondientes al modelo de Rasouli et al. [23], y cuatro correspondientes a los datos experimentales). Además, se dividen en cuatro bloques según el diámetro característico de la restricción: 4, 3, 2 y 1 mm. Estas gráficas

permiten contrastar el modelo aplicado con los datos experimentales considerando restricción constante y presión inicial variable.

Con respecto a la presión absoluta en el tanque, se observa buena concordancia entre el modelo y los datos experimentales durante el periodo inicial del proceso de descarga. Este periodo abarca desde el inicio del proceso de descarga ($t=0$), hasta aproximadamente ($t=200$ s), periodo en el cual, se observan errores relativos entre los datos experimentales y los resultados del modelo, menores a 10%. Cabe destacar que, los datos experimentales correspondientes a esta variable poseen una incertidumbre expandida igual a $\pm 0,92$ kPa.

Los errores relativos disminuyen conforme se aumenta la presión absoluta inicial en el tanque. Por ejemplo, tomando como punto de referencia ($t=306$ s) para un diámetro característico de la restricción igual a 4 mm, se obtienen errores relativos iguales a 13,45%, 13,62%, 14,20%, y 14,81% para presiones iguales a 8 bar(g), 7 bar(g), 4 bar(g), y 2 bar(g), respectivamente. Esto se debe a que, el modelo de Rasouli considera al proceso de descarga como un proceso adiabático reversible, mientras mayor sea la presión inicial en el tanque, el flujo másico de aire será mayor, por lo tanto, el proceso de descarga se asemejará a un proceso adiabático reversible, durante un periodo inicial (alrededor de 200 a 300 segundos), lo cual concuerda con los supuestos del modelo de Rasouli.

Con respecto a la temperatura en el tanque, los datos experimentales poseen una incertidumbre expandida igual a $\pm 2,54$ °C. El modelo predice una constante disminución en la temperatura en el tanque. Esto se debe a que, el modelo considera al proceso de descarga como un proceso adiabático reversible, por lo tanto, no considera transferencia de calor con los alrededores durante todo el proceso de descarga. Según los datos experimentales de la figura A.1, se identifica una disminución de la temperatura en el tanque a causa del flujo de energía asociado al flujo másico que sale del tanque, esta tendencia concuerda con lo reportado en los trabajos de Glen et al. [25] y Dutton et al.[26]. Sin embargo, esta disminución de temperatura solo sucede hasta que el efecto de la transferencia de calor desde los alrededores iguala al efecto del escape de la energía asociada al flujo másico.

Luego de este punto, el sistema aumenta de temperatura hasta equilibrarse con los alrededores, mientras que, el modelo continúa prediciendo disminución en la temperatura.

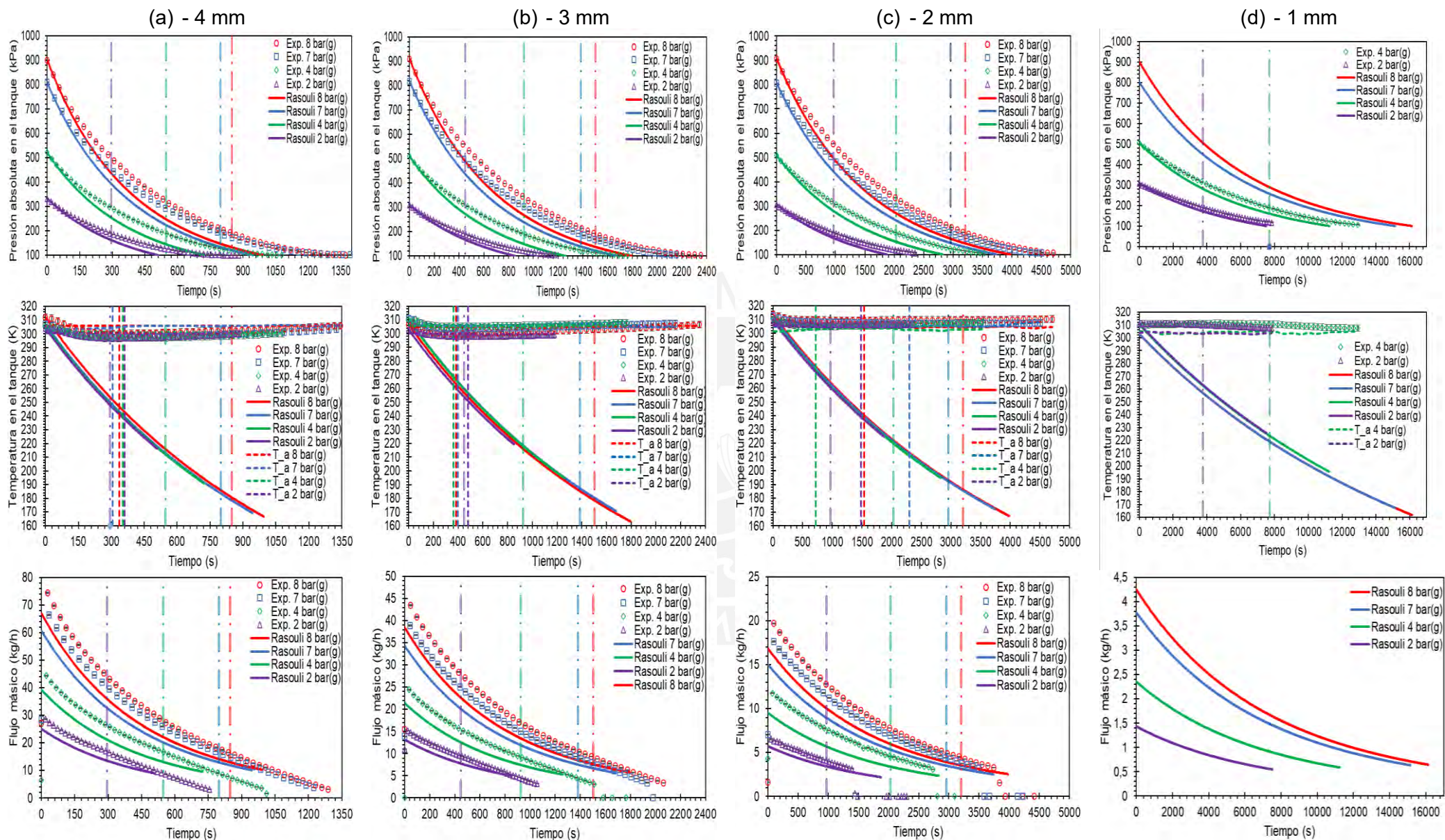


Figura A.1 – Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Rasouli para diámetros característicos de la restricción iguales 4, 3, 2 y 1 mm

Por estos motivos, para el caso de un diámetro característico de la restricción igual 4 mm, el error relativo máximo se encuentra alrededor de 10%, hasta alrededor de $t=200$ s, sin embargo, para el final del proceso, el error relativo alcanza valores cercanos a 50%.

Con respecto al flujo másico, los datos experimentales correspondientes a 4 mm, poseen incertidumbres expandidas máximas iguales a: $\pm 0,215$ kg/h, $\pm 0,192$ kg/h, $\pm 0,128$ kg/h, y $\pm 0,083$ kg/h para presiones iguales a 8 bar(g), 7 bar(g), 4 bar(g), y 2 bar(g), respectivamente. La figura A.1 muestra que, el modelo predice valores de flujo másico menores a los definidos por los datos experimentales. Esto puede deberse a que el modelo de Rasouli estima el flujo másico como un valor promedio. Cabe destacar que, los errores relativos toman valores entre 15 a 20%.

A.1.1.2. Restricción variable y presión inicial constante

A continuación, la simbología y color a emplear para cada condición de presión inicial, es presentada en la tabla A.2

Tabla A.2 – Simbología para el modelo de Rasouli restricción variable y presión inicial constante.

Diámetro del orificio (mm)	4	3	2	1
Color	Rojo	Azul	Verde	Morado
Símbolo	○	□	◇	△
Cambio de condición de flujo experimental	• —•	• —•	• —•	• —•
Cambio de condición de flujo del modelo	• —•	• —•	• —•	• —•

Luego, se presentan las curvas características del proceso contrastando los datos obtenidos experimentalmente y los estimados por el modelo de Rasouli. Las curvas serán presentadas en la figura A.2, según el orden descrito a continuación:

- Curvas de la presión en el tanque, temperatura en el tanque y flujo másico para presiones iniciales de 8, 7, 4 y 2 bar(g) dentro del tanque de almacenamiento y considerando las siguientes condiciones:
 - Diámetro característico de la restricción de 4 mm
 - Diámetro característico de la restricción de 3 mm
 - Diámetro característico de la restricción de 2 mm
 - Diámetro característico de la restricción de 1 mm

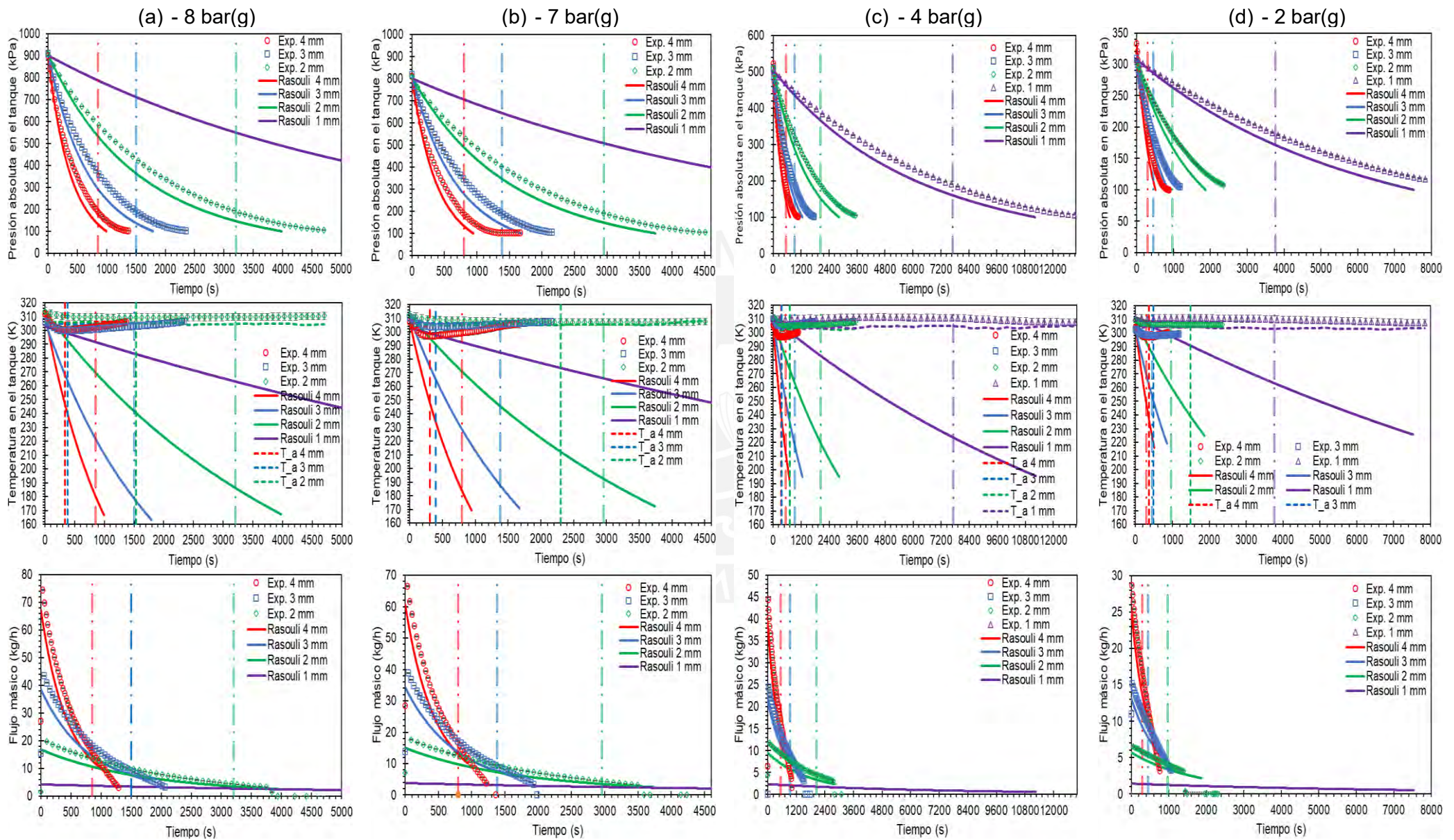


Figura A.2 – Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Rasouli para presiones manométricas iniciales en el tanque iguales a 8, 7, 4 y 2 bar(g).

La figura A.2 muestra el contraste entre los datos experimentales y los estimados por el modelo de Rasouli et al. [23], con respecto a la presión absoluta en el tanque, la temperatura en el tanque, y el flujo másico. Cada gráfica contiene curvas asociadas a los diámetros característicos de la restricción presentados en la tabla 2.12 (cuatro correspondientes al modelo de Rasouli et al. [23], y cuatro correspondientes a los datos experimentales). Además, se dividen en cuatro bloques según la presión inicial en el tanque: 8 bar(g), 7 bar(g), 4 bar(g), y 2 bar(g). Estas gráficas permiten contrastar el modelo con los datos experimentales considerando presión inicial constante y restricción variable.

Con respecto a la presión absoluta en el tanque, para una presión inicial del tanque fija y diámetro característico de la restricción variable se observa que, a mayor diámetro, la diferencia entre las presiones estimadas por el modelo y las experimentales, será mayor. Un ejemplo de ello se da a ($t=400$ s), y 8 bar(g) de presión inicial, y diámetros iguales a 3 y 4 mm. Para el caso 8 bar(g) y 3 mm se observa una diferencia aproximada de 55 kPa entre el modelo y los datos experimentales, en contraste, para el otro caso se observa una diferencia aproximada de 70 kPa. Esto se debe a que, a mayores diámetros característicos de la restricción, el modelo de Rasouli predice una descarga más rápida, por lo tanto, una disminución de la presión mayor.

La mayor discrepancia, representada por un error relativo cercano a 50%, entre la temperatura predicha por el modelo y los datos experimentales, sucede para el menor diámetro característico de la restricción de cada gráfica. Para las presiones iniciales iguales a 8 bar(g) y 7 bar(g), sucede en el caso de 2 mm, y para 4 bar(g), y 2 bar(g), sucede en el caso de 1 mm. Como se explicó anteriormente en la sección A.1.1.1, esto sucede debido a que, a menor diámetro característico de la restricción, el flujo de energía asociado al flujo másico que sale del tanque es menor, por lo tanto, el proceso de descarga se asemeja a un proceso isotérmico. Lo anterior, discrepa con los supuestos del modelo de Rasouli.

Dado que el modelo de Rasouli considera que todo el proceso de descarga será adiabático reversible, y, además, que el flujo siempre se encuentra estrangulado, se observa que la duración del proceso de descarga estimada por el modelo, siempre será menor que la duración experimental. Un ejemplo de ello, se da en la condición de 8 bar(g) y 4 mm, para la cual, el modelo de Rasouli predice una duración del proceso de 994 segundos, mientras que, el proceso experimental duró 1372 segundos.

A.1.2. Modelo de Glen (n=k)

En esta sección será implementado el modelo de Glen ($n=k$), el cual, fue presentado en la sección 1.5.4, considerando un exponente politrópico constante igual a la relación de calores específicos (k). Se presentarán las curvas características del proceso contrastando los datos obtenidos experimentalmente y los estimados por el modelo de Glen ($n=k$). Estas curvas siguen el orden descrito para el modelo de Rasouli (sección A.1.1)

A.1.2.1. Restricción constante y presión inicial variable

De manera análoga a la sección A.1.1.1 la comparación de las curvas características del proceso se presenta en la figura A.3. Se dispone de los datos experimentales y de los datos estimados por el modelo de esta sección. La simbología es la indicada por la tabla 3.3.

La figura A.3 muestra el contraste entre los datos experimentales y los estimados por el modelo de Glen et al. [25], con respecto a la presión absoluta en el tanque, la temperatura en el tanque, y el flujo másico. Cada gráfica contiene curvas asociadas a las presiones presentadas en la tabla 2.12 (cuatro correspondientes al modelo de Glen et al. [25], y cuatro correspondientes a los datos experimentales). Además, se dividen en cuatro bloques según el diámetro característico de la restricción: 4, 3, 2 y 1 mm. Estas gráficas permiten contrastar el modelo con los datos experimentales considerando restricción constante y presión inicial variable.

Con respecto a la presión absoluta en el tanque, se observa buena concordancia entre el modelo y los datos experimentales durante un periodo inicial menor al observado con el modelo de Rasouli. Este periodo abarca desde el inicio del proceso de descarga ($t=0$ s), hasta aproximadamente ($t=100$ s), periodo en el cual, se observan errores relativos entre los datos experimentales y el modelo, entorno al 10%.

Luego, los errores relativos aumentan hasta valores máximos entre 35% a 50%, en función a la presión inicial de descarga. Donde, el 50% de error relativo máximo corresponde a la presión de 8 bar(g). Esto se debe a que, el modelo de Glen ($n=k$) predice una disminución de presión en el tiempo más rápida que la predicha por el modelo de Rasouli. Esto puede deberse a que, el modelo de esta sección, no considera coeficiente de descarga en sus expresiones matemáticas.

