



BENEMÉRITA UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE PUEBLA
FACULTAD DE CIENCIAS DE LA ELECTRÓNICA
LICENCIATURA EN INGENIERÍA ENERGÍAS RENOVABLES

**ANÁLISIS TÉRMICO DE UN MÓDULO DE
DESTILACIÓN POR MEMBRANA DE CONTACTO DIRECTO**

**TESIS PRESENTADA PARA OBTENER EL GRADO DE:
LICENCIATURA EN INGENIERÍA EN ENERGÍAS RENOVABLES**

PRESENTA:

MARIELA AURORA GIL GARRIDO

DIRECTORA DE TESIS:

DRA. KAREN HARIANTTY ESTÉVEZ SÁNCHEZ

ASESORES DE TESIS:

**DRA. BEATRÍZ EUGENIA GRANIEL GARCÍA
DR. IRVING ISRAEL RUIZ LÓPEZ**

H. PUEBLA DE Z. A 23 DE OCTUBRE DEL 2022

Resumen

Gil Garrido, Mariela Aurora. Licenciatura en Ingeniería en Energías Renovables. Benemérita Universidad Autónoma de Puebla. Agosto 2022. **Análisis térmico de un módulo de destilación por membrana de contacto directo.** Directora: Dra. Karen Hariantty Estévez Sánchez. Codirectores: Dra. Beatriz Eugenia Graniel García y Dr. Irving Israel Ruiz López.

En el presente trabajo se modela y simula el comportamiento de un módulo de destilación por membrana de contacto directo (DMCD) utilizando el enfoque de etapas en serie idealmente mezcladas para describir la desalinización de agua de mar. El transporte de calor en la cámara de alimentación y permeado se describe por un mecanismo de convección mientras que la transferencia de energía en la membrana se considera consecuencia del gradiente térmico entre la temperatura interfacial alimentación-membrana y membrana-permeado. El modelo se resolvió bajo las consideraciones de mezclado completo y flujo pistón y los resultados del flujo transmembrana se compararon con datos experimentales para desalinización de agua de mar a diferentes temperaturas (40, 50, 60 y 70 °C). Los resultados muestran que el modelo propuesto logró una excelente reproducción del flujo permeado experimental ($R^2 > 0.92$).

En una segunda etapa con el flujo de permeado obtenido bajo las condiciones estudiadas (concentración inicial de sal, temperatura de operación y características de la membrana) se realiza una estimación preliminar del número de paneles fotovoltaicos a utilizar en el funcionamiento híbrido del módulo de DMCD. Sin embargo, en un futuro trabajo se puede profundizar en estudiar la transferencia de calor del módulo fotovoltaico.

Abstract

Gil Garrido, Mariela Aurora. Bachelor of Renewable Energy Engineering. Benemérita Universidad Autónoma de Puebla. August 2022. **Thermal analysis of a direct contact membrane distillation module.** Director: Dra. Karen Hariantty Estévez Sánchez. Codirectors: Dra. Beatriz Eugenia Graniel García and Dr. Irving Israel Ruiz López.

In the present work, the behavior of a direct contact membrane distillation (DCMD) module is modeled and simulated using the ideally mixed serial stage approach to describe seawater desalination. The heat transport in the feed and permeate chamber is described by a convection mechanism while the energy transfer in the membrane is considered a consequence of the thermal gradient between the feed-membrane and membrane-permeate interfacial temperature. The model was solved under the considerations of complete mixing and plug flow and the transmembrane flow results were compared with experimental data for desalination of seawater at different temperatures (40, 50, 60 and 70 °C). The results show that the proposed model achieved an excellent reproduction of the experimental permeate flux ($R^2 > 0.92$).

In a second stage, with the permeate flow obtained under the conditions studied (initial salt concentration, operating temperature and membrane characteristics), a preliminary estimate is made of the number of photovoltaic panels to be used in the hybrid operation of the DMCD module. However, in a future work it is possible to study in depth the heat transfer of the photovoltaic module.

Índice

Resumen	2
Abstract	3
Agradecimientos	6
Índice de figuras	8
Índice de tablas.....	10
Nomenclatura	11
Introducción	14
1. Antecedentes del proyecto.....	16
1.1. Destilación por membrana de contacto directo	16
1.2. Transporte de calor en la DMCD	18
1.2.1. Etapa 1: Transporte de calor por convección en la cámara de alimentación	19
1.2.2. Etapa 2: Transporte de calor por conducción a través de la membrana.....	19
1.2.3. Etapa 3: Transporte de calor por convección en la cámara del permeado.....	20
1.2.4. Transporte de calor total transferido	21
1.3. Transporte de masa en la DMCD	22
1.4. Efecto de la polarización en la DMCD	22
1.4.1. Polarización de la temperatura	23
1.4.2. Polarización por concentración.....	24
1.5. Balance de energía del módulo de DMCD	24
1.6. Sistema fotovoltaico.....	29
1.6.1. Irradiancia total sobre una superficie inclinada.....	30
1.6.2. Análisis de energía eléctrica de un sistema fotovoltaico.....	32
1.7. Colectores solares	33
1.8. Métodos de solución del modelo	35
2. Justificación	37
3. Objetivos generales y específicos.....	38
3.1. Objetivo general	38
3.1.1. Objetivos específicos	38
4. Hipótesis	39
5. Metodología.....	40
5.1. Etapa 1: Modelo del módulo de destilación por membrana de contacto directo	40
5.2. Etapa 2: Simulación del modelo del DMCD	43
5.2.1. Análisis del flujo permeado de agua	46

5.2.2. Análisis de eficiencia del módulo DMCD.....	48
5.3. Etapa 3. Suministro de energía.....	49
5.3.1. Irradiancia y ángulo de inclinación	49
5.3.2. Dimensionamiento del sistema fotovoltaico	50
5.3.3. Calentador solar	55
6. Resultados y Discusión.....	56
6.1. Simulación del modelo del DMCD.....	56
6.1.1. Régimen del flujo de fluido	56
6.1.2. Flujo de permeado de agua	59
6.1.3. Evolución de la temperatura y concentración de sal	64
6.1.4. Análisis de eficiencia del módulo DMCD.....	65
6.1.5. Polarización de temperatura.....	66
6.2. Suministro de energía	70
6.2.1. Parámetros de irradiancia y ángulo de inclinación	70
6.2.2. Dimensionamiento del sistema fotovoltaico	74
6.2.3. Calentador Solar.....	76
6.3. Costo del proyecto.....	76
7. Conclusiones.....	78
Bibliografía	79

Agradecimientos

Este trabajo de investigación fue posible a la ayuda de muchas personas, en distintos espacios, momentos y lugares.