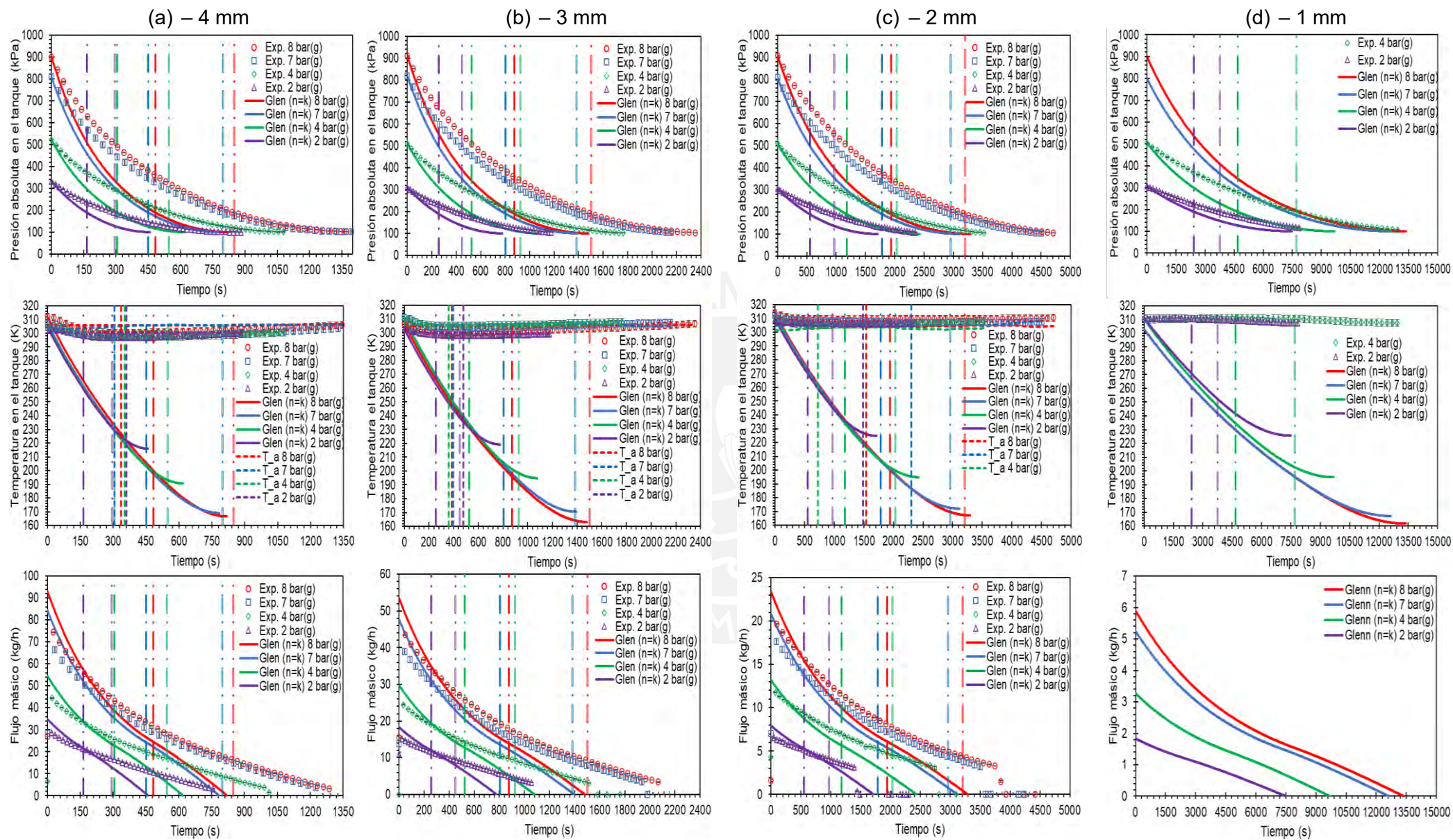


Figura A.3 – Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Glenn ($n=k$) para diámetros característicos de la restricción iguales 4, 3, 2 y 1 mm.

Los errores relativos son mayores que los descritos para el modelo de Rasouli. Por ejemplo, tomando como punto de referencia ($t=306$ s) para un diámetro característico de la restricción igual a 4 mm, se obtienen errores relativos iguales a 34,26%, 34,16%, 34,67%, y 33,31% para presiones iguales a 8 bar(g), 7 bar(g), 4 bar(g), y 2 bar(g), respectivamente. Esto puede deberse a que, a diferencia del modelo de Rasouli, el modelo de Glen ($n=k$), no considera coeficiente de descarga.

Con respecto a la temperatura en el tanque, los datos experimentales poseen una incertidumbre expandida igual a $\pm 2,54^{\circ}\text{C}$. Al igual que el modelo de Rasouli, el modelo de Glen ($n=k$), predice una constante disminución en la temperatura en el tanque. Esto se debe a que, el modelo considera al proceso de descarga como un proceso adiabático reversible, por lo tanto, no considera transferencia de calor con los alrededores. Dado que el modelo de Glen ($n=k$) predice una disminución de presión más rápida que la del modelo de Rasouli, lo que conlleva una disminución mayor de temperatura, para un determinado tiempo los errores relativos de este último modelo, son menores. Por ejemplo, para 8 bar(g), 2 mm y $t=1000$ s, el modelo de Rasouli presenta un error relativo entorno al 15%, mientras que, el modelo de Glen ($n=k$), presenta 20%.

La figura A.3 muestra que, el modelo predice valores de flujo másico mayores a los definidos por los datos experimentales. Esto puede deberse a que el modelo de Glen ($n=k$), realiza una aproximación del cambio de densidad mediante diferencias finitas o a la omisión del coeficiente de descarga. Cabe destacar que, los errores relativos máximos se encuentran entre 50 a 100%. Esto se debe a que, el modelo predice un proceso de descarga muy rápido, por lo tanto, en el tramo final del proceso, el modelo predice flujos másicos menores a los experimentales.

A.1.2.2. Restricción variable y presión inicial constante

De manera análoga a la sección A.1.1.2 la comparación de las curvas características del proceso se presenta en la figura A.4. La simbología es la indicada por la tabla 3.4.

La figura A.4 muestra el contraste entre los datos experimentales y los estimados por el modelo de Glen et al. [25], con respecto a la presión absoluta en el tanque, la temperatura en el tanque, y el flujo másico. Cada gráfica contiene curvas asociadas a los diámetros característicos de la restricción presentados en la tabla 2.12 (cuatro correspondientes al modelo de Glen et al. [25], y cuatro correspondientes a los datos experimentales). Además, se dividen en cuatro bloques según la presión inicial en el tanque: 8 bar(g), 7 bar(g), 4 bar(g), y 2 bar(g).

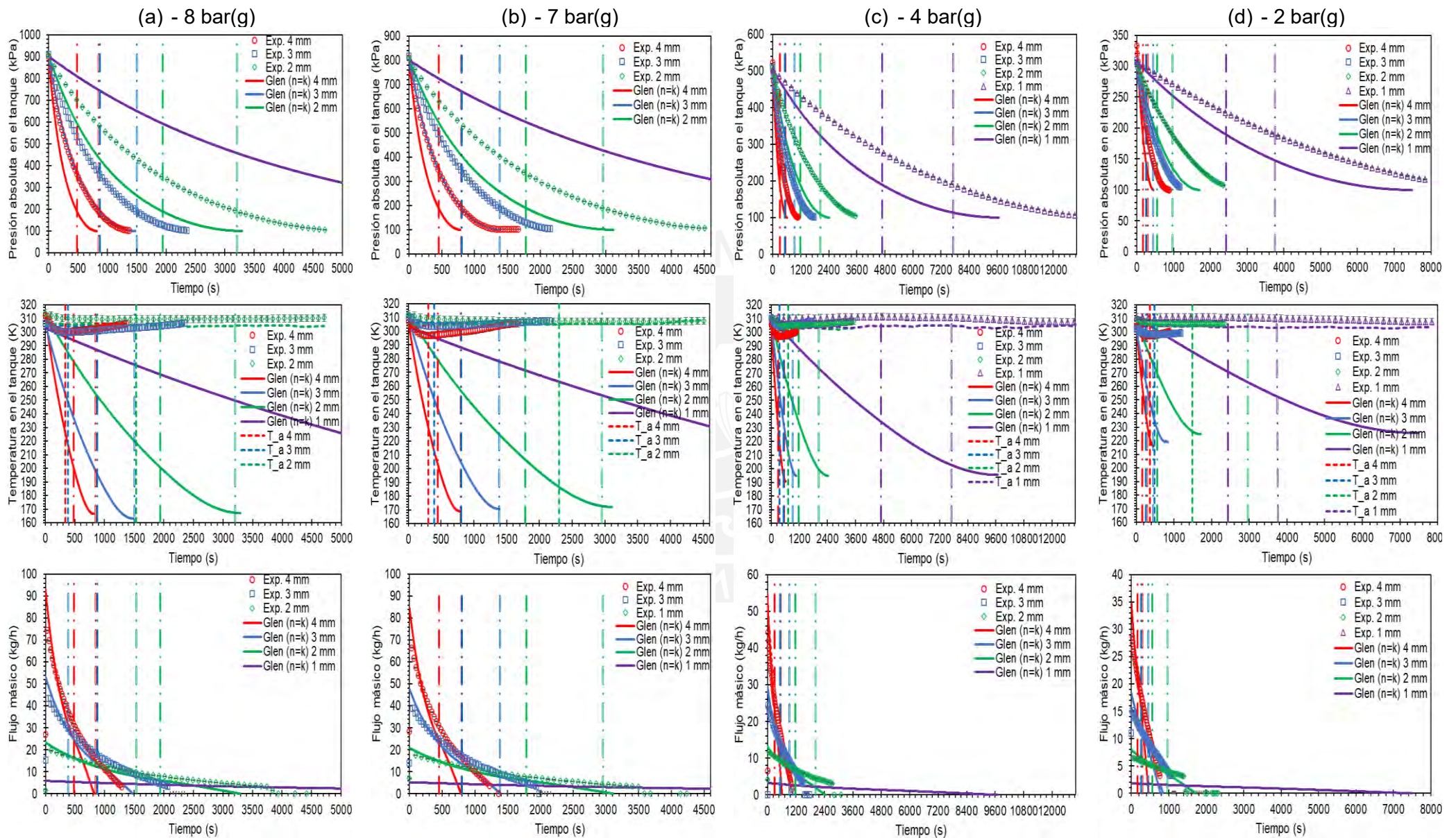


Figura A.4 – Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Glen (n=k) para presiones manométricas iniciales en el tanque iguales a 8, 7, 4 y 2 bar(g).

Estas gráficas permiten contrastar el modelo con los datos experimentales considerando presión inicial constante y restricción variable.

Con respecto a la presión absoluta en el tanque, para una presión inicial del tanque fija y diámetro característico de la restricción variable se observa que, a mayor diámetro, la diferencia entre las presiones estimadas por el modelo y las experimentales, será mayor. Un ejemplo de ello se da a ($t=400$ s), y 8 bar(g) de presión inicial, y diámetros iguales a 3 y 4 mm. Para el caso de 8 bar(g) y 3 mm se observa una diferencia aproximada de 150 kPa entre el modelo y los datos experimentales, en contraste, para el otro caso se observa una diferencia aproximada de 170 kPa. Esto se debe a que, a mayores diámetros característicos de la restricción, el modelo de Glen ($n=k$), predice un proceso más rápido que el que muestran los datos experimentales. Cabe destacar que, estas diferencias son aún mayores que las del modelo de Rasouli.

Las gráficas de flujo másico en función al tiempo de la figura A.4, muestran que, inicialmente, el flujo másico predicho por el modelo de Glen ($n=k$) es mayor que el expuesto por los datos experimentales. El error relativo inicial del flujo másico se encuentra en torno al 10 a 15%, sin embargo, la disminución de presión más rápida comparada con otros modelos, genera que, para el final del proceso, los errores relativos se encuentren en torno al 90%.

En comparación con el modelo de Rasouli, el modelo de Glen ($n=k$) predice tiempos totales de descarga menores. Esto puede deberse a la aproximación del cambio de densidad por diferencias finitas, o a que no se considera coeficiente de descarga. Como resultado se tiene que, para la condición de 8 bar(g) y 4 mm, el modelo de Glen ($n=k$) estima una duración del proceso de 820 segundos, mientras que, el proceso experimental duró 1372 segundos.

A.1.3. Modelo de Glen ($n=1$)

En esta sección será implementado el modelo de Glen ($n=1$), presentado en la sección 1.5.4, considerando un exponente politrópico constante e igual a 1. Se presentarán las curvas características del proceso contrastando los datos obtenidos experimentalmente, y los estimados por el modelo de Glen ($n=1$). Estas curvas siguen el orden descrito para el modelo de Rasouli (sección A.1.1)

A.1.3.1. Restricción constante y presión inicial variable

De manera análoga a la sección A.1.1.1 la comparación de las curvas características del proceso se presenta a continuación en la figura A.5. Se dispone de los datos experimentales y de los datos estimados por el modelo de esta sección. La simbología es la indicada por la tabla 3.3.

La figura A.5 muestra el contraste entre los datos experimentales y los estimados por el modelo de Glen et al. [25], con respecto a la presión absoluta en el tanque, la temperatura en el tanque, y el flujo másico. Cada gráfica contiene curvas asociadas a las presiones presentadas en la tabla 2.12 (cuatro correspondientes al modelo de Glen et al. [25], y cuatro correspondientes a los datos experimentales). Además, se dividen en cuatro bloques según el diámetro característico de la restricción: 4, 3, 2 y 1 mm. Estas gráficas permiten contrastar el modelo con los datos experimentales considerando restricción constante y presión inicial variable.

Con respecto a la presión absoluta en el tanque, se observa buena concordancia entre el modelo y los datos experimentales durante un periodo inicial similar al del modelo de Rasouli. Este periodo abarca desde el inicio del proceso de descarga ($t=0$ s), hasta aproximadamente ($t=200$ s), periodo en el cual, se observan errores relativos entre los datos experimentales y el modelo, entorno al 10%. Lo anterior, se debe a que el modelo de Glen ($n=1$), considera que se desarrolla un proceso isotérmico en el tanque, por lo tanto, mantiene la buena concordancia por un periodo de tiempo mayor que el modelo de Glen ($n=k$).

Luego, los errores relativos aumentan hasta valores máximos entre 25% a 40%, en función a la presión inicial de descarga. Donde, el 40% de error relativo máximo sucede cuando ($t=1500$ s), y corresponde a la condición de presión inicial de 8 bar(g) y 3 mm. En comparación con el modelo de Rasouli, este error máximo es mayor, sin embargo, es menor comparado con el modelo de Glen ($n=k$). Esto puede deberse a que, el modelo de esta sección, no considera coeficiente de descarga en sus expresiones matemáticas, sin embargo, al considerar el proceso dentro del tanque como isotérmico, el modelo de Glen ($n=1$) estima un proceso de descarga más prolongado, y, en consecuencia, una disminución de presión menor que la del modelo de Glen ($n=k$).

Los errores relativos son mayores que los descritos para el modelo de Rasouli. Por ejemplo, tomando como punto de referencia ($t=306$ s) para un diámetro característico de la restricción igual a 4 mm, se obtienen errores relativos iguales a 16,61%, 12,81%, 10,46%, y 34,17% para presiones iguales a 8 bar(g), 7 bar(g), 4 bar(g), y 2 bar(g),

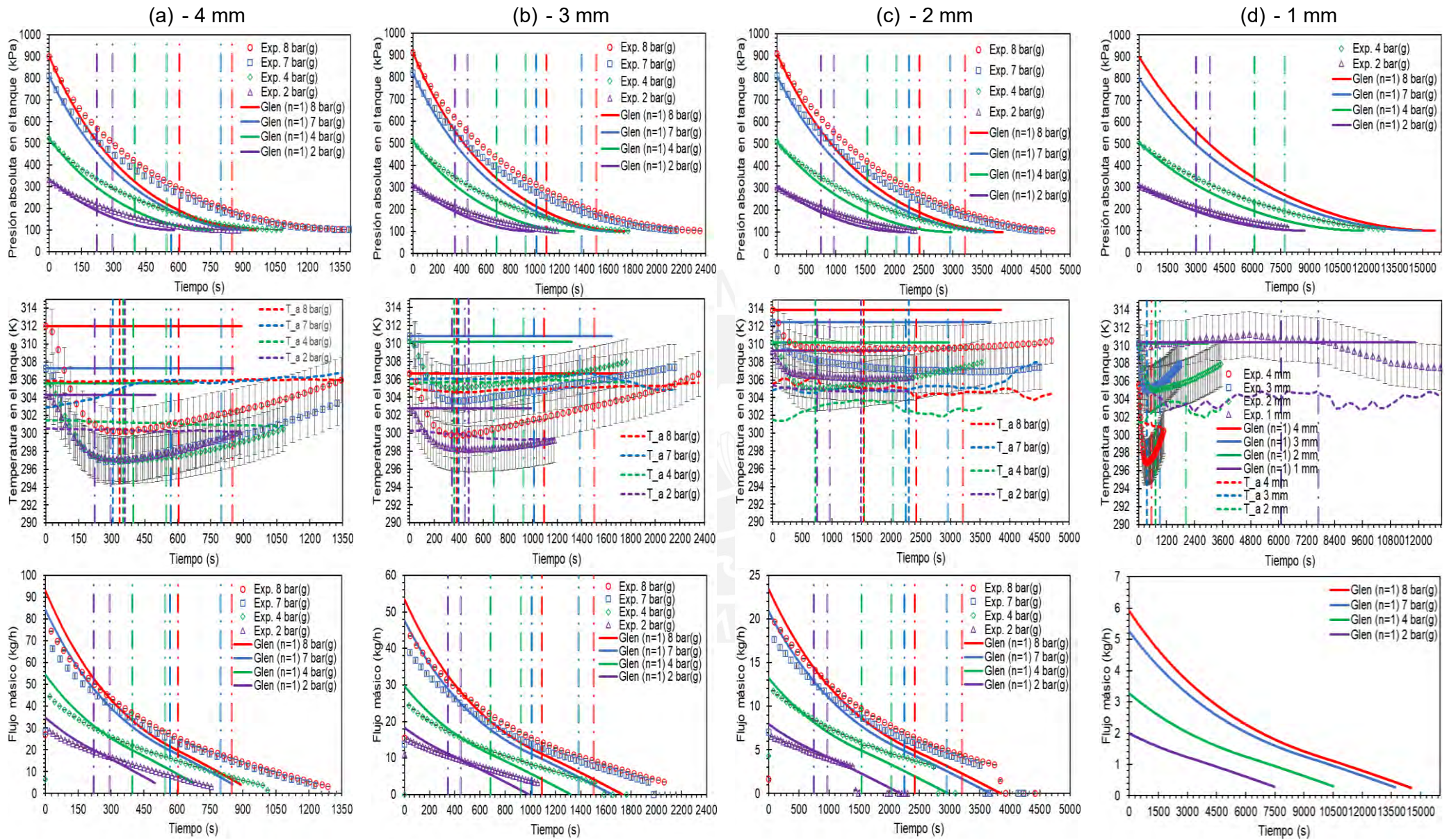


Figura A.5 – Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Glen (n=1) para diámetros característicos de la restricción iguales 4, 3, 2 y 1 mm.

respectivamente. Esto puede deberse a que, a diferencia del modelo de Rasouli, el modelo de Glen ($n=1$), no considera coeficiente de descarga. Sin embargo, estos errores relativos son menores a los del modelo de Glen ($n=k$).

Con respecto a la temperatura en el tanque, los datos experimentales poseen una incertidumbre expandida igual a $\pm 2,54^{\circ}\text{C}$. A diferencia de los dos modelos anteriores, el modelo de Glen ($n=1$) considera que la temperatura dentro del tanque se mantiene constante durante todo el proceso de descarga. Por este motivo, los errores relativos son menores que aquellos modelos que no consideran temperatura constante en el tanque. Por ejemplo, para 8 bar(g), 2 mm y $t=1000$ s, el modelo de Rasouli presenta un error relativo entorno al 15%, mientras que, el modelo de Glen ($n=1$), presenta 1,5%.

La figura A.5 muestra que, el modelo predice valores de flujo másico mayores a los definidos por los datos experimentales. Esto puede deberse a que el modelo de Glen ($n=k$), realiza una aproximación del cambio de densidad mediante diferencias finitas o a la omisión del coeficiente de descarga. Cabe destacar que, los errores relativos asociados al flujo másico se encuentran entre 20 a 95%. A pesar de que el modelo de Glen ($n=1$), predice un proceso de descarga más largo, en comparación con el modelo de Glen ($n=k$), este proceso continúa siendo de menor duración que el proceso experimental. Por ello, los mayores errores relativos (alrededor de 95%), suceden en el tramo final del proceso de descarga. Por otro lado, los errores relativos asociados al flujo másico cercanos al 20%, se registran para las menores presiones iniciales en el tanque (p.ej. 2 bar(g)).

A.1.3.2. Restricción variable y presión inicial constante

De manera análoga a la sección A.1.1.2 la comparación de las curvas características del proceso es presentada a continuación, en la figura A.6. La simbología es la indicada por la tabla 3.4.

La figura A.6 muestra el contraste entre los datos experimentales y los predichos por el modelo de Glen et al. [25], con respecto a la presión absoluta en el tanque, la temperatura en el tanque, y el flujo másico. Cada gráfica contiene curvas asociadas a los diámetros característicos de la restricción presentados en la tabla 2.12 (cuatro correspondientes al modelo de Glen et al. [25], y cuatro correspondientes a los datos experimentales). Además, se dividen en cuatro bloques según la presión inicial en el tanque: 8 bar(g), 7 bar(g), 4 bar(g), y 2 bar(g).

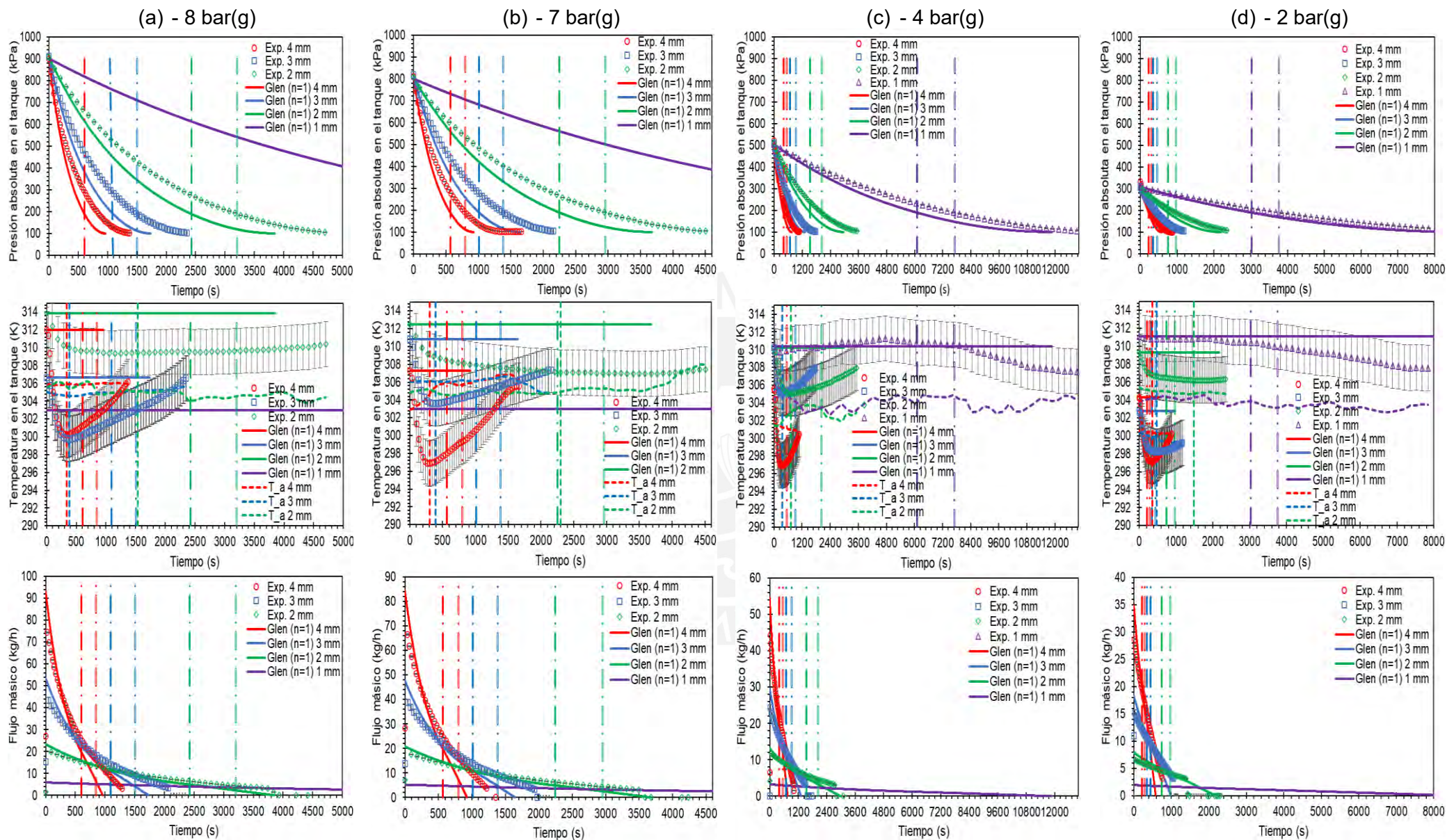


Figura A.6 – Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Glen (n=1) para presiones manométricas iniciales en el tanque iguales a 8, 7, 4 y 2 bar(g).

Estas gráficas permiten contrastar el modelo con los datos experimentales considerando presión inicial constante y restricción variable.

Con respecto a la presión absoluta en el tanque, para una presión inicial del tanque fija y diámetro característico de la restricción variable se observa que, a mayor diámetro, la diferencia entre las presiones estimadas por el modelo y las experimentales, será mayor. Un ejemplo de ello se da a $t=672$ s) y 8 bar(g) de presión inicial, y diámetros iguales a 4, 3, y 2 mm. Para el caso de 8 bar(g) y 4 mm se observa una diferencia aproximada de 98 kPa entre el modelo y los datos experimentales, en contraste, para el segundo caso, se observa una diferencia aproximada de 92 kPa, y para el tercer caso, 52 kPa. Esto se debe a que, a mayores diámetros característicos de la restricción, el modelo de Glen ($n=1$), a pesar de ser un modelo isotérmico, sigue prediciendo un proceso más rápido que el que muestran los datos experimentales. Sin embargo, las diferencias de presiones y los errores relativos asociados a éstas, son menores que los alcanzados por el modelo de Glen ($n=k$).

Las gráficas de flujo másico en función al tiempo de la figura A.6, muestran que, inicialmente, el flujo másico predicho por el modelo de Glen ($n=k$) es mayor que el expuesto por los datos experimentales. El error relativo inicial del flujo másico se encuentra en torno al 8 a 16%, sin embargo, la disminución de presión más rápida comparada con los datos experimentales, genera que, para el final del proceso, los errores relativos se encuentren en torno al 90%.

En comparación con el modelo de Rasouli, el modelo de Glen ($n=1$) predice tiempos totales de descarga menores. Esto puede deberse a la aproximación del cambio de densidad por diferencias finitas, o a que no se considera coeficiente de descarga. Cabe destacar que, para los diámetros de 4, 3 y 2 mm en conjunto con una presión inicial igual a 2 bar(g), el modelo de Glen ($n=1$), predice tiempos totales de descarga más cercanos (mayores) a los experimentales. Por ejemplo, para la condición de 2 bar(g) y 4 mm, el modelo de Glen ($n=1$) estima una duración del proceso de 581 segundos, mientras que, el modelo de Rasouli, 510 segundos.

A.1.4. Modelo de Dutton ($n=k$)

En esta sección será implementado el modelo de Dutton ($n=k$) [26], el cual, fue presentado en la sección 1.5.1, considerando un exponente politrópico constante igual a la relación de calores específicos (k). Se presentarán las curvas características del proceso contrastando los datos obtenidos experimentalmente y los por el modelo de Dutton ($n=k$). Estas curvas siguen el orden descrito para el modelo de Rasouli (sección A.1.1)

A.1.4.1. Restricción constante y presión inicial variable

De manera análoga a la sección A.1.1.1 la comparación de las curvas características del proceso se presenta a continuación en la figura A.7. Se dispone de los datos experimentales y de los datos estimados por el modelo de esta sección. La simbología es la indicada por la tabla 3.3.

La figura A.7 muestra el contraste entre los datos experimentales y los estimados por el modelo de Dutton et al. [26], con respecto a la presión absoluta en el tanque, la temperatura en el tanque, y el flujo másico. Cada gráfica contiene curvas asociadas a las presiones presentadas en la tabla 2.12 (cuatro correspondientes al modelo de Dutton et al. [26], y cuatro correspondientes a los datos experimentales). Además, se dividen en cuatro bloques según el diámetro característico de la restricción: 4, 3, 2 y 1 mm. Estas gráficas permiten contrastar el modelo con los datos experimentales considerando restricción constante y presión inicial variable.

Con respecto a la presión absoluta en el tanque, se observa buena concordancia entre el modelo y los datos experimentales durante un breve periodo inicial. Este periodo abarca desde el inicio del proceso de descarga ($t=0$ s), hasta aproximadamente ($t=90$ s), periodo en el cual, se observan errores relativos entre los datos experimentales y el modelo, entorno al 10%. Lo anterior, se debe a que el modelo de Dutton ($n=k$) considera un proceso adiabático reversible, lo cual, se cumple solo al inicio del proceso experimental, debido a que, existe transferencia de calor con los alrededores. Por lo tanto, el modelo de Dutton ($n=k$) predice mayor disminución de presión en el tiempo que la definida por los datos experimentales.

Luego, los errores relativos aumentan hasta valores entre 36% a 55%, en función a la presión inicial de descarga. Donde, el 37% de error relativo máximo sucede cuando ($t=350$ s), y corresponde a la condición de presión inicial de 2 bar(g) y 4 mm. Mientras que, el error relativo de 55% sucede cuando ($t=680$ s), y corresponde a la condición de presión inicial de 8 bar(g) y 4 mm. Lo anterior, sucede porque para el proceso de mayor presión inicial (8 bar(g)), el modelo de Dutton ($n=k$) predice mayores disminuciones de presión con respecto a los datos experimentales, que para el caso de 2 bar(g), y, por lo tanto, se refleja en mayores errores relativos.

Los errores relativos son mayores que los descritos para el modelo de Rasouli. Por ejemplo, tomando como punto de referencia ($t=306$ s) para un diámetro característico de la restricción igual a 4 mm, se obtienen errores relativos iguales a 34,17%, 34%, 35,77%, y 35,27% para presiones iguales a 8 bar(g), 7 bar(g), 4 bar(g), y 2 bar(g), respectivamente.

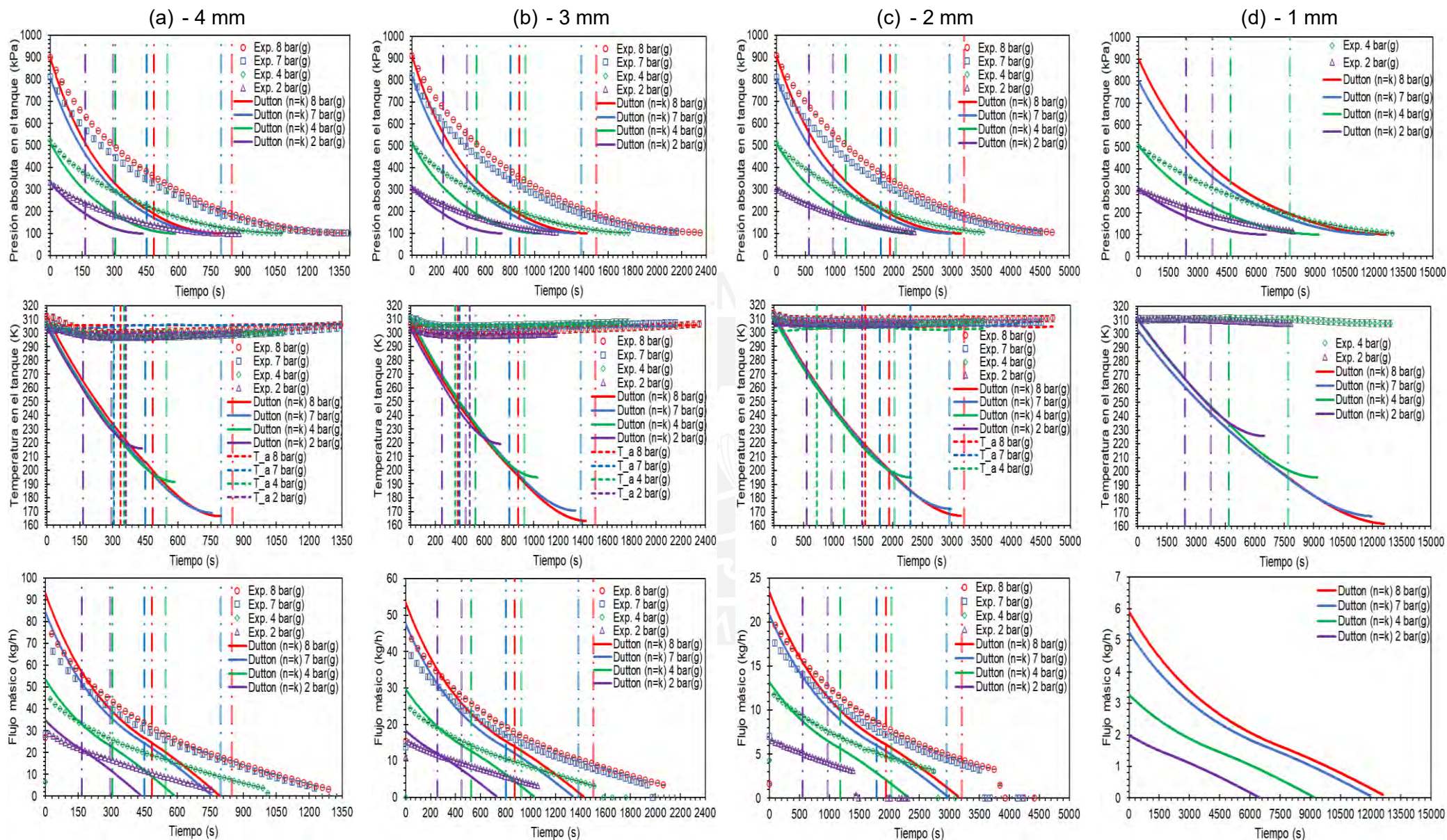


Figura A.7 – Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Dutton ($n=k$) para diámetros característicos de la restricción iguales 4, 3 y 1 mm.