A la Dra. Karen Hariantty, a la Dra. Beatriz Eugenia y al Dr. Irving Israel les agradezco por su gran ayuda y paciencia en este proyecto, por sus recomendaciones y todo el tiempo dedicado. Por abrazar este trabajo también como suyo, aportando y compartiendo conmigo distintas enseñanzas, incluidas las de vida.

Agradezco a la Dra. Dulce Natalia, al Dr. Félix Francisco, y al Dr. Israel Vivaldo por revisar esta tesis y fungir como sinodales nutriendo este trabajo con sus comentarios y correcciones.

A Claudia y Marisol, las horas extra fueron determinantes que me permitieron seguir.

A Carlos Arturo, Jesús Antonio, Omar, María Valentina, Lizette Mareli, Pedro Antonio, Luis Fernando, Alfredo y Martin por brindarme luz con su existencia, por todas las risas, por sus palabras de aliento y sus gestos de solidaridad. A Jennifer Andrea, Nestor Emmanuel, Daniel, Michel, Frida, Victoria Gracia y Brenda Estefania por acompañarme, por ayudarme y por toda la alegría que traen a mi vida. Su amistad y cariño es un tesoro invaluable.

A mi familia, por todo su amor y apoyo, por la paciencia y la enorme empatía, por aportar continuamente y de diversas formas a este proyecto. Su inteligencia y amabilidad lo superan todo, salvo quizás su enorme corazón, sin ustedes esto no hubiera sido posible. Verles reír, me impulsa, me da paz y certeza de que las cosas van a estar bien. Gracias, mamá y papá por darme uno de los regalos más invaluables: La educación.

Heredé los fierros.

A mis compañeras, amigas, profesoras, y hermanas, a todas aquellas que habitan la ciencia y también a las que ya se fueron, por inspirarme continuamente, juntas e incluso sin percatarnos, construimos espacios alternativos al status quo, convirtiendo a la ciencia un lugar donde cabemos todas las personas.

A la BUAP, sobre todo a la FCE por ser la columna vertebral en mi desarrollo académico y personal, por ensañarme sueños colectivos, por lo caminado y lo aprendido. Por todas las experiencias y las personas con las que compartí camino y senda en este viaje.
Que hoy y siempre viva la educación pública.

Índice de figuras

Figura 1. Transporte de calor en la DMCD. Adaptación de [22].	18
Figura 2. Diagrama de ángulos solares sobre una superficie inclinada: ángulo cenital (θ , °), elevación solar (α , °), ángulo acimut (ϕ , °), y ángulo de inclinación (β , °).	30
Figura 3. Módulo de DMCD: (a) dimensiones en 3D; (b) etapas en 2D.	41
Figura 4. Diagrama del módulo destilación por membrana de contacto directo-híbrido.	49
Figura 5. Flujo de permeado en régimen laminar: mezclado completo (líneas continuas) y flujo pistón (líneas discontinuas) a partir de diferentes correlaciones empíricas.	59
Figura 6. Flujo de permeado en régimen turbulento en mezclado completo (líneas continuas) y flujo pistón (líneas discontinuas) a partir de diferentes correlaciones empíricas.	60
Figura 7. Flujo de permeado en régimen laminar y turbulento con flujo pistón.	61
Figura 8. Evolución de la temperatura en la cámara de alimentación y permeado a una temperatura inicial de 70°C en la cámara de alimentación.	64
Figura 9. Evolución de la concentración de sal en el módulo de DMCD a una temperatura inicial de 70°C en la cámara de alimentación.	65
Figura 10. Coeficiente de polarización de la temperatura (CPT) en el módulo de DMCD a una temperatura inicial de 40°C en la cámara de alimentación bajo la consideración de flujo pistón.	67
Figura 11. Coeficiente de polarización de la temperatura (CPT) en el módulo de DMCD a una temperatura inicial de 50°C en la cámara de alimentación bajo la consideración de flujo pistón.	68
Figura 12. Coeficiente de polarización de la temperatura (CPT) en el módulo de DMCD a una temperatura inicial de 60°C en la cámara de alimentación durante flujo pistón.	68

Figura 13. Coeficiente de polarización de la temperatura (CPT) en el módulo de DMCD a una temperatura inicial de 70°C en la cámara de alimentación bajo la consideración de flujo pistón.	69
Figura 14. Irradiancia normal directa en México.	71
Figura 15. Irradiancia horizontal difusa en México.	71
Figura 16. Ángulo de inclinación óptimo en México.	72
Figura 17. Irradiancia total con inclinación óptima en México.	72
Figura 18. Potencia de producción de electricidad-fotovoltaica en México.	73

Índice de tablas

Tabla 1. Propiedades fisicoquímicas del borosilicato comercial [47].	34
Tabla 2. Condiciones iniciales de operación.	43
Tabla 3. Propiedades de la membrana.	43
Tabla 4. Especificaciones del panel fotovoltaico modelo HiKu CS3W [58].	50
Tabla 5. Re y Pr con diferentes correlaciones para régimen laminar.	57
Tabla 6. Re y Pr con diferentes correlaciones para régimen turbulento.	58
Tabla 7. Flujo de permeado de agua ($\text{kg}/\text{m}^2/\text{h}$).	62
Tabla 8. Valores del coeficiente de transporte de calor y número de Nusselt con la correlación de Sieder-Tate en régimen turbulento.	63
Tabla 9. Parámetros del fluido en la cámara de alimentación cuando la temperatura de entrada es de 70°C .	63
Tabla 10. Parámetros del fluido en la cámara de permeado cuando la temperatura de entrada es de 70°C .	63
Tabla 11. Cambio de temperatura en el módulo de DMCD.	64
Tabla 12. Eficiencia térmica del módulo de DMCD.	66
Tabla 13. Coeficiente de polarización de la temperatura (adimensional) a diferentes valores de la longitud normalizada del módulo de DMCD.	69
Tabla 14. Parámetros de irradiancia obtenidos para Ciudad Universitaria, Puebla, Pue. (19.001957° , -98.202021°).	73
Tabla 15. Desglose de costos.	76

Nomenclatura

A_{PF}	Área efectiva del panel fotovoltaico (m^2)
B	Coefficiente de transporte de masa de la membrana (m^2/s)
C	Concentración de sales (kg/m^3)
CC	Corriente continua (A)
CA	Corriente alterna (A)
C_D	Consumo diario (Wh)
CPT	Coefficiente de polarización de temperatura (adimensional)
$C_{p\bar{k}}$	Calor específico ($J/kg/^\circ C$)
D_h	Diámetro hidráulico (m)
DMCD	Destilación por membrana de contacto directo
\dot{F}	Caudal volumétrico (m^3/h)
\dot{G}	Caudal másico (kg/h)
G	Irradiancia solar en condiciones de referencia (W/m^2)
$h_{\bar{k}}$	Coefficiente convectivo de transporte de calor ($W/m^2/^\circ C$)
h_c	Coefficiente efectivo de transporte de calor de la membrana ($W/m^2/^\circ C$)
h_v	Coefficiente de transporte de calor del flujo de vapor de agua ($W/m^2/^\circ C$)
I_D	Irradiancia solar directa (W/m^2)
I_d	Irradiancia solar difusa (W/m^2)
I_{DN}	Irradiancia solar normal directa sobre una superficie horizontal (W/m^2)
I_T	Irradiancia total sobre una superficie inclinada (W/m^2)
J	Flujo transmembrana de vapor ($kg/m^2/h$)
k	Conductividad térmica ($W/m/^\circ C$)
M	Peso molecular (kg/mol)
$m_{\bar{k}}$	Masa de la disolución (kg)
Nu	Número de Nusselt (adimensional)
PF	Panel(es) fotovoltaico(s)