Esto puede deberse a que, a diferencia del modelo de Rasouli, el modelo de Dutton ($n=k$), no considera coeficiente de descarga.

Con respecto a la temperatura en el tanque, los datos experimentales poseen una incertidumbre expandida igual a $\pm 2,54^{\circ}\text{C}$. Al igual que el modelo de Rasouli y el modelo de Glen ($n=k$), el modelo de Dutton ($n=k$), predice una constante disminución en la temperatura en el tanque. Esto se debe a que, el modelo considera al proceso de descarga como un proceso adiabático reversible, por lo tanto, no considera transferencia de calor con los alrededores. Dado que el modelo de Dutton ($n=k$) predice una disminución de presión más rápida que la del modelo de Rasouli, lo que conlleva una disminución mayor de temperatura, para un determinado tiempo los errores relativos de este último modelo, son menores. Por ejemplo, para 8 bar(g), 2 mm y $t=1000$ s, el modelo de Rasouli presenta un error relativo entorno al 15%, mientras que, el modelo de Dutton ($n=k$) presenta alrededor de 20%.

La figura A.7 muestra que, el modelo predice valores de flujo másico mayores a los definidos por los datos experimentales. Esto puede deberse a que el modelo de Dutton ($n=k$), no considera coeficiente de descarga. Cabe destacar que, los errores relativos máximos se encuentran entre 60 a 95%. Esto se debe a que, el modelo predice un proceso de descarga muy rápido, por lo tanto, en el tramo final del proceso, el modelo predice flujos másicos menores a los experimentales.

A.1.4.2. Restricción variable y presión inicial constante

De manera análoga a la sección A.1.1.2 la comparación de las curvas características del proceso se presenta en la figura A.8. La simbología es la indicada por la tabla 3.4.

La figura A.8 muestra el contraste entre los datos experimentales y los estimados por el modelo de Glen et al. [25], con respecto a la presión absoluta en el tanque, la temperatura en el tanque, y el flujo másico. Cada gráfica contiene curvas asociadas a los diámetros característicos de la restricción presentados en la tabla 2.12 (cuatro correspondientes al modelo de Glen et al. [25], y cuatro correspondientes a los datos experimentales). Además, se dividen en cuatro bloques según la presión inicial en el tanque: 8 bar(g), 7 bar(g), 4 bar(g), y 2 bar(g).

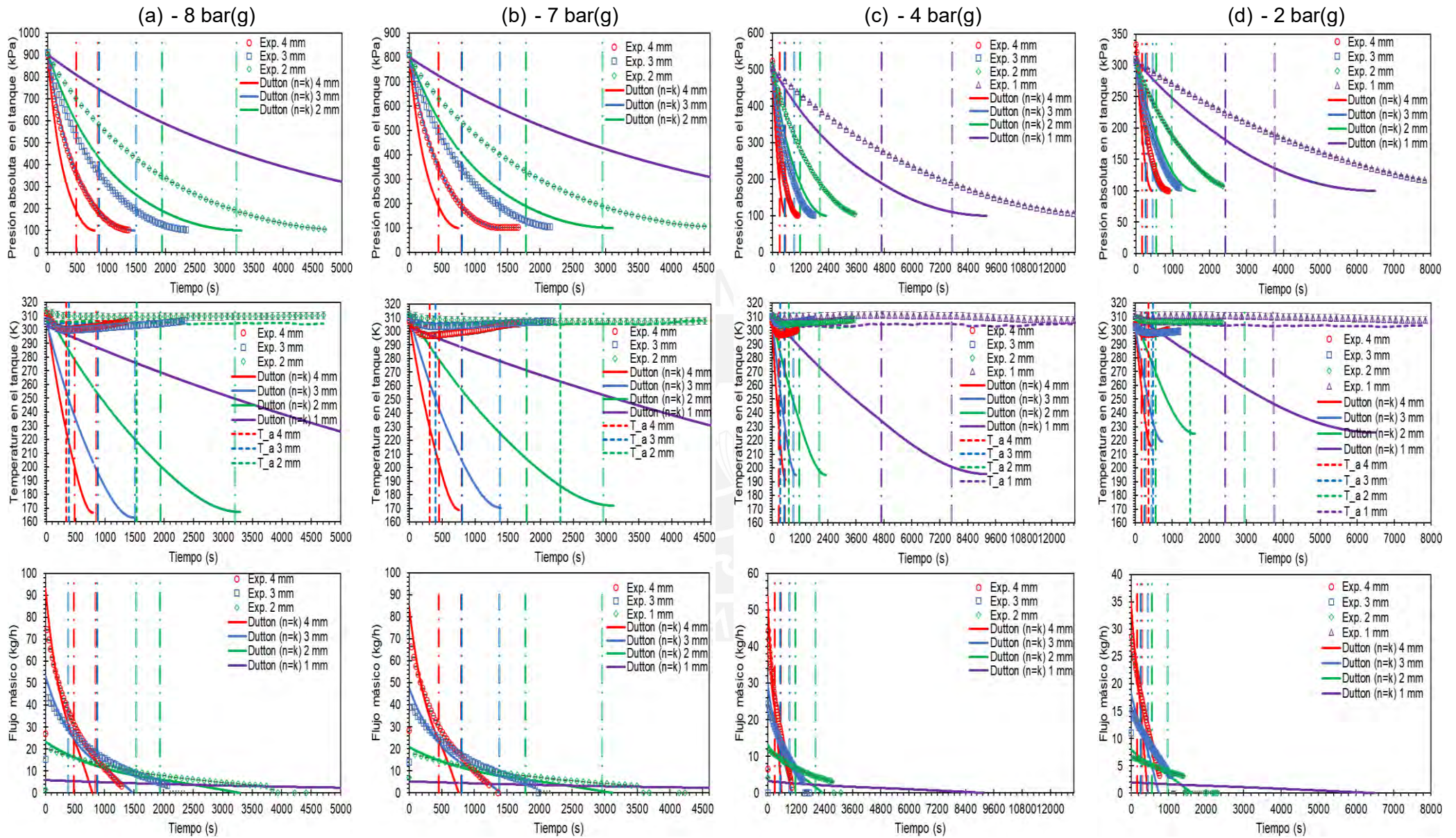


Figura A.8 – Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Dutton ($n=k$) para presiones manométricas iniciales en el tanque iguales a 8, 7, 4 y 2 bar(g).

Estas gráficas permiten contrastar el modelo con los datos experimentales considerando presión inicial constante y restricción variable.

Con respecto a la presión absoluta en el tanque, para una presión inicial del tanque fija y diámetro característico de la restricción variable se observa que, a mayor diámetro, la diferencia entre las presiones estimadas por el modelo y las experimentales, será mayor. Un ejemplo de ello se da a ($t=400$ s), y 8 bar(g) de presión inicial, y diámetros iguales a 3 y 4 mm. Para el caso de 8 bar(g) y 3 mm se observa una diferencia aproximada de 155 kPa entre el modelo y los datos experimentales, en contraste, para el otro caso se observa una diferencia aproximada de 172 kPa. Esto se debe a que, a mayores diámetros característicos de la restricción, el modelo de Dutton ($n=k$), predice un proceso más rápido que el que muestran los datos experimentales. Cabe destacar que, estas diferencias son aún mayores que las del modelo de Rasouli.

Las gráficas de flujo másico en función al tiempo de la figura A.8, muestran que, inicialmente, el flujo másico predicho por el modelo de Dutton ($n=k$) es mayor que el expuesto por los datos experimentales. El error relativo inicial del flujo másico se encuentra en torno al 10 a 15%, sin embargo, la disminución de presión más rápida comparada con otros modelos, genera que, el error relativo aumenta, llegando a un valor en torno al 95%.

En comparación con el modelo de Rasouli, el modelo de Dutton ($n=k$) predice tiempos totales de descarga menores. Esto puede deberse a que el modelo de Rasouli, sí considera coeficiente de descarga en sus expresiones. Como resultado se tiene que, para la condición de 7 bar(g) y 3 mm, el modelo de Dutton ($n=k$), estima una duración del proceso de 1351 segundos, el de Rasouli 1681 segundos, y el proceso de descarga experimental toma 2156 segundos.

A.1.5. Modelo de Dutton ($n=1$)

En esta sección será implementado el modelo de Dutton ($n=1$) [26], presentado en la sección 1.5.2, considerando un exponente politrópico constante e igual a 1. Se presentarán las curvas características del proceso contrastando los datos obtenidos experimentalmente, y los estimados por el modelo de Dutton ($n=1$) Estas curvas siguen el orden descrito para el modelo de Rasouli (sección A.1.1)

A.1.5.1. Restricción constante y presión inicial variable

De manera análoga a la sección A.1.1.1 la comparación de las curvas características del proceso se presenta a continuación en la figura A.9. Se dispone de los datos experimentales y de los datos estimados por el modelo de esta sección. La simbología es la indicada por la tabla 3.3.

La figura A.5 muestra el contraste entre los datos experimentales y los estimados por el modelo de Dutton et al. [26], con respecto a la presión absoluta en el tanque, la temperatura en el tanque, y el flujo másico. Cada gráfica contiene curvas asociadas a las presiones presentadas en la tabla 2.12 (cuatro correspondientes al modelo de Dutton et al. [26], y cuatro correspondientes a los datos experimentales). Además, se dividen en cuatro bloques según el diámetro característico de la restricción: 4, 3, 2 y 1 mm. Estas gráficas permiten contrastar el modelo con los datos experimentales considerando restricción constante y presión inicial variable.

Con respecto a la presión absoluta en el tanque, se observa buena concordancia entre el modelo y los datos experimentales durante un periodo inicial similar al del modelo de Rasouli. Este periodo abarca desde el inicio del proceso de descarga ($t=0$ s), hasta aproximadamente ($t=200$ s), periodo en el cual, se observan errores relativos entre los datos experimentales y el modelo, entorno al 10%. Lo anterior, se debe a que el modelo de Dutton ($n=1$), considera que se desarrolla un proceso isotérmico en el tanque, por lo tanto, mantiene la buena concordancia por un periodo de tiempo mayor que el modelo de Dutton ($n=k$), dado que, los datos experimentales, muestran variaciones de temperatura entre 12 a 4 K.

Luego, los errores relativos aumentan hasta valores máximos entre 25% a 44%, en función a la presión inicial de descarga. Donde, el 44% de error relativo máximo sucede cuando ($t=1500$ s), y corresponde a la condición de presión inicial de 8 bar(g) y 3 mm. En comparación con el modelo de Rasouli, este error máximo es mayor, sin embargo, es menor comparado con el modelo de Dutton ($n=k$), y Glen ($n=k$). Esto puede deberse a que, el modelo de esta sección, no considera coeficiente de descarga en sus expresiones matemáticas, sin embargo, al considerar el proceso dentro del tanque como isotérmico, el modelo de Dutton ($n=1$) estima un proceso de descarga de mayor duración, y, en consecuencia, una disminución de presión menor que la del modelo de Glen ($n=k$), y Dutton ($n=k$).

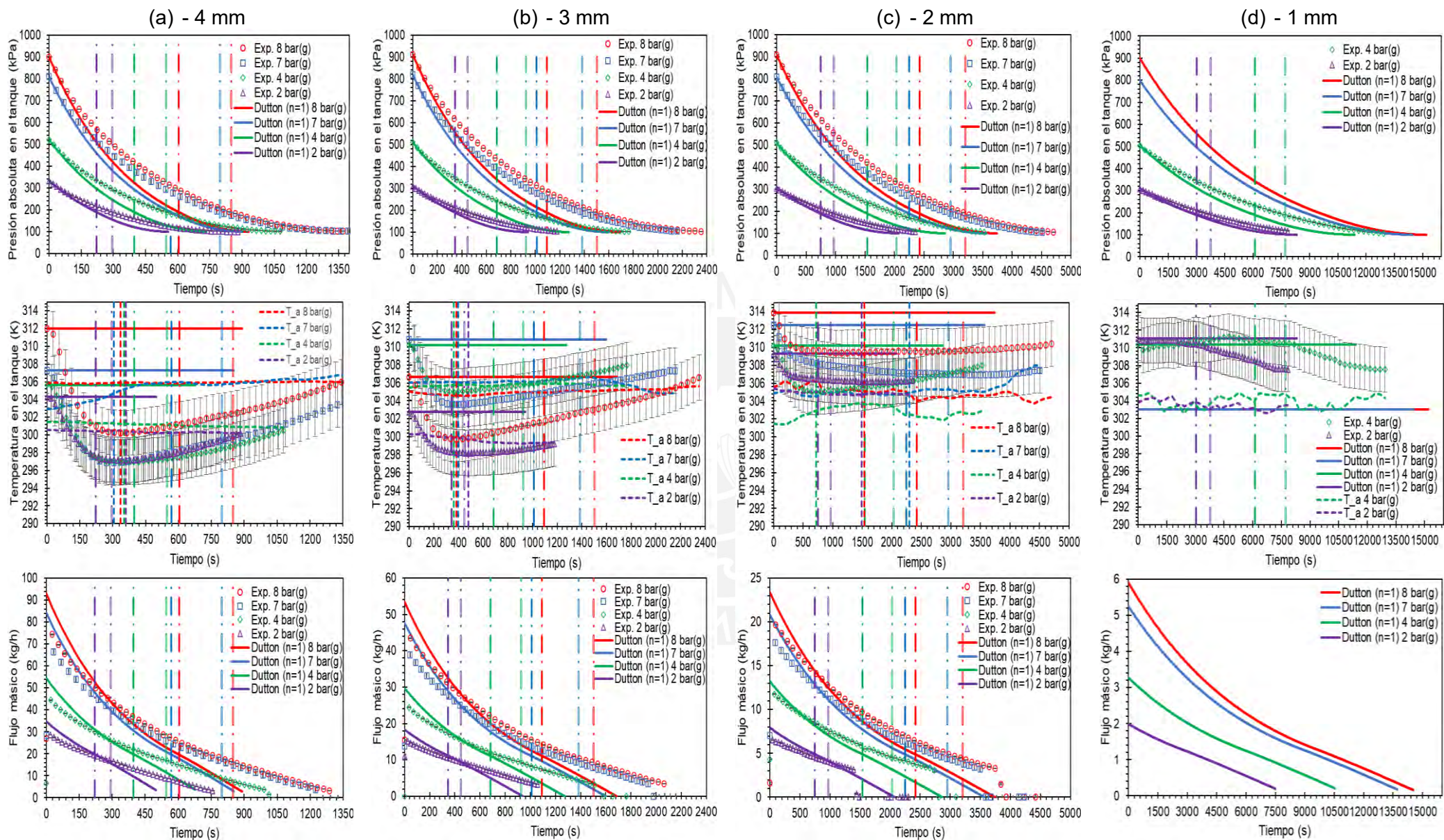


Figura A.9 – Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Dutton ($n=1$) para diámetros característicos de la restricción iguales 4, 3 y 1 mm.

Los errores relativos son mayores que los descritos para el modelo de Rasouli. Por ejemplo, tomando como punto de referencia ($t=306$ s) para un diámetro característico de la restricción igual a 4 mm, se obtienen errores relativos iguales a 16,53%, 16,59%, 17,18 %, y 18,94% para presiones iguales a 8 bar(g), 7 bar(g), 4 bar(g), y 2 bar(g),, respectivamente.

Con respecto a la temperatura en el tanque, los datos experimentales poseen una incertidumbre expandida igual a $\pm 2,54^{\circ}\text{C}$. A diferencia de los modelos de Glen ($n=k$), y Dutton ($n=k$), el modelo de Dutton ($n=1$) considera que la temperatura dentro del tanque se mantiene constante durante todo el proceso de descarga. Por este motivo, los errores relativos son menores. Por ejemplo, para 8 bar(g), 2 mm y $t=1000$ s, el modelo de Dutton ($n=k$) presenta un error relativo entorno al 15%, mientras que, el modelo de Dutton ($n=1$), presenta 1,5%.

La figura A.9 muestra que, el modelo predice, inicialmente, valores de flujo másico mayores a los definidos por los datos experimentales, para ($t=0$ s) el modelo predice un flujo másico igual a 94 kg/h, mientras que, los datos experimentales indican 75 kg/h. Esto puede deberse a que el modelo de Dutton ($n=1$), no considera el coeficiente de descarga. Cabe destacar que, los errores relativos asociados al flujo másico se encuentran entre 20 a 95%. A pesar de que el modelo de Dutton ($n=1$), predice un proceso de descarga más largo, en comparación con el modelo de Dutton ($n=k$), este proceso continúa siendo de menor duración que el proceso experimental. Por ello, los mayores errores relativos (alrededor de 95%), suceden en el tramo final del proceso de descarga. Por otro lado, los errores relativos asociados al flujo másico cercanos al 20%, se registran para las menores presiones iniciales en el tanque (p.ej. 2 bar(g)).

A.1.5.2. Restricción variable y presión inicial constante

De manera análoga a la sección A..1.2 la comparación de las curvas características del proceso es presentada a continuación, en la figura A.10. La simbología es la indicada por la tabla 3.4.

La figura A.6 muestra el contraste entre los datos experimentales y los estimados por el modelo de Dutton et al. [26], con respecto a la presión absoluta en el tanque, la temperatura en el tanque, y el flujo másico. Cada gráfica contiene curvas asociadas a los diámetros característicos de la restricción presentados en la tabla 2.12 (cuatro correspondientes al modelo de Dutton et al. [26], y cuatro correspondientes a los datos experimentales). Además, se dividen en cuatro bloques según la presión inicial en el tanque: 8 bar(g), 7 bar(g), 4 bar(g), y 2 bar(g).

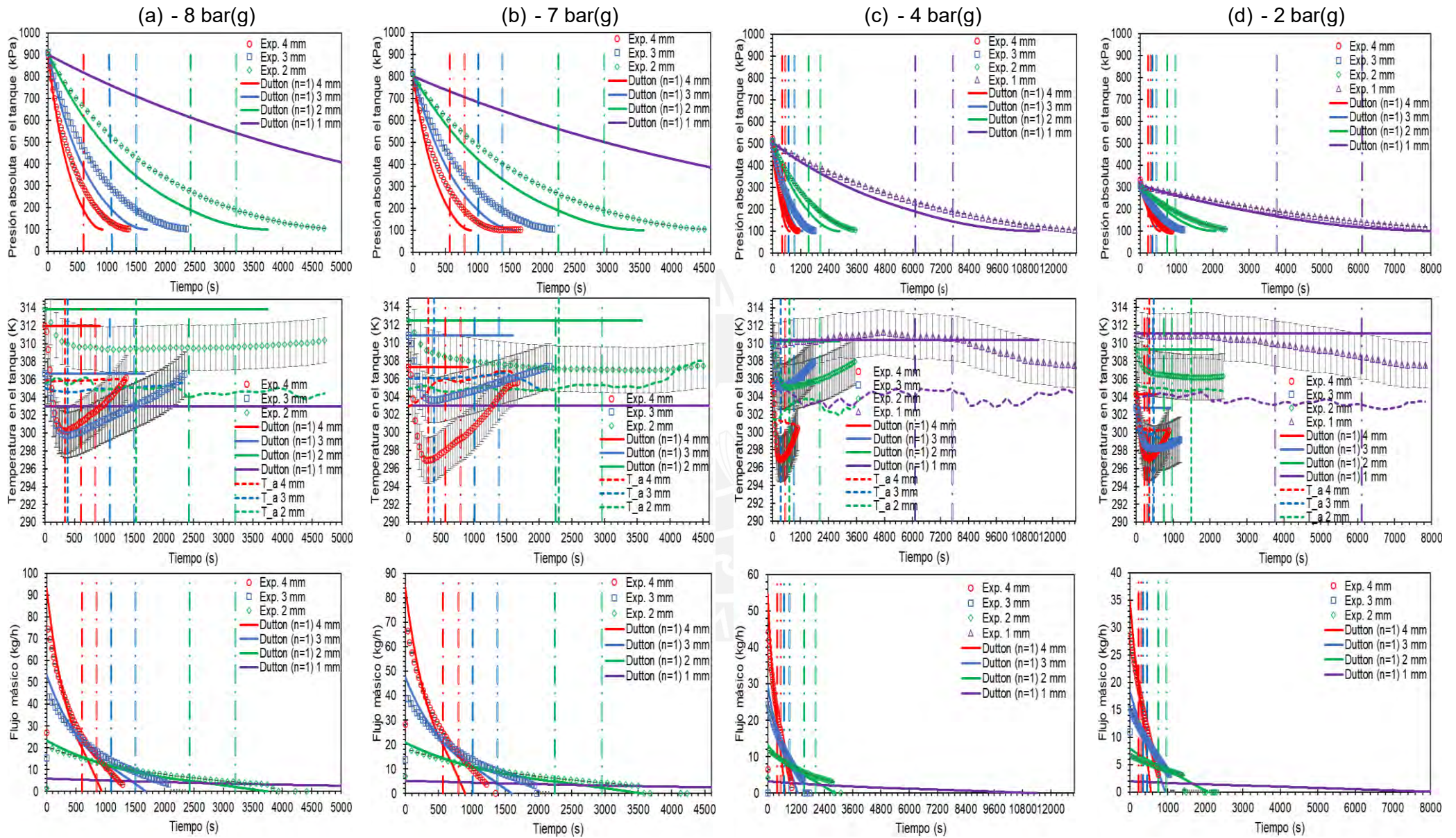


Figura A.10 – Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Dutton (n=1) para presiones manométricas iniciales en el tanque iguales a 8, 7, 4 y 2 bar(g).

Estas gráficas permiten contrastar el modelo con los datos experimentales considerando presión inicial constante y restricción variable.

Con respecto a la presión absoluta en el tanque, para una presión inicial del tanque fija y diámetro característico de la restricción variable se observa que, a mayor diámetro, la diferencia entre las presiones estimadas por el modelo y las experimentales, será mayor. Un ejemplo de ello se da a ($t=672$ s) y 8 bar(g) de presión inicial, y diámetros iguales a 4, 3, y 2 mm. Para el caso de 8 bar(g) y 4 mm se observa una diferencia aproximada de 100 kPa entre el modelo y los datos experimentales, en contraste, para el segundo caso, se observa una diferencia aproximada de 92 kPa, y para el tercer caso, 52 kPa. Esto se debe a que, a mayores diámetros característicos de la restricción, el modelo de Dutton ($n=1$), a pesar de ser un modelo isotérmico, sigue prediciendo un proceso más rápido que el que muestran los datos experimentales. Sin embargo, las diferencias de presiones y los errores relativos asociados a éstas, son menores que los alcanzados por el modelo de Dutton ($n=k$).

Las gráficas de flujo másico en función al tiempo de la figura A.10, muestran que, inicialmente, el flujo másico predicho por el modelo de Dutton ($n=k$) es mayor que el expuesto por los datos experimentales. El error relativo inicial del flujo másico se encuentra en torno al 8 a 16%, sin embargo, la disminución de presión más rápida comparada con los datos experimentales, genera que, para el final del proceso, los errores relativos se encuentren en torno al 90%.

En comparación con el modelo de Rasouli, y los datos experimentales, el modelo de Dutton ($n=1$) predice tiempos totales de descarga menores. Esto puede deberse a que no se considera coeficiente de descarga. Cabe destacar que, para los diámetros de 4, 3 y 2 mm en conjunto con una presión inicial igual a 2 bar(g), el modelo de Dutton ($n=1$), predice tiempos totales de descarga más cercanos (mayores) a los experimentales. Por ejemplo, para la condición de 2 bar(g) y 4 mm, el modelo de Dutton ($n=1$) estima una duración del proceso de 556 segundos, mientras que, el modelo de Rasouli, 510 segundos. Ambos tiempos totales de descarga, son menores que el tiempo experimental igual a 882 segundos.

A.1.6. Modelo de Ardanuy ($n=k$)

En esta sección será implementado el modelo de Ardanuy ($n=k$) [27], el cual, fue presentado en la sección 1.5.3, considerando un exponente politrópico constante igual a la relación de calores específicos (k). Se presentarán las curvas características del proceso contrastando los datos obtenidos experimentalmente y los estimados por el

modelo de Ardanuy ($n=k$). Estas curvas siguen el orden descrito para el modelo de Rasouli (sección A.1.1).

A.1.6.1. Restricción constante y presión inicial variable

De manera análoga a la sección A.1.1.1 la comparación de las curvas características del proceso se presenta en la figura A.11. Se dispone de los datos experimentales y de los datos estimados por el modelo de esta sección. La simbología es la indicada por la tabla 3.3.

La figura A.11 muestra el contraste entre los datos experimentales y los estimados por el modelo de Ardanuy ($n=k$) [27] con respecto a la presión absoluta en el tanque, la temperatura en el tanque, y el flujo másico. Cada gráfica contiene curvas asociadas a las presiones presentadas en la tabla 2.12 (cuatro correspondientes al modelo de Glen et al. [25], y cuatro correspondientes a los datos experimentales). Además, se dividen en cuatro bloques según el diámetro característico de la restricción: 4, 3, 2 y 1 mm. Estas gráficas permiten contrastar el modelo con los datos experimentales considerando restricción constante y presión inicial variable.

Con respecto a la presión absoluta en el tanque, se observa buena concordancia entre el modelo y los datos experimentales durante un periodo inicial mayor al observado con respecto a los otros modelos. Este periodo abarca desde el inicio del proceso de descarga ($t=0$ s), hasta aproximadamente ($t=800$ s), periodo en el cual, se observan errores relativos entre los datos experimentales y el modelo, entorno al 10%. Estos errores son válidos para una presión de 8 bar(g) y 4 mm, sin embargo, el periodo se reduce hasta 300 segundos en el caso de 2 bar(g) y 4 mm, debido a que, este último proceso tiende a ser isotérmico.

Luego, los errores relativos aumentan hasta valores máximos entre 23% a 27%, en función a la presión inicial de descarga. Donde, el 27% de error relativo máximo corresponde a la presión de 7 bar(g). Esto se debe a que, el modelo de Ardanuy ($n=k$) predice una disminución de presión en el tiempo más lenta que la predicha por los demás modelos. Esto se debe a que, el modelo de esta sección, considera el coeficiente de contracción.

Los errores relativos son menores, en la mayoría de los casos, que los descritos para los otros modelos. Por ejemplo, tomando como punto de referencia ($t=306$ s) para un diámetro característico de la restricción igual a 4 mm, se obtienen errores relativos iguales a 3,35%, 3,66%, 4,28%, y 9,47% para presiones iguales a 8 bar(g), 7 bar(g), 4 bar(g), y 2 bar(g), respectivamente.

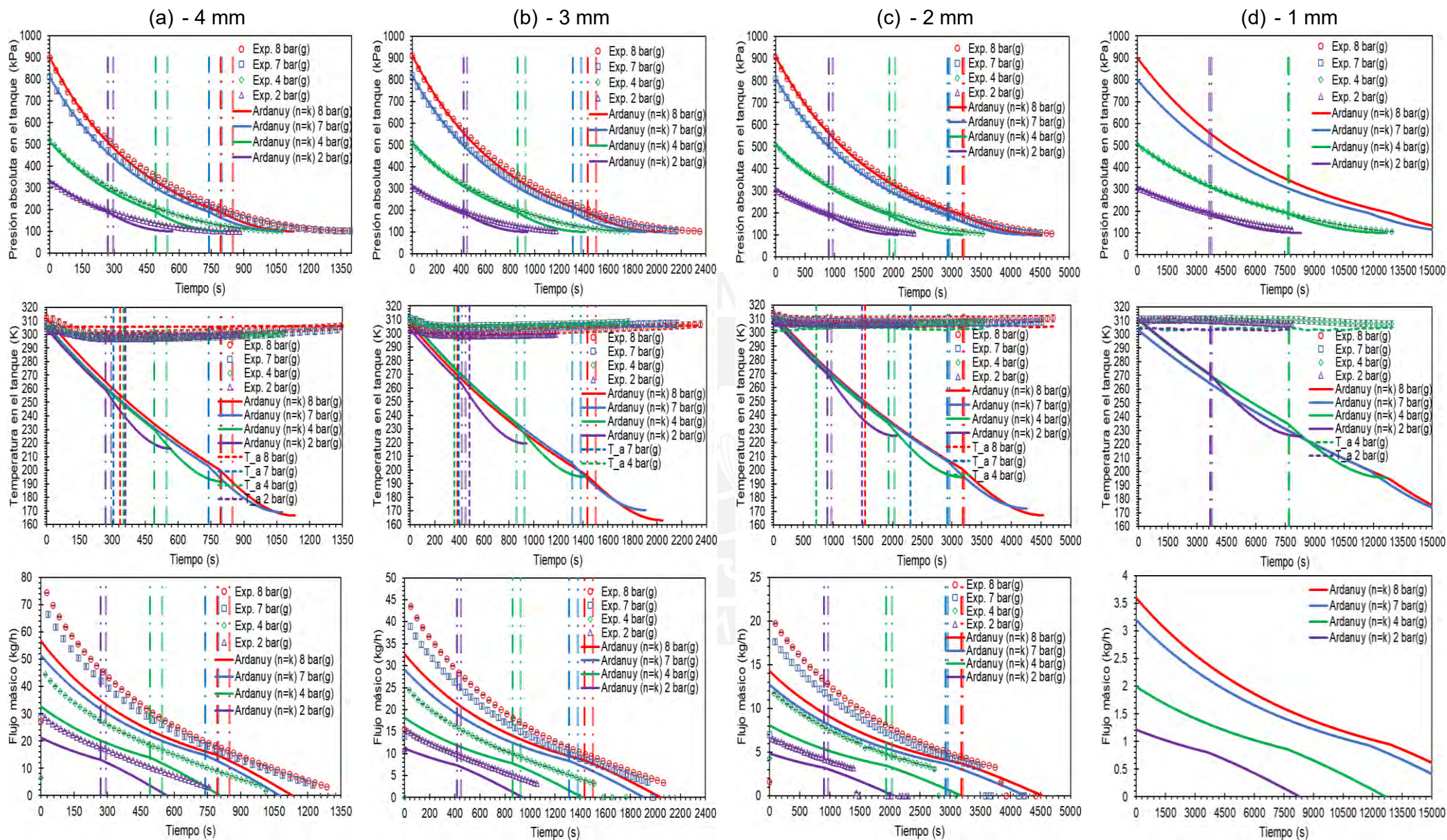


Figura A.11 – Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Ardanuy ($n=k$) para diámetros característicos de la restricción iguales 4, 3, 2 y 1 mm.

Esto se debe a que, a diferencia de los otros modelos, el modelo de Ardanuy ($n=k$), considera el coeficiente de contracción.

Con respecto a la temperatura en el tanque, los datos experimentales poseen una incertidumbre expandida igual a $\pm 2,54^{\circ}\text{C}$. Al igual que el modelo de Rasouli y el modelo de Glen ($n=k$), el modelo de Ardanuy ($n=k$), predice una constante disminución en la temperatura en el tanque. Esto se debe a que, el modelo considera al proceso de descarga como un proceso adiabático reversible, por lo tanto, no considera transferencia de calor con los alrededores. Dado que el modelo de Ardanuy ($n=k$) predice una menor disminución de presión que la de los otros modelos que no consideran transferencia de calor con los alrededores, la disminución de la temperatura es menor. Por ejemplo, para 8 bar(g), 2 mm y $t=1000$ s, el modelo de Rasouli presenta un error relativo entorno al 15%, mientras que, el modelo de Ardanuy ($n=k$) presenta alrededor de 13%.

La figura A.11 muestra que, el modelo predice valores de flujo másico menores a los definidos por los datos experimentales. Esto puede deberse al valor del coeficiente de contracción empleada en el modelo de Ardanuy ($n=k$). Cabe destacar que, los errores relativos máximos se encuentran entre 30 a 95%. El valor de 95% se debe a que el modelo predice un proceso de descarga de menor duración que el experimental, por lo tanto, para el final del proceso, el flujo másico predicho por el modelo es bastante menor que el establecido por los datos experimentales.

A.1.6.2. Restricción variable y presión inicial constante

De manera análoga a la sección A.1.1.2 la comparación de las curvas características del proceso se presenta en la figura A.8. La simbología es la indicada por la tabla 3.4.