P_{max}	Potencia máxima (W)
Pr	Número de Prandtl (adimensional)
$Q_{\bar{k}}$	Flujo de calor (W/m ²)
Re	Número de Reynolds (adimensional)
T	Temperatura (°C)
t	Tiempo (s)
U	Coeficiente global de transporte de calor (W/m ² /°C)
V	Volumen (m ³)
\dot{v}	Velocidad (m/s)
V	Potencial eléctrico (V)

Letras griegas

β	Ángulo de inclinación (°)
δ	Espesor de la membrana (m)
φ	Declinación solar (°)
ε	Porosidad de la membrana (adimensional)
η	Eficiencia térmica DMCD (%)
η_{PF}	Eficiencia eléctrica de panel fotovoltaico (%)
λ_v	Calor latente de vaporación del agua (J/kg)
μ	Viscosidad (Pa·s)
ρ	Densidad (kg/m ³)
ϕ	Latitud local (°)
θ	Ángulo cenital (°)
χ	Tortuosidad (adimensional)

Subíndices

a	Alimentación
am	Interfase alimentación-membrana

e	Entrada
j	Número de etapas del proceso
\bar{k}	Alimentación (a) o permeado (p)
m	Membrana
mp	Interfase membrana-permeado
p	Permeado
PF	Panel(es) fotovoltaico(s)
s	Salida

Introducción

En México, 15 millones de habitantes (10 % de la población mexicana) carecen de acceso al agua potable, agua con menos de 0.05g de sales disueltas por litro [1, 2]. La disponibilidad del agua no sólo se ha visto afectada por el incremento de la población sino también por la emisión de gases de efecto invernadero derivados de la actividad del hombre, los cuales contribuyen al calentamiento global, aceleran el deshielo de los glaciares y alteran el ciclo del agua [3, 4]. La destilación por membrana de contacto directo (DMCD) es una tecnología clave en la solución del problema a nivel mundial de escasez de agua dulce, es decir, agua con menos de 5g de sales disueltas por litro en su composición.

La DMCD consiste en desalinizar agua salobre, agua que contiene de 6 a 30 gramos de sal por litro de agua para obtener, generalmente agua dulce. Sin embargo, la principal desventaja del proceso de DMCD es su gran consumo de energía eléctrica, debido a que la emisión de gases de efecto invernadero es inevitable si la energía eléctrica se obtiene por el esquema tradicional, quemando combustibles fósiles, así como el calentamiento global y cambio climático asociados [5, 6].

Debido al complejo escenario del suministro de agua, estudiar la DMCD como una posible fuente de obtención de agua potable es de gran interés. El estudio experimental del proceso de DMCD puede resultar costoso en tiempo y dinero, por lo tanto, se han desarrollado modelos para su descripción que facilitan su comprensión y conllevan a la optimización del proceso. Recientemente se ha estudiado su acoplamiento con paneles fotovoltaicos (*PF*) para también emplear la energía eléctrica de éstos [7, 8].

En este proyecto de investigación se estudiará el comportamiento de un módulo de DMCD en tres etapas, en la primera etapa se desarrollará el balance de energía térmica para el módulo de DMCD. En la segunda etapa se simulará y validará el modelo obtenido en el software de Matlab® 2021 Campus Wide. Finalmente, en

la tercera etapa se hará el dimensionamiento solar para suministrar energía al módulo de DMCD.

1. Antecedentes del proyecto

1.1. Destilación por membrana de contacto directo

La concentración de minerales, sales de magnesio y calcio, que hay en determinada cantidad de agua se denomina dureza del agua. De acuerdo con la NOM 127 SSA1 1994 en México el límite permisible de dureza en el agua para consumo humano es de 0.5g/L, si el agua excede este límite se le considera dura y debe ser tratada para uso y consumo humano [9]. La desalinización del agua consiste en un proceso por el cual el agua salobre o de mar se convierte en agua dulce o agua potable, recurso útil para la población. Dependiendo de la concentración de sales alcanzada en el agua desalinizada se puede clasificar como salmuera (> 5 % de sales), salobre (de 3 a 5 % de sales), dulce (< 2 % de sales) o potable (< 0.05 % de sales) [10].

Los sistemas más utilizados para desalinizar agua por membrana son ósmosis directa, ósmosis inversa, ósmosis retardada por presión, pervaporación, electrodiálisis y destilación por membrana. El proceso de ósmosis directa actúa por diferencia de presión osmótica y no requiere de una bomba externa ni de una diferencia de presión hidráulica, como en la ósmosis inversa o en la ósmosis retardada por presión [11]. La pervaporación utiliza el proceso de permeación y evaporación [12]. La electrodiálisis emplea la energía eléctrica como fuerza impulsora en la que los iones son transportados [13]. En cambio, la DM ocupa el calor latente de evaporación para lograr la separación líquido-vapor debido a las fuerzas de tensión en la superficie de la membrana, usualmente hidrófoba [14, 15].

La tecnología de destilación por membrana resalta con respecto al resto debido a que reporta un alto rechazo de compuestos orgánicos no volátiles, una presión de operación (<300 kPa) más baja que la ósmosis inversa (5,000 – 8,000 kPa), así como una temperatura de operación (entre 40 y 80°C) y huella de contaminación más baja que los procesos de destilación convencionales como la destilación flash multietapa y la destilación multiefecto. Además, no sólo es útil para desalinizar agua de mar o agua salobre sino que sirve para el tratamiento de salmuera y agua

residuales, la extracción de petróleo, y purificación de bebidas en la industria alimentaria [14, 16].

La tecnología de destilación por membrana se puede establecer utilizando cuatro diferentes configuraciones: destilación por membrana de contacto directo (DMCD), destilación por membrana con espacio de aire, destilación de barrido por membrana de gas y destilación por membrana al vacío [8, 9]; sin embargo, la DMCD es el método más antiguo para desalinizar salmuera [17].