La figura A.12 muestra el contraste entre los datos experimentales y los estimados por el modelo de Ardanuy et al. [27] con respecto a la presión absoluta en el tanque, la temperatura en el tanque, y el flujo másico. Cada gráfica contiene curvas asociadas a los diámetros característicos de la restricción presentados en la tabla 2.12 (cuatro correspondientes al modelo de Ardanuy et al. [27], y cuatro correspondientes a los datos experimentales). Además, se dividen en cuatro bloques según la presión inicial en el tanque: 8 bar(g), 7 bar(g), 4 bar(g), y 2 bar(g)

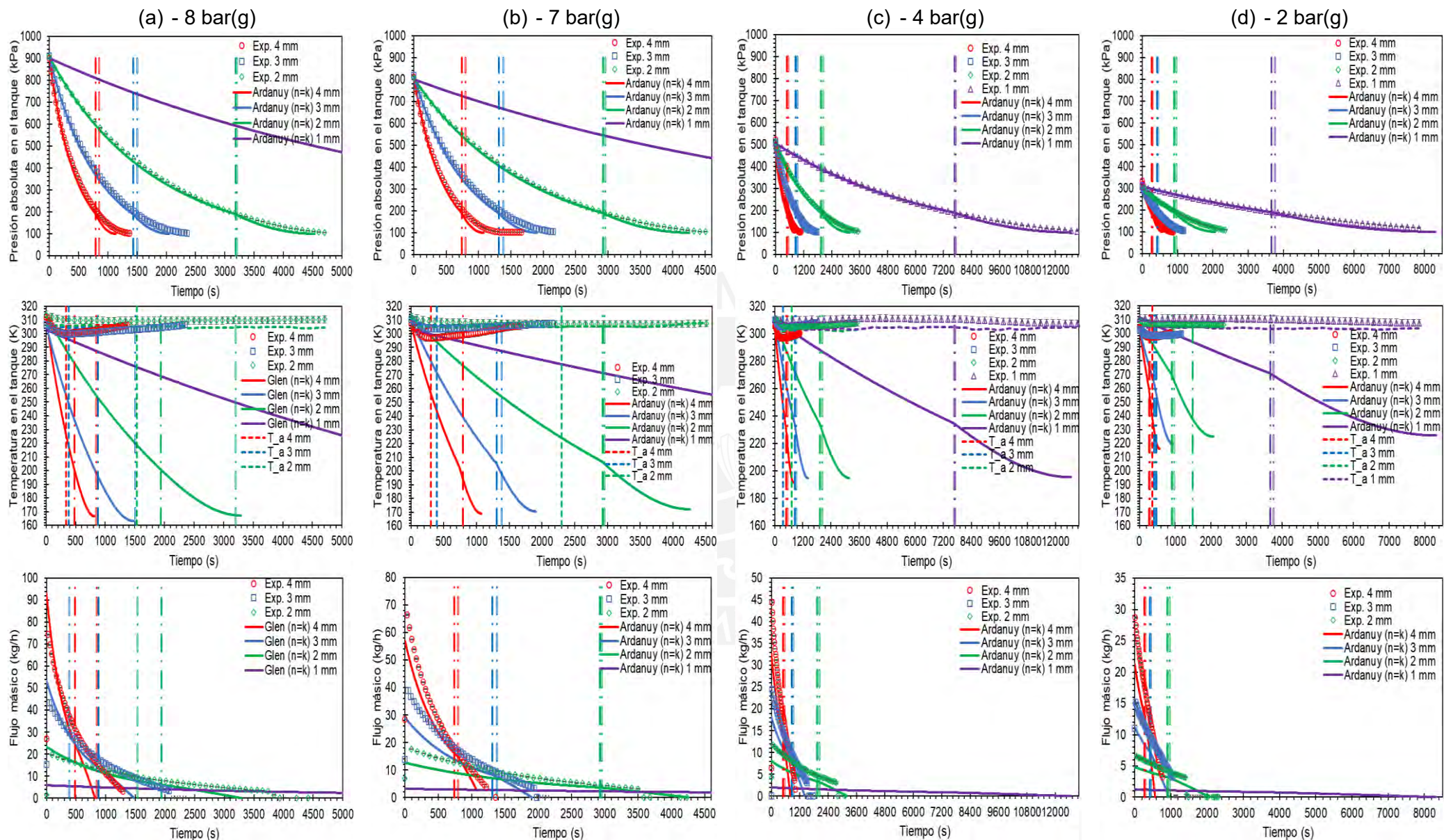


Figura A.12 – Comparación entre los datos experimentales y el modelo de Ardanuy ($n=k$) para presiones manométricas iniciales en el tanque iguales a 8, 7, 4 y 2 bar(g).

Estas gráficas permiten contrastar el modelo con los datos experimentales considerando presión inicial constante y restricción variable.

Con respecto a la presión absoluta en el tanque, para una presión inicial del tanque fija y diámetro característico de la restricción variable se observa que, a mayor diámetro, la diferencia entre las presiones estimadas por el modelo y las experimentales, será mayor. Un ejemplo de ello se da a ($t=400$ s), y 8 bar(g) de presión inicial, y diámetros iguales a 3 y 4 mm. Para el caso de 8 bar(g) y 4 mm se observa una diferencia aproximada de 5,14 kPa entre el modelo y los datos experimentales, en contraste, para el otro caso se observa una diferencia aproximada de 11,37 kPa. Esto se debe a que, a menores diámetros característicos de la restricción, el modelo de Dutton ($n=k$), predice un proceso más rápido que el que muestran los datos experimentales, dado que el proceso descrito por los datos experimentales tiende a ser más isotérmico. Cabe destacar que, estas diferencias son menores que la de los otros modelos.

Las gráficas de flujo másico en función al tiempo de la figura A.12, muestran que, inicialmente, el flujo másico predicho por el modelo de Ardanuy ($n=k$) es menor que el expuesto por los datos experimentales. El error relativo inicial del flujo másico se encuentra en torno al 30%, sin embargo, la disminución de presión más rápida comparada con los datos experimentales, genera que, el error relativo aumente, llegando a un valor en torno al 95% hacia el final de cada proceso de descarga.

En comparación con el modelo de Rasouli, el modelo de Ardanuy ($n=k$) predice tiempos totales de descarga mayores. Esto puede deberse a la manera en la que el modelo de Ardanuy considera el coeficiente de descarga en sus expresiones matemáticas. Como resultado se tiene que, para la condición de 4 bar(g) y 3 mm, el modelo de Ardanuy ($n=k$), estima una duración del proceso de 1418 segundos, el de Rasouli 1259 segundos, y el proceso de descarga experimental toma 1764 segundos.

A.1.7. Curvas de error relativo

La ecuación 3.22 será empleada para la elaboración de las curvas de error para cada modelo matemático. Las curvas se presentan en las figuras A.13 a A.16, de modo que, abarcan todas las condiciones de ensayos establecidas en la tabla 2.12. Cabe destacar que, la figura A.13 contiene las curvas de error relativo correspondientes a las combinaciones del diámetro característico igual a 4 mm. Las figuras A.13 a A.16, siguen un orden descendente, de manera que, la figura A.16 contiene las curvas de error relativo correspondientes a las combinaciones del diámetro característico igual a 1 mm.

Con respecto al error relativo de la presión en el tanque, la figura A.13 muestra que el modelo de Ardanuy ($n=k$) obtiene los menores errores relativos y menores errores relativos máximos para las condiciones de 8 bar(g), 7 bar(g), y 4 bar(g). Lo anterior, comprueba la gran capacidad de predecir la presión en el proceso de descarga de este modelo, dado que, presenta errores relativos máximos entre 20 a 25%. Sin embargo, para la condición de 2 bar(g), solo presenta errores relativos menores a la de los otros hasta los 380 segundos, aproximadamente. Esto se debe a que conforme el proceso de descarga avanza, la temperatura tiende a mantenerse constante, lo cual, discrepa con lo considerado por este modelo.

El segundo modelo que muestra menores errores relativos asociados a la presión es el modelo de Rasouli, dado que, considera coeficiente de descarga para el cálculo de la disminución de presión. Este modelo, presenta errores relativos máximos entre 25 a 30%. La curva de error relativo muestra tendencia ascendente, debido a que, el modelo predice disminuciones de presión mayores a la curva experimental, y esta tendencia se mantiene constante. La excepción sucede para la presión inicial de 2 bar(g) donde a los 500 segundos los modelos isotérmicos presentan menores errores relativos.

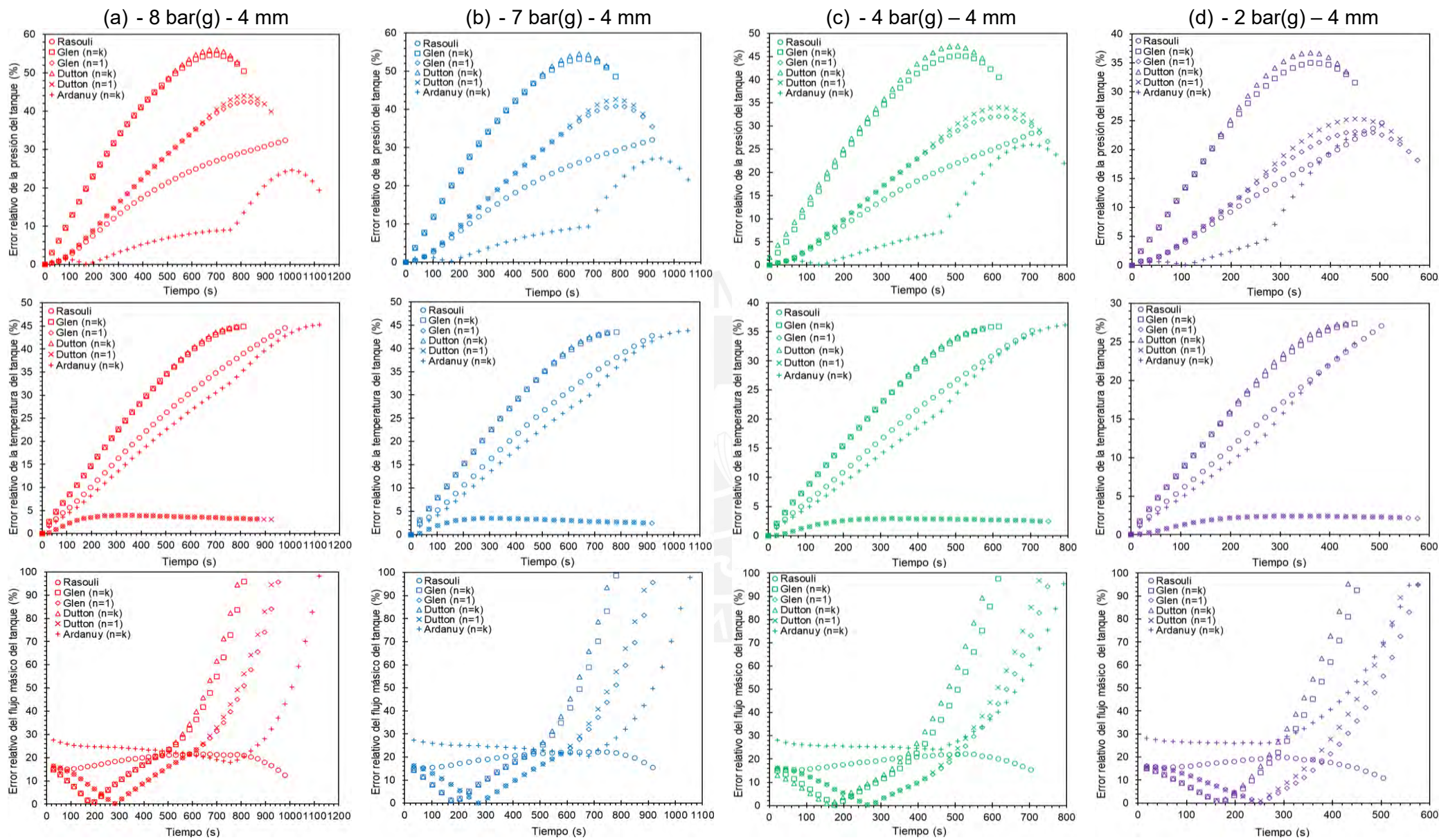


Figura A.13 – Curvas de error relativo para diámetro característico de la restricción igual a 4 mm, y presiones manométricas iniciales en el tanque iguales a 8, 7, 4 y 2 bar(g).

Con respecto a las curvas de error relativo de la temperatura del tanque, destacan las curvas correspondientes a los modelos isotérmicos, es decir, al modelo de Glen ($n=1$) y al modelo de Dutton ($n=1$). Estas curvas presentan errores relativos aproximadamente constantes y menores que los de los otros modelos (alrededor de 3 a 5%). Las curvas correspondientes a los demás modelos muestran una tendencia ascendente y constante, debido a que, no se considera transferencia de calor con el entorno. El modelo de Ardanuy ($n=k$), presenta los errores relativos máximos entorno al 35 a 45%, dado que, predice mayor duración para el proceso de descarga.

Con respecto a las curvas de error relativo del flujo másico, los modelos que inicialmente predicen flujos másicos mayores que los experimentales, presentan en un principio, errores relativos de 15%. Sin embargo, entre 200 y 300 segundos, el error tiende a ser nulo. Este fenómeno sucede porque estos modelos predicen la disminución de la presión en menor tiempo que la curva experimental, y dado que, el flujo másico está asociada a que tan rápido disminuye la presión, existe un instante en el que las curvas de los modelos cruzan a la curva experimental. A partir de ese instante el error relativo aumenta, tal como se muestra en la figura A.13, alcanzando valores cercanos al 100%.

La figura A.14 muestra que, al reducir el diámetro a 3 mm, el modelo de Ardanuy ($n=k$) continúa obteniendo menores errores relativos, y menores errores relativos máximos para las condiciones de 8 bar(g), 7 bar(g), y 4 bar(g), en comparación con los otros modelos. dado que, presenta errores relativos máximos entre 20 a 25%. Sin embargo, para la condición de 2 bar(g), solo presenta errores relativos menores a la de los otros hasta los 560 segundos, aproximadamente. Esto se debe a que conforme el proceso de descarga avanza, la temperatura tiende a mantenerse constante, lo cual, discrepa con lo considerado por este modelo.

El segundo modelo que muestra menores errores relativos asociados a la presión es el modelo de Rasouli, dado que, considera coeficiente de descarga para el cálculo de la disminución de presión. Este modelo, presenta errores relativos máximos entre 22 a 30%. La curva de error relativo muestra tendencia ascendente, debido a que, el modelo predice disminuciones de presión mayores a la curva experimental, y esta tendencia se mantiene constante. El modelo de Rasouli continúa presentando los menores errores relativos, después del de Ardanuy, al reducir la presión inicial. La excepción sucede para la presión inicial de 2 bar(g) donde a los 800 segundos los modelos isotérmicos presentan menores errores relativos.

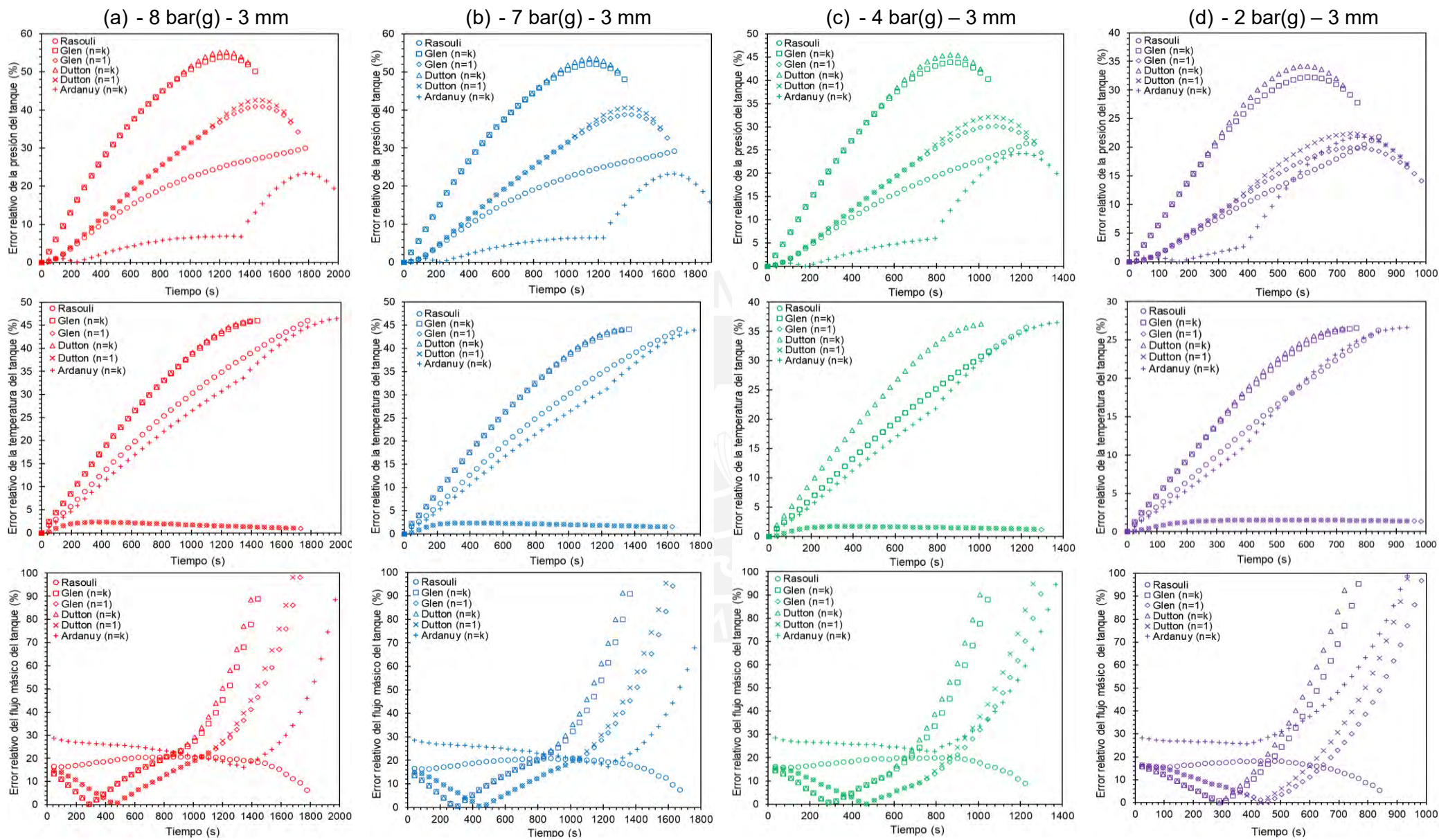


Figura A.14 – Curvas de error relativo para diámetro característico de la restricción igual a 3 mm, y presiones manométricas iniciales en el tanque iguales a 8, 7, 4 y 2 bar(g).

Con respecto a las curvas de error relativo de la temperatura del tanque, destacan las curvas correspondientes a los modelos isotérmicos, es decir, al modelo de Glen ($n=1$) y al modelo de Dutton ($n=1$). Estas curvas, presentan errores relativos aproximadamente constantes y menores que los de los modelos de la figura A.14, e incluso, de la figura A.13. (alrededor de 1,5 a 3%). Las curvas correspondientes a los demás modelos muestran una tendencia ascendente y constante, debido a que, no se considera transferencia de calor con el entorno. El modelo de Ardanuy ($n=k$), presenta los errores relativos máximos entorno al 27 a 46%, dado que, predice mayor duración para el proceso de descarga.

Por otro lado, en las curvas de error relativo del flujo másico de la figura A.14, los modelos que inicialmente predicen flujos másicos mayores que los experimentales, presentan en un principio, errores relativos de 15%. Sin embargo, entre 300 y 450 segundos, el error tiende a ser nulo. Este fenómeno sucede porque estos modelos predicen la disminución de la presión en menor tiempo que la curva experimental, y dado que, el flujo másico está asociada a que tan rápido disminuye la presión, existe un instante en el que las curvas de los modelos cruzan a la curva experimental. A partir de ese instante el error relativo aumenta, tal como se muestra en la figura A.14, alcanzando valores cercanos al 100%.

Con respecto al error relativo de la presión en el tanque, la figura A.15 muestra que el modelo de Ardanuy ($n=k$) continúa obteniendo los menores errores relativos y menores errores relativos máximos para las condiciones de 8 bar(g), 7 bar(g), y 4 bar(g), dado que, presenta errores relativos máximos entre 15 a 22%. Sin embargo, para la condición de 2 bar(g), solo presenta errores relativos menores a la de los otros hasta los 1100 segundos, aproximadamente. Esto se debe a que conforme el proceso de descarga avanza, la temperatura tiende a mantenerse constante, lo cual, discrepa con lo considerado por este modelo.

El segundo modelo que muestra menores errores relativos asociados a la presión es el modelo de Rasouli, dado que, considera coeficiente de descarga para el cálculo de la disminución de presión. Este modelo, presenta errores relativos máximos entre 22 a 25%. La curva de error relativo muestra tendencia ascendente, debido a que, el modelo predice disminuciones de presión mayores a la curva experimental, y esta tendencia se mantiene constante. La excepción sucede para la presión inicial de 2 bar(g) donde a los 1700 segundos los modelos isotérmicos, presentan menores errores relativos.

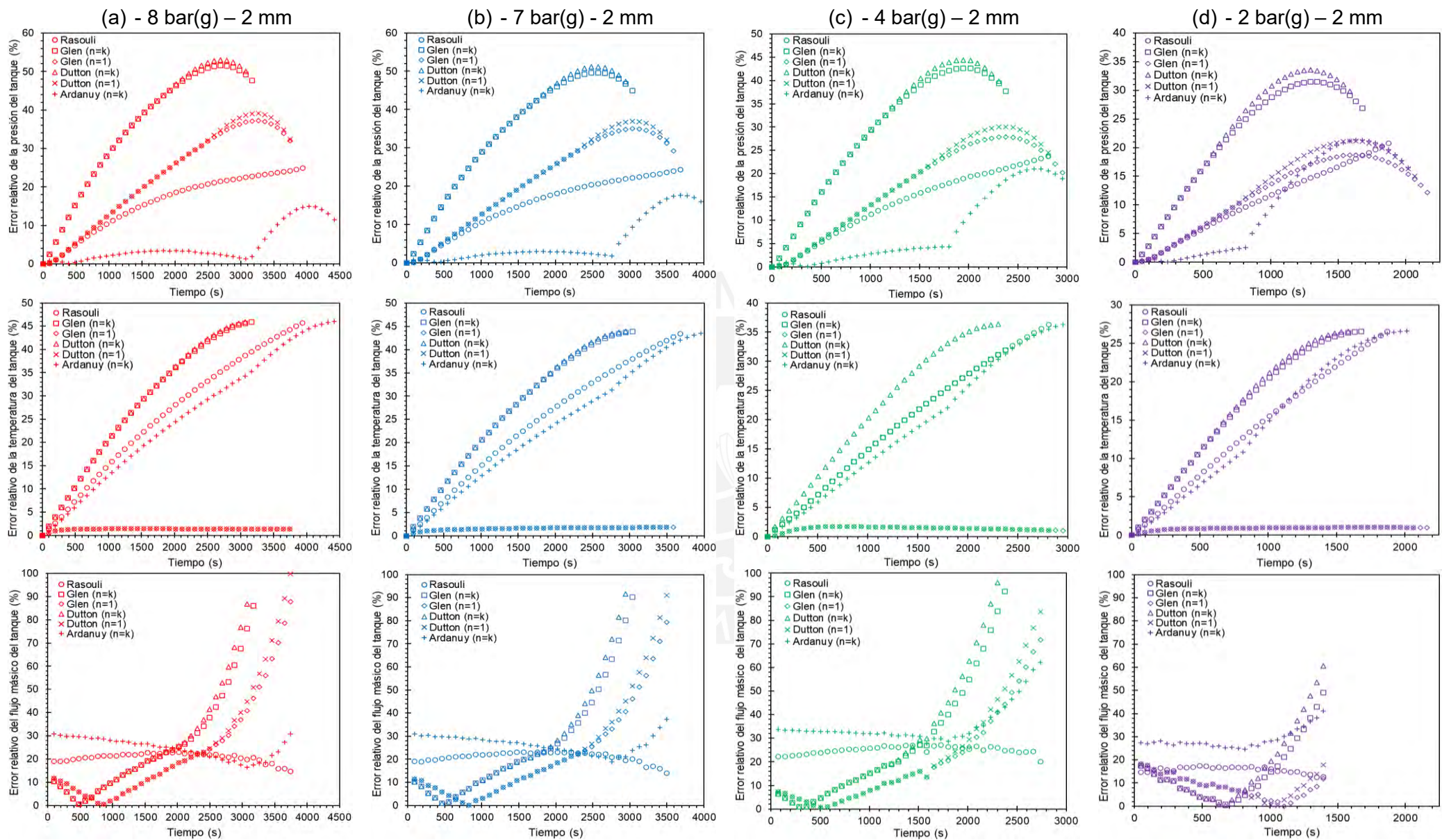


Figura A.15 – Curvas de error relativo para diámetro característico de la restricción igual a 2 mm, y presiones manométricas iniciales en el tanque iguales a 8, 7, 4 y 2 bar(g).

Con respecto a las curvas de error relativo de la temperatura del tanque, nuevamente destacan las curvas correspondientes a los modelos isotérmicos, es decir, al modelo de Glen ($n=1$) y al modelo de Dutton ($n=1$). Estas curvas, presentan errores relativos aproximadamente constantes y menores que los de los modelos de la figura A.15, e incluso, de la figura A.14. (alrededor de 1 a 1,5%). Las curvas correspondientes a los demás modelos muestran una tendencia ascendente y constante, debido a que, no se considera transferencia de calor con el entorno. El modelo de Ardanuy ($n=k$), presenta los errores relativos máximos entorno al 27 a 46%, dado que, predice mayor duración para el proceso de descarga. Para puntos intermedios menores a 1000 segundos, la figura A.15 muestra que el modelo de Ardanuy ($n=k$), predice menores errores relativos de la temperatura que los de más modelos, con excepción de los isotérmicos.

Por otro lado, en las curvas de error relativo del flujo másico de la figura A.15, los modelos que inicialmente predicen flujos másicos mayores que los experimentales, presentan en un principio, errores relativos de 15%. Sin embargo, entre 500 y 800 segundos, el error tiende a ser nulo. Este fenómeno sucede porque estos modelos predicen la disminución de la presión en menor tiempo que la curva experimental, y dado que, el flujo másico está asociada a que tan rápido disminuye la presión, existe un instante en el que las curvas de los modelos cruzan a la curva experimental. A partir de ese instante el error relativo aumenta, tal como se muestra en la figura A.15, alcanzando valores cercanos al 100%.

Finalmente, la figura A.16 muestra las curvas de error correspondientes a las menores presiones ensayadas (4 bar(g) y 2 bar(g)), y el menor diámetro característico de la restricción ensayado. Por lo tanto, se espera que el proceso sea, principalmente, isotérmico. Lo anterior, se ve reflejado en que las curvas de error relativo de la temperatura correspondientes a los modelos de Glen ($n=1$) y Dutton ($n=1$), muestran los menores errores relativos, en torno al 1%.

Dado que no se realizaron ensayos a presiones de 8 bar(g) o 7 bar(g), el modelo de Ardanuy ($n=k$) solo muestra los menores errores relativos respecto a la presión para el caso de 4 bar(g) y 1 mm. Para el caso de 2 bar(g) de presión inicial el modelo de Ardanuy ($n=k$) presenta menores errores relativos solo hasta los 4000 segundos, aproximadamente.

La figura A.16 no presenta las curvas de error relativo al flujo másico, debido a que, el instrumento no registraba valores por debajo de los 3 kg/h, y gran parte de los valores para estos ensayos se encontraban por debajo de este límite.

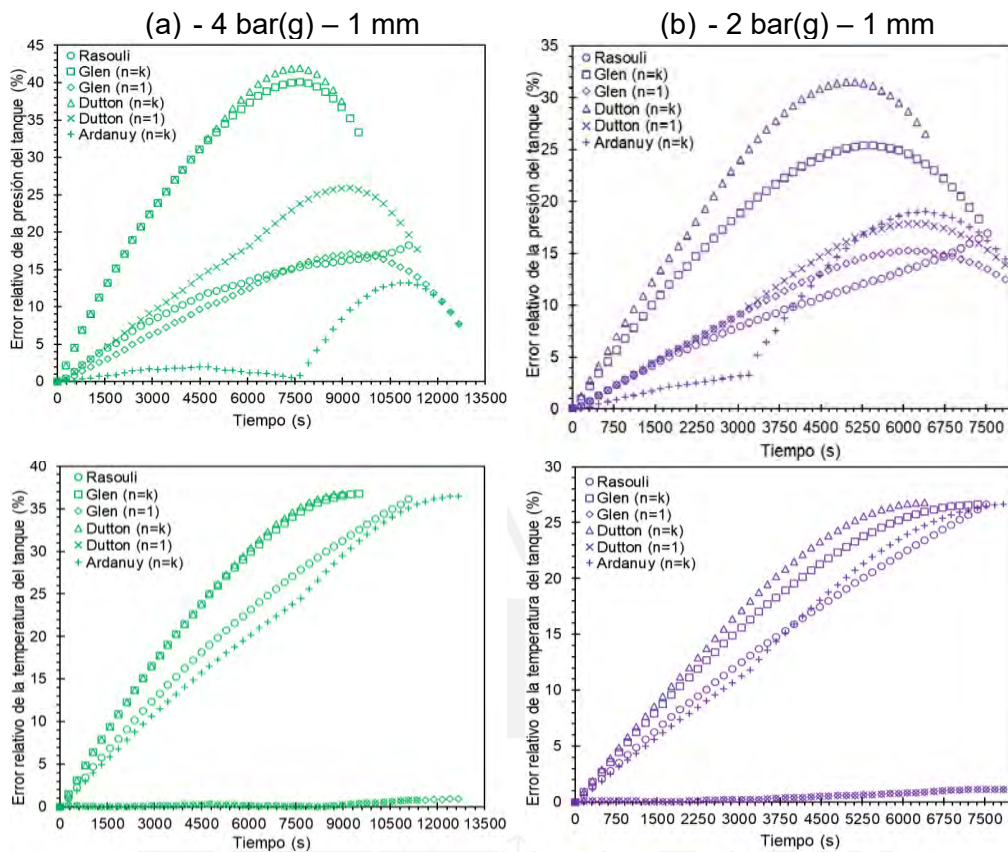
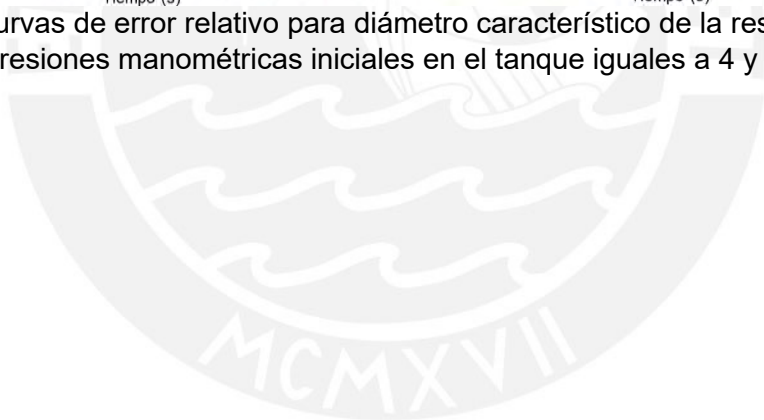


Figura A.16 – Curvas de error relativo para diámetro característico de la restricción igual a 1 mm, y presiones manométricas iniciales en el tanque iguales a 4 y 2 bar(g).



Los resultados luego de emplear la ecuación a todas las condiciones desarrolladas experimentalmente, se muestran en la tabla A.3

A.1.8.

Tabla A.3 – Valores de RMSE obtenidos por modelo para cada condición de ensayo.

Variable	Diámetro característico de la restricción (mm)	Presión inicial en el tanque bar(g)	Modelos de la literatura						
			Rasouli	Glen (n=k)	Glen (n=1)	Dutton (n=k)	Dutton (n=1)	Ardanuy (n=k)	
			RMSE						
Presión absoluta en el tanque (kPa)	4	8	58.61	139.05	80.11	148.74	87.86	23.71	
		7	54.65	126.26	71.88	127.98	73.24	26.40	
		4	35.40	81.54	44.89	86.42	46.33	23.50	
		2	23.51	48.65	26.13	50.60	28.09	20.39	
	3	8	57.30	140.47	77.59	142.43	78.93	21.95	
		7	51.63	126.19	69.17	128.06	70.49	21.03	
		4	34.56	79.36	42.38	81.12	43.86	21.31	
		2	20.25	43.18	21.98	45.47	24.14	19.23	
	2	8	49.71	132.69	69.48	135.86	70.86	11.69	
		7	44.09	118.33	61.10	120.28	62.44	13.19	
		4	31.57	76.77	39.07	78.71	40.93	17.48	
		2	19.59	23.56	20.88	44.73	23.07	19.31	
	1	4	26.24	71.84	22.76	74.27	35.01	9.13	
		2	16.01	33.03	17.72	42.13	19.68	14.94	
	Temperatura en el tanque (K)	4	8	84.00	91.27	10.05	86.05	10.09	86.26
			7	79.42	87.86	8.52	86.05	8.56	83.21
4			55.00	72.28	7.47	69.57	7.47	66.99	
2			48.23	55.06	6.03	54.74	6.01	52.72	
3		8	88.03	93.79	5.16	92.40	5.21	87.77	
		1	84.78	90.88	5.91	89.67	5.94	84.56	
		4	67.15	58.71	4.38	73.63	4.40	67.88	
		2	46.96	54.02	4.04	53.14	4.03	49.68	
2		8	90.26	97.93	4.12	95.14	4.12	88.10	
		7	84.48	91.82	4.82	90.80	4.80	84.91	
		4	68.37	75.00	4.27	74.46	4.32	69.68	
		2	49.27	18.19	2.79	55.02	2.78	52.20	
1		4	71.13	79.09	1.23	77.49	0.93	70.50	
		2	50.72	57.44	1.87	57.14	1.87	52.09	
Flujo másico (kg/h)		4	8	6.79	8.53	6.48	8.34	8.31	9.32
			7	6.49	8.34	6.68	8.34	6.80	9.07
	4		4.74	6.60	4.98	6.58	5.27	7.40	
	2		3.27	5.09	3.72	5.48	3.92	6.18	
	3	8	4.11	4.57	3.76	4.67	3.87	5.62	
		7	3.73	4.29	3.43	4.41	3.55	5.21	
		4	2.56	3.26	2.46	3.44	2.64	4.00	
		2	1.67	2.70	1.86	2.82	2.07	3.34	
	2	8	2.13	2.14	1.58	2.10	1.69	2.86	
		7	2.01	1.97	1.42	2.04	1.52	2.73	
		4	1.74	1.75	1.13	1.85	1.26	2.38	
		2	0.98	0.76	0.68	0.88	0.57	1.35	

La tabla A.3 muestra que el modelo de Ardanuy (n=k) obtiene los menores valores de RMSE correspondientes a la presión absoluta en el tanque para todas las condiciones.

Tal como se mostró en las curvas de error relativo, los modelos isotérmicos como el modelo de Glen (n=1), y el modelo de Dutton (n=1), presentan los menores RMSE para todas las condiciones.

Los modelos de Rasouli y Glen (n=1), presentan los menores RMSE para la mayoría de condiciones de la tabla 3.3.

La ecuación 3.24 se emplea para evaluar los modelos y los resultados se muestran en la tabla A.4

Tabla A.4 – Valores de error relativo del tiempo total de descarga obtenidos por modelo para cada condición de ensayo.

Variable	Diámetro característico de la restricción (mm)	Presión inicial en el tanque bar(g)	Modelos de la literatura					
			Rasouli	Glen (n=k)	Glen (n=1)	Dutton (n=k)	Dutton (n=1)	Ardanuy (n=k)
			Error relativo del tiempo total de descarga (%)					
Tiempo total de descarga (s)	4	8	27.55	40.23	30.03	49.64	39.87	17.42
		7	43.34	53.00	44.48	54.32	45.98	35.41
		4	32.84	42.58	29.87	44.62	32.19	24.12
		2	42.18	47.96	34.13	50.34	36.96	35.60
	3	8	23.72	37.03	26.36	38.99	28.32	13.10
		7	22.03	35.25	23.65	37.34	25.79	11.27
		4	28.63	38.83	25.17	41.16	27.78	19.61
		2	27.47	33.93	15.90	37.24	19.98	19.90
	2	8	15.35	30.02	18.09	32.27	20.41	3.57
		7	16.93	30.90	18.37	33.19	20.81	5.52
		4	19.73	31.07	15.62	33.84	18.76	9.55
		2	20.28	27.04	7.06	30.87	9.95	11.90
	1	4	16.77	35.75	20.15	31.01	14.84	6.39
		2	18.33	32.86	19.78	27.47	6.38	10.61

La tabla A.4 muestra que el modelo de Ardanuy (n=k) presenta los menores errores relativos para todas las condiciones, con excepción de las combinaciones que contienen una presión inicial en el tanque igual a 2 bar(g). Para estas combinaciones, los modelos isotérmicos (Glen (n=1) y Dutton (n=1)), presentan los menores errores relativos. Esto muestra que el modelo de Ardanuy (n=k), realiza estimaciones más cercanas a las expuestas por el tiempo total de descarga experimental.