La configuración general de la DMCD para la desalinización de agua implica dos entradas: el agua de mar o salobre y agua dulce como líquido de enfriamiento, y dos salidas: la salmuera y el agua desalinizada [18]. La desalinización de agua de mar o salobre por DMCD se lleva a cabo en tres etapas. La primera etapa comienza cuando el agua de mar o salobre alcanza la evaporización en la cámara de alimentación, después se forma vapor de agua en la capa límite de la membrana. En la segunda etapa, el vapor de agua pasa por los poros secos de la membrana hacia el lado del permeado impulsado por el gradiente de presión de vapor entre la solución de alimentación y permeado. Finalmente, en la tercera etapa el vapor se condensa en la cámara de permeado, la cual contiene agua dulce como fluido de arrastre. La membrana impide el transporte de masa del vapor condensado desde la cámara de permeado al evaporador, por lo cual se pueden conseguir flujos de permeado relativamente altos en relación con el área superficial [19].

Durante la DMCD es necesario introducir una gran cantidad de energía térmica para vaporizar los componentes volátiles en la cámara de alimentación, mientras que en la cámara de permeado se necesita condensar el vapor del componente volátil que atraviesa los poros de la membrana. Como resultado, el gran consumo de calor es uno de los principales obstáculos para la aplicación a gran escala de la destilación por membrana, por lo que en la literatura existen diversos registros del acoplamiento de la DMCD a bombas hidráulicas, bombas acopladas magnéticamente y bombas de calor con el objetivo de mantener una velocidad constante del flujo de alimentación y permeado y mejorar así el diseño, las condiciones de funcionamiento, y el valor del rendimiento térmico del módulo de

DMCD, tomando en cuenta los parámetros de la membrana, como el tamaño de los poros (r , m), la porosidad (ϵ , %), la tortuosidad (χ , adimensional), su espesor (δ_m , m), y la temperatura (T , °C) a la que opera el sistema de DMCD [20]. Además, se han realizado estudios para el aprovechamiento de los paneles fotovoltaicos (PF) ya instalados, de tal forma que estos se pueden acoplar con el módulo de DMCD para emplear la energía eléctrica y el calor residual de los PF, a través de bombas y tanques de almacenamiento [21]. Este acoplamiento es muy útil en zonas donde se carece del suministro de energía y agua, pero cuentan con una fuente de radiación solar importante [13, 22].

1.2. Transporte de calor en la DMCD

El transporte de calor en el módulo DMCD se analiza en cada una de las cámaras y en la membrana. El transporte de calor en la cámara de alimentación y permeado es dominado por convección, mientras que en la membrana es conductivo, como se muestra en la Figura 1 [23]. El transporte de calor en la membrana fluye de la zona de mayor temperatura a la de menor, donde el calor transferido es calor sensible y latente. El transporte de calor en la cámara de alimentación debe ser igual tanto en la membrana como en la cámara de permeado.

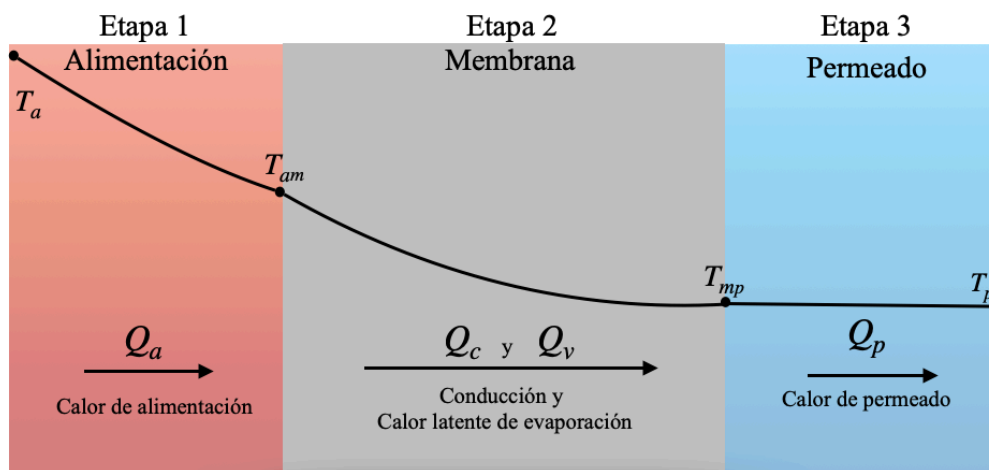


Figura 1. Transporte de calor en la DMCD. Adaptación de [22].

1.2.1. Etapa 1: Transporte de calor por convección en la cámara de alimentación

En la cámara de alimentación el flujo de calor se rige por convección, así que se puede definir mediante la Ec. (1).

$$Q_a = h_a(T_a - T_{am}) \quad (1)$$

donde Q_a es el flujo de calor convectivo de alimentación (W/m^2), h_a es el coeficiente convectivo de transporte de calor en la alimentación ($W/m^2/^\circ C$), T_a es la temperatura del flujo de alimentación ($^\circ C$), y T_{am} es la temperatura de la interfaz alimentación-membrana ($^\circ C$).

1.2.2. Etapa 2: Transporte de calor por conducción a través de la membrana

El flujo de calor Q_m (W/m^2) a través de la membrana se representa en la Ec. (2):

$$Q_m = h_c(T_{am} - T_{mp}) \quad (2)$$

donde T_{am} es la temperatura de la interfaz alimentación-membrana ($^\circ C$), T_{mp} es la temperatura de la interfaz membrana-permeado ($^\circ C$) y h_c es el coeficiente efectivo de transporte de calor de la membrana ($W/m^2/^\circ C$).

El coeficiente efectivo de transporte de calor de la membrana (h_c , $W/m^2/^\circ C$) se puede dividir en dos contribuciones:

$$h_c = h_m + h_v \quad (3)$$

donde h_v es el coeficiente de transporte de calor del flujo de vapor de agua ($W/m^2/^\circ C$) y h_m es el coeficiente de transporte de calor conductivo de la membrana ($W/m^2/^\circ C$). Este último se puede determinar mediante la Ec. (4):

$$h_m = \left(\frac{k_s(1-\varepsilon)}{\delta} + \frac{k_g\varepsilon}{\delta} \right) = \frac{k_m}{\delta} \quad (4)$$

donde k_s es la conductividad térmica del polímero de la membrana hidrofóbica (W/m/°C), ε es la porosidad de la membrana (adimensional), k_g es la conductividad térmica de los gases atrapados dentro de los poros de la membrana (W/m/°C), k_m es la conductividad térmica de la membrana (W/m/°C) y δ el espesor de la membrana (m) [19].

El coeficiente de transporte de calor del flujo de vapor de agua (h_v , W/m²), se puede evaluar como:

$$h_v = \frac{J\lambda_v}{T_{am}-T_{mp}} \quad (5)$$

donde J es el flujo transmembrana de vapor (kg/m²/h) y λ_v es el calor latente de evaporación del agua (J/kg), T_{am} es la temperatura de la interfaz alimentación-membrana (°C) y T_{mp} es la temperatura de la interfaz membrana-permeado (°C).

1.2.3. Etapa 3: Transporte de calor por convección en la cámara del permeado

En la cámara de permeado, el flujo de calor convectivo (Q_p , W/m²) desde la interfaz membrana-permeado hasta la corriente del permeado se puede evaluar mediante la Ec. (6):

$$Q_p = h_p(T_{mp} - T_p) \quad (6)$$

donde h_p es el coeficiente convectivo de transporte de calor en la capa límite térmica del lado del permeado (W/m²/°C), T_{mp} es la temperatura de la superficie de la membrana (°C) y T_p es la temperatura de permeado (°C) [22].

Dado que el flujo de alimentación y permeado se encuentran a una temperatura diferente, se desarrolla una capa límite térmica responsable de imponer una resistencia al transporte de calor y masa. Este fenómeno se denomina efecto de polarización de la temperatura y es el responsable de reducir hasta el 80 % de la fuerza motriz del agua. El efecto de polarización de la temperatura puede disminuir mejorando el diseño del paso del flujo, la disposición de la membrana, aplicando promotores de la turbulencia como los espaciadores de malla o mejorando las condiciones de mezclado para evitar la humectación de los poros [24].

1.2.4. Transporte de calor total transferido

El flujo de calor total transferido (Q_T , W/m²) se puede determinar a partir de combinar las Ecs. (1), (2) y (6), dando como resultado la Ec. (7):

$$Q_T = U(T_a - T_p) \quad (7)$$

$$U = \left[\frac{1}{h_a} + \frac{1}{h_c} + \frac{1}{h_p} \right]^{-1} \quad (8)$$

donde U es el coeficiente global de transporte de calor (W/m²/°C), T_a es el valor de la temperatura de alimentación (°C), T_p es el valor de la temperatura en el lado del permeado (°C), h_a es el coeficiente convectivo de transporte de calor en la alimentación (W/m²/°C), h_c es el coeficiente efectivo de transporte de calor de la membrana (W/m²/°C), y h_p es el coeficiente convectivo de transporte de calor en el permeado (W/m²/°C).

El calor total (Q_T , W/m²) es igual a cada uno de los flujos de energía a través de las cámaras y membrana, como lo indica la Ec. (9):

$$Q_T = Q_a = Q_m = Q_p \quad (9)$$

donde Q_a es el calor en la alimentación (W/m^2), Q_m es el calor en la membrana (W/m^2), y Q_p es el calor en el permeado (W/m^2).

1.3. Transporte de masa en la DMCD

El transporte de masa en el módulo de DMCD se puede evaluar como el flujo transmembrana de vapor (J , $kg/m^2/h$) mediante la Ec. (10) [25]:

$$J = B(T) \left(P_{p,am}(T) - P_{v,mp}(T) \right) \quad (10)$$

donde $P_{p,am}$ y $P_{p,mp}$ son la presión parcial de vapor en la interfaz alimentación-membrana y membrana-permeado (Pa), respectivamente, mientras que $B(T)$ es el coeficiente de transporte de masa de la membrana del proceso (m^2/s), y suele describirse con el modelo de Knudsen como se muestra en la Ec. (11):

$$B(T) = 1.064 \frac{r\epsilon}{\chi\delta_m} \left(\frac{M}{RT_{prom}} \right)^{0.5} \quad (11)$$

donde r es el tamaño de los poros (m), ϵ es la porosidad (%), χ es la tortuosidad, δ_m es el espesor de la membrana (m), R es la constante universal del gas ($J/mol/K$), M es el peso molecular del agua (kg/mol) y T_{prom} es la temperatura promedio en la interfaz de la membrana (K).

1.4. Efecto de la polarización en la DMCD

La DMCD es un proceso donde la diferencia de presión en la superficie de alimentación-membrana y membrana-permeado actúa como fuerza impulsora para dar lugar al transporte de calor y masa. Para entender los fenómenos del transporte de calor y masa a través de la membrana se deben tener en cuenta dos factores: la polarización de la temperatura y de la concentración. Debido a los efectos de polarización, las temperaturas en la superficie alimentación-membrana y membrana-permeado no van a ser iguales a las temperaturas de la cámara de alimentación y permeado, respectivamente. Como consecuencia se forman gradientes de temperatura y aparecen gradientes de presión que son la fuerza

impulsora que permite el transporte de masa en forma de flujo transmembrana (J , kg/h/m²) [24] .

1.4.1. Polarización de la temperatura

Durante el proceso de DMCD la temperatura en la superficie alimentación-membrana (T_{am} , °C) es inferior a la temperatura de alimentación (T_a , °C), mientras que la temperatura en la superficie membrana-permeado (T_{mp} , °C) es superior a la temperatura de permeado (T_p , °C). Este fenómeno se denomina polarización de la temperatura, y puede reducir hasta el 80 % de la fuerza motriz del agua, creando resistencia durante el transporte de calor y masa.

La polarización de temperatura se puede cuantificar a través del coeficiente de polarización de la temperatura (CPT) como se muestra en la Ec. (12):

$$CPT = \frac{T_{am} - T_{pm}}{T_a - T_p} \quad (12)$$

Los principales factores que influyen en el CPT son las propiedades del fluido, la velocidad del flujo y la forma geométrica del módulo. En la DMCD, el CPT toma valores cercanos a la unidad cuando el proceso está controlado por el transporte de masa en la membrana. El valor del CPT es cercano a cero en sistemas limitados por el transporte de calor a través de la capa límite, varía entre 0.4-0.7 en sistemas de diseño eficientes de región laminar y entre 0.87-0.92 de región turbulenta [24, 26].

Si la T_a incrementa también aumenta la polarización de la temperatura como consecuencia de una mayor diferencia entre la temperatura del fluido y la superficie de alimentación-membrana. Durante el proceso de DMCD se busca disminuir el efecto de polarización de la temperatura, y esto se logra mejorando el diseño del paso del flujo, la disposición de la membrana, aplicando promotores de la turbulencia como los espaciadores de malla o mejorando las condiciones de mezclado para evitar la humectación de los poros [24, 27].

1.4.2. Polarización por concentración

En la DMCD cuando el disolvente (agua) atraviesa la membrana se puede incrementar la concentración del soluto (sales) en la cámara de alimentación y específicamente sobresaturar los poros de la membrana de sales cerca de la superficie hasta formar una capa de textura pastosa, originando el fenómeno de polarización por concentración [24, 28]. Por lo cual, la membrana no sólo depende de sus propiedades, sino también de la hidrodinámica del sistema. El diseño del sistema es muy importante en la distribución del flujo en la interfaz de la membrana, ya que el efecto de la polarización por concentración puede ser minimizado creando remolinos y turbulencias bajo altas tasas de flujo, lo que mejora el transporte de masa y calor.