A.2. Sistemas CAES a evaluar

Tabla A.5 – Condiciones del primer grupo de sistemas CAES evaluados con configuración individual.

I1				I2				I3				I4				I5				I6							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	2	0,11	I	7	2	0,11	I	5	2	0,11	I	3	2	0,11	I	9	4	0,11	I	7	4	0,11	I				
I7				I8				I9				I10				I11				I12							
5	4	0,11	I	3	4	0,11	I	9	6	0,11	I	7	6	0,11	I	5	6	0,11	I	3	6	0,11	I				
I13				I14				I15				I16				I17				I18							
9	8	0,11	I	7	8	0,11	I	5	8	0,11	I	3	8	0,11	I	9	10	0,11	I	7	10	0,11	I				
I19				I20				I21				I22				I23				I24							
5	10	0,11	I	3	10	0,11	I	9	2	0,97	I	7	2	0,97	I	5	2	0,97	I	3	2	0,97	I				
I25				I26				I27				I28				I29				I30							
9	4	0,97	I	7	4	0,97	I	5	4	0,97	I	3	4	0,97	I	9	6	0,97	I	7	6	0,97	I				
I31				I32				I33				I34				I35				I36							
5	6	0,97	I	3	6	0,97	I	9	8	0,97	I	7	8	0,97	I	5	8	0,97	I	3	8	0,97	I				
I37				I38				I39				I40				I41				I42							
9	10	0,97	I	7	10	0,97	I	5	10	0,97	I	3	10	0,97	I	9	2	7,8	I	7	2	7,8	I				
I43				I44				I45				I46				I47				I48							
5	2	7,8	I	3	2	7,8	I	9	4	7,8	I	7	4	7,8	I	5	4	7,8	I	3	4	7,8	I				
I49				I50				I51				I52				I53				I54							
9	6	7,8	I	7	6	7,8	I	5	6	7,8	I	3	6	7,8	I	9	8	7,8	I	7	8	7,8	I				
I55				I56				I57				I58				I59				I60							
5	8	7,8	I	3	8	7,8	I	9	10	7,8	I	7	10	7,8	I	5	10	7,8	I	3	10	7,8	I				

Tabla A.6 – Condiciones del primer grupo de sistemas CAES evaluados con configuración serie.

S1				S2				S3				S4				S5				S6							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	2	0,11	2S	7	2	0,11	2S	5	2	0,11	2S	3	2	0,11	2S	9	4	0,11	2S	7	4	0,11	2S	7	4	0,11	2S
S7				S8				S9				S10				S11				S12							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
5	4	0,11	2S	3	4	0,11	2S	9	6	0,11	2S	7	6	0,11	2S	5	6	0,11	2S	3	6	0,11	2S	3	6	0,11	2S
S13				S14				S15				S16				S17				S18							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	8	0,11	2S	7	8	0,11	2S	5	8	0,11	2S	3	8	0,11	2S	9	10	0,11	2S	7	10	0,11	2S	7	10	0,11	2S
S19				S20				S21				S22				S23				S24							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
5	10	0,11	2S	3	10	0,11	2S	9	2	0,97	2S	7	2	0,97	2S	5	2	0,97	2S	3	2	0,97	2S	3	2	0,97	2S
S25				S26				S27				S28				S29				S30							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	4	0,97	2S	7	4	0,97	2S	5	4	0,97	2S	3	4	0,97	2S	9	6	0,97	2S	7	6	0,97	2S	7	6	0,97	2S
S31				S32				S33				S34				S35				S36							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
5	6	0,97	2S	3	6	0,97	2S	9	8	0,97	2S	7	8	0,97	2S	5	8	0,97	2S	3	8	0,97	2S	3	8	0,97	2S
S37				S38				S39				S40				S41				S42							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	10	0,97	2S	7	10	0,97	2S	5	10	0,97	2S	3	10	0,97	2S	9	2	7,8	2S	7	2	7,8	2S	7	2	7,8	2S
S43				S44				S45				S46				S47				S48							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
5	2	7,8	2S	3	2	7,8	2S	9	4	7,8	2S	7	4	7,8	2S	5	4	7,8	2S	3	4	7,8	2S	3	4	7,8	2S
S49				S50				S51				S52				S53				S54							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	6	7,8	2S	7	6	7,8	2S	5	6	7,8	2S	3	6	7,8	2S	9	8	7,8	2S	7	8	7,8	2S	7	8	7,8	2S
S55				S56				S57				S58				S59				S60							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
5	8	7,8	2S	3	8	7,8	2S	9	10	7,8	2S	7	10	7,8	2S	5	10	7,8	2S	3	10	7,8	2S	3	10	7,8	2S

Tabla A.7 – Condiciones del primer grupo de sistemas CAES evaluados con configuración paralelo.

P1				P2				P3				P4				P5				P6							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	2	0,11	2P	7	2	0,11	2P	5	2	0,11	2P	3	2	0,11	2P	9	4	0,11	2P	7	4	0,11	2P	7	4	0,11	2P
P7				P8				P9				P10				P11				P12							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
5	4	0,11	2P	3	4	0,11	2P	9	6	0,11	2P	7	6	0,11	2P	5	6	0,11	2P	3	6	0,11	2P	3	6	0,11	2P
P13				P14				P15				P16				P17				P18							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	8	0,11	2P	7	8	0,11	2P	5	8	0,11	2P	3	8	0,11	2P	9	10	0,11	2P	7	10	0,11	2P	7	10	0,11	2P
P19				P20				P21				P22				P23				P24							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
5	10	0,11	2P	3	10	0,11	2P	9	2	0,97	2P	7	2	0,97	2P	5	2	0,97	2P	3	2	0,97	2P	3	2	0,97	2P
P25				P26				P27				P28				P29				P30							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	4	0,97	2P	7	4	0,97	2P	5	4	0,97	2P	3	4	0,97	2P	9	6	0,97	2P	7	6	0,97	2P	7	6	0,97	2P
P31				P32				P33				P34				P35				P36							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
5	6	0,97	2P	3	6	0,97	2P	9	8	0,97	2P	7	8	0,97	2P	5	8	0,97	2P	3	8	0,97	2P	3	8	0,97	2P
P37				P38				P39				P40				P41				P42							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	10	0,97	2P	7	10	0,97	2P	5	10	0,97	2P	3	10	0,97	2P	9	2	7,8	2P	7	2	7,8	2P	7	2	7,8	2P
P43				P44				P45				P46				P47				P48							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
5	2	7,8	2P	3	2	7,8	2P	9	4	7,8	2P	7	4	7,8	2P	5	4	7,8	2P	3	4	7,8	2P	3	4	7,8	2P
P49				P50				P51				P52				P53				P54							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	6	7,8	2P	7	6	7,8	2P	5	6	7,8	2P	3	6	7,8	2P	9	8	7,8	2P	7	8	7,8	2P	7	8	7,8	2P
P55				P56				P57				P58				P59				P60							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
5	8	7,8	2P	3	8	7,8	2P	9	10	7,8	2P	7	10	7,8	2P	5	10	7,8	2P	3	10	7,8	2P	3	10	7,8	2P

Tabla A.8 – Condiciones del segundo grupo de sistemas CAES evaluados con configuración individual.

II1				II2				II3				II4				II5				II6							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	4	0,97	I	8	4	0,97	I	5	4	0,97	I	9	8	0,97	I	8	8	0,97	I	5	8	0,97	I				
II7				II8				II9				II10				II11				II12							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg				
9	10	0,97	I	8	10	0,97	I	5	10	0,97	I	9	4	4,27	I	8	4	4,27	I	5	4	4,27	I				
II13				II14				II15				II16				II17				II18							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg				
9	8	4,27	I	8	8	4,27	I	5	8	4,27	I	9	10	4,27	I	8	10	4,27	I	5	10	4,27	I				
II19				II20				II21				II22				II23				II24							
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg				
9	4	8,92	I	8	4	8,92	I	5	4	8,92	I	9	8	8,92	I	8	8	8,92	I	5	8	8,92	I				
II25								II26								II27											
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg				
9	10	8,92	I	8	10	8,92	I	5	10	8,92	I	5	10	8,92	I	5	10	8,92	I								

Tabla A.9 – Condiciones del segundo grupo de sistemas CAES evaluados con configuración serie.

SS1				SS2				SS3				SS4				SS5				SS6											
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg				
9	4	0,97	2S	8	4	0,97	2S	5	4	0,97	2S	9	8	0,97	2S	8	8	0,97	2S	5	8	0,97	2S	5	8	0,97	2S	5	8	0,97	2S
SS7				SS8				SS9				SS10				SS11				SS12											
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	10	0,97	2S	8	10	0,97	2S	5	10	0,97	2S	9	4	4,27	2S	8	4	4,27	2S	5	4	4,27	2S	5	4	4,27	2S	5	4	4,27	2S
SS13				SS14				SS15				SS16				SS17				SS18											
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	8	4,27	2S	8	8	4,27	2S	5	8	4,27	2S	9	10	4,27	2S	8	10	4,27	2S	5	10	4,27	2S	5	10	4,27	2S	5	10	4,27	2S
SS19				SS20				SS21				SS22				SS23				SS24											
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	4	8,92	2S	8	4	8,92	2S	5	4	8,92	2S	9	8	8,92	2S	8	8	8,92	2S	5	8	8,92	2S	5	8	8,92	2S	5	8	8,92	2S
SS25				SS26				SS27				SS28				SS29				SS30											
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	10	8,92	2S	8	10	8,92	2S	5	10	8,92	2S	9	4	0,97	3S	8	4	0,97	3S	5	4	0,97	3S	5	4	0,97	3S	5	4	0,97	3S
SS31				SS32				SS33				SS34				SS35				SS36											
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	8	0,97	3S	8	8	0,97	3S	5	8	0,97	3S	9	10	0,97	3S	8	10	0,97	3S	5	10	0,97	3S	5	10	0,97	3S	5	10	0,97	3S
SS37				SS38				SS39				SS40				SS41				SS42											
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	4	4,27	3S	8	4	4,27	3S	5	4	4,27	3S	9	8	4,27	3S	8	8	4,27	3S	5	8	4,27	3S	5	8	4,27	3S	5	8	4,27	3S
SS43				SS44				SS45				SS46				SS47				SS48											
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	10	4,27	3S	8	10	4,27	3S	5	10	4,27	3S	9	4	8,92	3S	8	4	8,92	3S	5	4	8,92	3S	5	4	8,92	3S	5	4	8,92	3S
SS49				SS50				SS51				SS52				SS53				SS54											
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	8	8,92	3S	8	8	8,92	3S	5	8	8,92	3S	9	10	8,92	3S	8	10	8,92	3S	5	10	8,92	3S	5	10	8,92	3S	5	10	8,92	3S
SS55				SS56				SS57				SS58				SS59				SS60											
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	4	0,97	4S	8	4	0,97	4S	5	4	0,97	4S	9	8	0,97	4S	8	8	0,97	4S	5	8	0,97	4S	5	8	0,97	4S	5	8	0,97	4S
SS61				SS62				SS63				SS64				SS65				SS66											
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	10	0,97	4S	8	10	0,97	4S	5	10	0,97	4S	9	4	4,27	4S	8	4	4,27	4S	5	4	4,27	4S	5	4	4,27	4S	5	4	4,27	4S
SS67				SS68				SS69				SS70				SS71				SS72											
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	8	4,27	4S	8	8	4,27	4S	5	8	4,27	4S	9	10	4,27	4S	8	10	4,27	4S	5	10	4,27	4S	5	10	4,27	4S	5	10	4,27	4S
SS73				SS74				SS75				SS76				SS77				SS78											
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	4	8,92	4S	8	4	8,92	4S	5	4	8,92	4S	9	8	8,92	4S	8	8	8,92	4S	5	8	8,92	4S	5	8	8,92	4S	5	8	8,92	4S
SS79								SS80								SS81															
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg
9	10	8,92	4S	8	10	8,92	4S	5	10	8,92	4S	8	10	8,92	4S	5	10	8,92	4S	5	10	8,92	4S	5	10	8,92	4S	5	10	8,92	4S

Tabla A.10 – Condiciones del segundo grupo de sistemas CAES evaluados con configuración paralelo.

PP1				PP2				PP3				PP4				PP5				PP6												
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	
9	4	0.97	2P	8	4	0.97	2P	5	4	0.97	2P	9	8	0.97	2P	8	8	0.97	2P	5	8	0.97	2P									
PP7				PP8				PP9				PP10				PP11				PP12												
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	
9	10	0.97	2P	8	10	0.97	2P	5	10	0.97	2P	9	4	4.27	2P	8	4	4.27	2P	5	4	4.27	2P									
PP13				PP14				PP15				PP16				PP17				PP18												
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	
9	8	4.27	2P	8	8	4.27	2P	5	8	4.27	2P	9	10	4.27	2P	8	10	4.27	2P	5	10	4.27	2P									
PP19				PP20				PP21				PP22				PP23				PP24												
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	
9	4	8.92	2P	8	4	8.92	2P	5	4	8.92	2P	9	8	8.92	2P	8	8	8.92	2P	5	8	8.92	2P									
PP25				PP26				PP27				PP28				PP29				PP30												
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	
9	10	8.92	2P	8	10	8.92	2P	5	10	8.92	2P	9	4	0.97	3P	8	4	0.97	3P	5	4	0.97	3P									
PP31				PP32				PP33				PP34				PP35				PP36												
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	
9	8	0.97	3P	8	8	0.97	3P	5	8	0.97	3P	9	10	0.97	3P	8	10	0.97	3P	5	10	0.97	3P									
PP37				PP38				PP39				PP40				PP41				PP42												
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	
9	4	4.27	3P	8	4	4.27	3P	5	4	4.27	3P	9	8	4.27	3P	8	8	4.27	3P	5	8	4.27	3P									
PP43				PP44				PP45				PP46				PP47				PP48												
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	
9	10	4.27	3P	8	10	4.27	3P	5	10	4.27	3P	9	4	8.92	3P	8	4	8.92	3P	5	4	8.92	3P									
PP49				PP50				PP51				PP52				PP53				PP54												
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	
9	8	8.92	3P	8	8	8.92	3P	5	8	8.92	3P	9	10	8.92	3P	8	10	8.92	3P	5	10	8.92	3P									
PP55				PP56				PP57				PP58				PP59				PP60												
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	
9	4	0.97	4P	8	4	0.97	4P	5	4	0.97	4P	9	8	0.97	4P	8	8	0.97	4P	5	8	0.97	4P									
PP61				PP62				PP63				PP64				PP65				PP66												
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	
9	10	0.97	4P	8	10	0.97	4P	5	10	0.97	4P	9	4	4.27	4P	8	4	4.27	4P	5	4	4.27	4P									
PP67				PP68				PP69				PP70				PP71				PP72												
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	
9	8	4.27	4P	8	8	4.27	4P	5	8	4.27	4P	9	10	4.27	4P	8	10	4.27	4P	5	10	4.27	4P									
PP73				PP74				PP75				PP76				PP77				PP78												
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	
9	4	8.92	4P	8	4	8.92	4P	5	4	8.92	4P	9	8	8.92	4P	8	8	8.92	4P	5	8	8.92	4P									
PP79								PP80								PP81																
P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	P _i (bar)	φ (mm)	V _i (m ³)	Cfg	
9	10	8.92	4P	8	10	8.92	4P	5	10	8.92	4P	5	10	8.92	4P	5	10	8.92	4P	5	10	8.92	4P									

A.3. Factores de conversión

Presión

$$1 \text{ kPa} = 20,8854 \frac{\text{lb}}{\text{ft}^2}$$

$$1 \text{ bar} = 100 \text{ kPa}$$

$$1 \text{ psi} = 144 \frac{\text{lb}}{\text{ft}^2}$$

Temperatura

$$T(^{\circ}\text{R}) = 1,8(T(^{\circ}\text{C})) + 491,67$$

$$T(\text{K}) = T(^{\circ}\text{C}) + 273,15$$

Masa

$$1 \text{ lb} = 0,4536 \text{ kg}$$

Área

$$1 \text{ m}^2 = 10,7639 \text{ ft}^2$$

Volumen

$$1 \text{ m}^3 = 35,3147 \text{ ft}^3$$

A.4. Constante físicas

Aceleración
estándar de la
gravedad

$$g = 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}$$

$$g = 32,17 \frac{\text{ft}}{\text{s}^2}$$

Constante
universal de los
gases ideales

$$R_u = 1545 \frac{\text{ft} \cdot \text{lb}}{\text{lbmol} \cdot ^{\circ}\text{R}}$$