La polarización por concentración se evalúa empleando el coeficiente de polarización por concentración (*CPC*), definido mediante la Ec. (13):

$$CPC = \frac{C_m - C_a}{C_a} \quad (13)$$

donde C_m es la concentración de sales en la superficie de la membrana (kg/m^3), C_a es la concentración de sales en la alimentación (kg/m^3) [24, 29].

1.5. Balance de energía del módulo de DMCD

Para evaluar el transporte de calor en el módulo de DMCD, existen diferentes modelos reportados en literatura. En esta sección se describen algunos de estos.

Eleiwi y col.[25] propusieron un modelo dinámico en 2D representado por las Ecs. (14) y (15):

$$\frac{\partial T_{\bar{k}}(x,z,t)}{\partial t} + v_z^{\bar{k}} \frac{\partial T_{\bar{k}}(x,z,t)}{\partial z} = \alpha_x^{\bar{k}} \frac{\partial^2 T_{\bar{k}}(x,z,t)}{\partial x^2}, \quad 0 < t < \tau_{final} \quad (14)$$

$$x \in [0, x_{am}] \cup [x_{mp}], 0 < z < Z \quad (15)$$

con condiciones iniciales

$$T_{\bar{k}}(x, z, 0) = T_{\bar{k}, inicial} \quad (16)$$

donde T es la temperatura ($^{\circ}\text{C}$), v es el caudal de permeado (m^3/s) a lo largo de la coordenada z , α es la constante de difusividad térmica (m^2/s) a lo largo de la coordenada x , y \bar{k} es un índice que refiere a la corriente de alimentación (a) o permeado (p), respectivamente. Este modelo se resolvió especificando los valores que la temperatura toma a lo largo del límite del dominio y el valor de las derivadas de la temperatura en el contorno. Sin embargo, una desventaja que presenta es la complejidad de las ecuaciones propuestas, en comparativa con otros autores como [22] y [23] quienes han empleado ecuaciones lineales con resultados similares.

Mediante un modelo matemático riguroso en [28] se analiza cada componente del sistema DMCD, poniendo especial estudio en las condiciones físicas de la membrana. Este modelo está descrito por las Ecs. (17)-(20):

$$\frac{1}{X_f} \frac{dv_a}{dz} - \frac{v_a}{X_a^2} \left(\frac{M_s}{\rho_s} - \frac{M_w}{\rho_w} \right) \frac{dx_a}{dz} = \frac{4Jd_0}{M_f} \quad (17)$$

$$\frac{x_a}{X_a} \frac{dv_a}{dz} + \frac{v_a M_w}{\rho_w X_a^2} \frac{dx_a}{dz} = 0 \quad (18)$$

$$\frac{dP_a}{dz} = - \frac{32\mu v_a}{d_i^2} \quad (19)$$

$$\frac{d(\rho_a v_a C_{P,a} T_a)}{dz} = - \frac{4Q_a}{N_f \pi d_i^2} \quad (20)$$

donde X es el volumen molar (m^3/mol), v es la velocidad (m/s), M es el peso molecular (kg/kmol), ρ es la densidad del líquido (kg/m^3), x es la fracción molar en fase líquida, J es el flujo transmembrana ($\text{kg/m}^2\text{h}$), d_0 es el diámetro exterior de la

fibra (m), d_i es el diámetro interior de la fibra (m), μ es la viscosidad dinámica (kg/ms), C_p es el parámetro del coeficiente de flujo de Poiseuille (m), T_a es la temperatura de entrada, Q_a es la energía auxiliar necesaria durante un año (J), N_f es el número de fibras huecas, y los subíndices a, s y w corresponden a la alimentación, sales, y agua, respectivamente. El sistema de Ecs. (17)-(20) se resolvió aplicando valores de frontera divididos mediante el método de Broyden, método cuasi-Newtoniano para la solución numérica de ecuaciones no lineales.

Al contemplar los factores físicos de la membrana, este modelo trae consigo numerosas combinaciones que elevan la inversión de tiempo y recursos, haciendo complejo recrear el modelo a nivel simulación.

En [30] se estudió un sistema de DMCD multietapa empleando las Ecs. (21) y (22) para los flujos de alimentación y permeado, respectivamente

$$\frac{d(\rho_a v_a C_{p,a} T_a)}{dz} = -\frac{Q_a}{\varepsilon_{sp} h_c} - \rho_a C_{p,a} \frac{d(T_a)}{dt} \quad (21)$$

$$\frac{d(\rho_p v_p C_{p,p} T_p)}{dz} = -\frac{Q_p}{\varepsilon_{sp} h_c} - \rho_p C_{p,p} \frac{d(T_p)}{dt} \quad (22)$$

donde ρ es la densidad (kg/m³), v es la velocidad del canal (m/s), C_p es el calor específico (J/kg/°C), T es la temperatura (°C), ε_{sp} es la porosidad del espaciador (adimensional), h_c es la altura del canal (m) y los subíndices a y p son las fases de alimentación y permeado, respectivamente.

El lado izquierdo del sistema propuesto por [30] se discretizó empleando el método de volúmenes finitos y condiciones de contorno, mientras que el lado derecho se resolvió por el método de Broyden. Sin embargo, este modelo reduce las ecuaciones a formas más simples, que traen consigo la omisión de variables.

En [31] se simuló un sistema de DMCD asistido por energía solar para la desalinización de agua de mar con ecuaciones diferenciales parciales de

convección y conducción para describir la distribución del calor y la variación de la temperatura en una región y momento determinado. Este sistema está representado por la Ec. (23) para la cámara de alimentación y la Ec. (24) para el permeado

$$\frac{\partial T_F(X_F,Z)}{\partial t} = \frac{k_{z,F}}{\rho_F C_{p,F}} \frac{\partial^2 T_F(X_F,Z)}{\partial z^2} - v_F(x) \frac{\partial T_F(X_F,Z)}{\partial z} + \frac{k_{x,F}}{\rho_F C_{p,F}} \frac{\partial^2 T_F(X_F,Z)}{\partial x_F^2} \quad (23)$$

$$\frac{\partial T_P(X_P,Z)}{\partial t} = \frac{k_{z,P}}{\rho_P C_{p,P}} \frac{\partial^2 T_P(X_P,Z)}{\partial z^2} - v_P(x) \frac{\partial T_P(X_P,Z)}{\partial z} + \frac{k_{x,P}}{\rho_P C_{p,P}} \frac{\partial^2 T_P(X_P,Z)}{\partial x_P^2} \quad (24)$$

donde k es la conductividad térmica del fluido (W/m/°C) y puede ser axial (x), o transversal (z), ρ es la densidad del líquido (kg/m³), v es la velocidad de flujo (m/s) y C_p es el calor específico del fluido (J/kg/°C), La desventaja del modelo reportado por [31] es que las ecuaciones propuestas son mucho más complejas que las reportadas por [26], quienes obtuvieron resultados similares al describir el transporte de masa y energía con ecuaciones más sencillas.

En [29] se modeló un módulo de DMCD accionado por energía solar para la desalinización de agua de mar. El coeficiente de transferencia de masa de la membrana (C_m) se obtuvo mediante la Ec. (25)

$$C_m = \left[\frac{3}{2} \frac{\tau \delta}{\varepsilon r} \left(\frac{\pi R T}{8 M} \right)^{\frac{1}{2}} + \frac{\tau \delta}{\varepsilon} \frac{P_a}{P D} \frac{R T}{M} \right]^{-1} \quad (25)$$

donde δ es el espesor de la membrana (m), ε es la porosidad (adimensional), τ es la tortuosidad (adimensional) y r es el radio de los poros (m), M es el peso molecular del agua (kg/mol), R es la constante de los gases (J/K/mol), T es la temperatura promedio del vapor de agua (K) dentro del poro de la membrana, P y P_a son la presión total y la presión parcial del aire (Pa) dentro del poro de la membrana, respectivamente, y D es el coeficiente de difusión del agua (m²/s).

La temperatura de alimentación-membrana ($T_{m.f}$) y membrana-permeado ($T_{m.d}$) se determinaron a partir de las Ecs. (26) y (27)

$$T_{m.f} = \frac{T_{b.f}h_f + h_m\left(T_{b.d} + T_{b.f}\frac{h_f}{h_d}\right) - J\Delta H_v}{h_f\left(1 + \frac{h_m}{h_d}\right) + h_m} \quad (26)$$

$$T_{m.d} = \frac{T_{b.d}h_d + h_m\left(T_{b.f} + T_{b.d}\frac{h_d}{h_f}\right) - J\Delta H_v}{h_d\left(1 + \frac{h_m}{h_f}\right) + h_m} \quad (27)$$

donde h_f y h_d son los coeficientes de transporte de masa en la capa límite térmica de alimentación y permeado ($\text{W}/\text{m}^2/^\circ\text{C}$), respectivamente, h_m es el coeficiente de transferencia de calor a través de la membrana ($\text{W}/\text{m}^2/^\circ\text{C}$), J es el flujo de agua ($\text{kg}/\text{m}^2/\text{h}$) y ΔH_v es el calor latente de evaporización (J/kg). Dado que este modelo emplea ecuaciones lineales para describir el transporte de masa y energía en el proceso de DMCD, es un recurso sencillo y fácil de aplicar a costa de omitir el comportamiento de los parámetros a través del tiempo y el espacio.

En [32] se propuso un modelo de transporte de masa y calor. El transporte de calor se evaluó como una ecuación en función del tiempo, y se presenta en la Ec. (28):

$$\alpha_f(T_f - T_1)W dx = \left(\frac{\lambda}{b}(T_1 - T_2 + Jh_g)\right)W dx = \alpha_p(T_2 - T_p)W dx \quad (28)$$

donde α es el coeficiente de transferencia de calor ($\text{W}/\text{m}^2/^\circ\text{C}$), T es la temperatura ($^\circ$), W es el ancho de la membrana (m), λ es la conductividad térmica de la membrana ($\text{W}/\text{m}/^\circ\text{C}$), b es el grosor de la membrana (m), J es el flujo transmembrana de vapor ($\text{kg}/\text{m}^2/\text{h}$) y h_g es la entalpía del vapor (J/kg), y los subíndices f y p representan a la alimentación, el permeado, respectivamente, mientras que 1 y 2 se refieren a la capa límite de alimentación-membrana y membrana-permeado, respectivamente.

La transferencia de masa a través de los poros de la membrana hidrofóbica se calculó mediante la difusión de Knudsen y el flujo de Poiseuille, descritos por las Ecs. (29) y (30), respectivamente:

$$Kn = \frac{l}{r} \quad (29)$$

$$\Delta p = \frac{8\mu L \dot{F}}{\pi R^4} \quad (30)$$

donde l es el recorrido libre medio de las moléculas de gas transferidas (m), r es el tamaño promedio de los poros de la membrana (m), Δp es la diferencia de presión entre los dos extremos de la membrana (Pa), L es la longitud de la membrana (m), μ es la viscosidad dinámica del agua (Pa·s), \dot{F} es el caudal volumétrico (m³/h) y R es el radio de los poros de la membrana (m).

La información presentada en esta sección permite verificar que los modelos propuestos en literatura son muy variados, pero siempre en búsqueda de mejorar el entendimiento del proceso de DMCD.

1.6. Sistema fotovoltaico

El mayor gasto energético de la tecnología de DMCD suele deberse a las bombas empleadas para el suministro del agua. Una opción para disminuir este gasto energético es emplear bombas de *CC* acopladas a *PF*. En estos acoplamientos generalmente el caudal de la bomba de alimentación depende de la corriente suministrada por el *PF* y por consiguiente aumenta con respecto a la irradiancia global [33]. La captación de la irradiancia solar sobre la superficie del *PF* se describe a continuación.

El estudio de la trayectoria del sol a través del cielo permite estimar la irradiancia solar que incide sobre los *PF*, así como la orientación adecuada para evitar el sombreado [34].

1.6.1. Irradiancia total sobre una superficie inclinada

Los *PF* se suelen colocar con un ángulo de inclinación (β , °) determinado según la geografía del lugar, aumentando así la cantidad de irradiación interceptada y reduciendo las pérdidas por reflexión, como se muestra en la Figura 2. El ángulo cenital (θ , °) está formado por la vertical de la posición donde nos encontremos y la dirección hacia el sol. La elevación solar (α , °) corresponde al ángulo con el que vemos el sol y la horizontal formada por el suelo. El ángulo acimut (ϕ , °) se forma por la proyección horizontal de la línea que une el centro del sol con el meridiano de la posición.

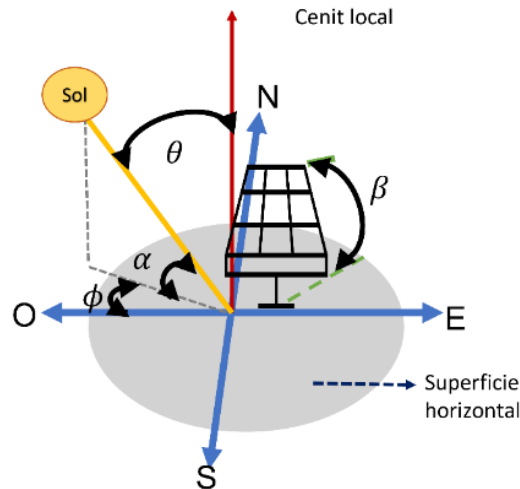


Figura 2. Diagrama de ángulos solares sobre una superficie inclinada: ángulo cenital (θ , °), elevación solar (α , °), ángulo acimut (ϕ , °), y ángulo de inclinación (β , °).

La irradiancia total (I_T , W/m^2) sobre una superficie inclinada como son los paneles fotovoltaicos se obtiene evaluando la Ec. (31) [29, 31, 35, 36].

$$I_T = I_D + I_d + I_r \quad (31)$$

donde I_D es la irradiancia solar directa (W/m^2), I_d es la irradiancia solar difusa (W/m^2), e I_r es la irradiancia reflejada (W/m^2).

La I_D sobre una superficie inclinada se estima mediante las Ecs. (32)-(35) [37, 38, 39, 40]:

$$I_D = I_{DN} \cos \theta \quad (32)$$

$$I_{DN} = A_0 \exp\left(-\frac{\Gamma}{\sin \alpha}\right) \quad (33)$$

$$\cos \theta = \cos \phi \cos \varphi \cos \omega + \sin \phi \sin \varphi \quad (34)$$

$$\varphi = 23.45 \sin(0.973N - 77.84) \quad (35)$$

donde I_{DN} es la irradiancia solar normal directa sobre una superficie horizontal (W/m^2), θ es el ángulo cenital ($^\circ$), A_0 es la irradiancia solar extraterrestre (W/m^2), Γ es el coeficiente de extinción atmosférico (adimensional), β_H es la elevación solar ($^\circ$), ϕ es el ángulo acimut ($^\circ$), φ es la declinación solar ($^\circ$), ω es el ángulo horario ($^\circ$) y N es el número de orden del día del año [29].

La irradiancia solar difusa (I_d , W/m^2) sobre una superficie inclinada se evalúa mediante la Ec. (36) [39]:

$$I_d = I_{DN} \cos \varphi R_d \quad (36)$$

donde I_{DN} es la irradiancia solar normal directa sobre una superficie horizontal (W/m^2), φ es la declinación solar ($^\circ$) y R_d es el factor de radiación difusa sobre una superficie inclinada (adimensional) [40].

El factor de R_d sobre una superficie inclinada se puede estimar por diversos modelos como el de Badescu, Koronakis, Liu-Jordan, Tians, Bugler, Temps-Coulson, Hay, Reindl, Klucher, Steven-Unsworth [38]. Sin embargo, el modelo de Lui-Jordán es el más utilizado, en este modelo R_d se evalúa aplicando las Ecs. (37) y (38) [37, 38, 39]

$$R_d = \frac{1 + \cos \beta}{2} \quad (37)$$

$$\beta = \phi - \varphi \quad (38)$$

donde β es el ángulo de inclinación ($^\circ$), ϕ es la latitud del lugar de la instalación ($^\circ$) y φ es la declinación solar ($^\circ$) [38].

La irradiancia reflejada sobre una superficie inclinada (I_r , W/m²) se puede estimar empleando las Ecs. (39)-(40) [34]:

$$I_r = \rho(I_D + I_d)R_r \quad (39)$$

$$R_r = \frac{1 - \cos \beta}{2} \quad (40)$$

donde ρ es el albedo (adimensional), I_D es la irradiancia solar directa (W/m²), I_d es la irradiancia solar difusa (W/m²), R_r es el factor de radiación reflejada sobre una superficie inclinada (adimensional) y β es el ángulo de inclinación ($^\circ$).

1.6.2. Análisis de energía eléctrica de un sistema fotovoltaico

La potencia del panel fotovoltaico en condiciones de referencia (P_{PF} , W) se estima empleando la Ec. (40) [41].

$$P_{PF} = I_T \times A_{PF} \quad (40)$$

donde I_T es la irradiancia total en el panel fotovoltaico (W/m²) y A_{PF} es el área efectiva del panel fotovoltaico (m²).

La potencia máxima (P_{max} , W) se evalúa mediante la Ec. (41) como

$$P_{max} = V_{ppm} I_{ppm} \quad (41)$$

donde V_{ppm} es el voltaje en el punto de potencia máxima (V) y I_{ppm} es la corriente en el punto de potencia máxima (A).

La eficiencia eléctrica del panel (η_{PF} , %) se calcula mediante la Ec. (42) [42, 43, 44]

$$\eta_{PF} = \frac{P_{max}}{A_{PF}I_T} \quad (42)$$

donde P_{max} es la potencia máxima (W), A_{PF} es el área del panel fotovoltaico (m^2), I_T es la irradiancia total en el panel fotovoltaico (W/m^2) [44].

1.7. Colectores solares

En la primera etapa de operación del módulo de DMCD es necesario introducir una gran cantidad de energía térmica para vaporizar los componentes volátiles en la cámara de alimentación. Por lo tanto, en la literatura existen diversos registros del acoplamiento de la DMCD a bombas de calor con el objetivo de mantener una velocidad constante del flujo de alimentación y permeado, y mejorar así el diseño, las condiciones de funcionamiento, y el valor del rendimiento térmico del módulo de DMCD, tomando en cuenta los parámetros de la membrana. Otra opción para el calentamiento de la salmuera de alimentación es emplear colectores solares.

El calentamiento solar de agua para consumo doméstico es una alternativa para sustituir los medios convencionales que involucran combustibles fósiles, opera a temperaturas de entre 40 °C y 60 °C, y permite generar ahorro energético y económico [45]. Los sistemas solares para calentamiento de agua de uso personal están constituidos principalmente por un colector solar, un tanque de almacenamiento, un sistema de circulación para mover el fluido entre los colectores y el tanque de almacenamiento [46].

El método convencional de los colectores solares es el termosifón, presentado cuando una masa de fluido es calentada a través de la base del colector, lo cual

disminuye su densidad debido al incremento de la temperatura, entonces, la columna de agua fría en la tubería de retorno al colector y la columna de agua caliente dentro del mismo se desequilibran haciendo que por gravedad la primera baje y empuje el agua caliente hacia el tanque. Existe también la posibilidad de cambiar la circulación del agua mediante una bomba que impulsa de manera forzada el agua dentro del circuito cerrado ya mencionado, dando el mismo resultado que el sistema termosifón [45].

Los colectores de tubo de vacío son el sistema de calentamiento solar más empleado en la actualidad; consisten en una serie de tubos fabricados de vidrio de borosilicato recocido con vacío y una placa absorbente dentro del tubo de vidrio. La ausencia de aire en el tubo crea un excelente aislamiento, lo que permite alcanzar temperaturas más elevadas en la placa absorbente, y más altas que en otros tipos de colectores [46].

La implementación de tubos de borosilicato en colectores solares se debe a que el borosilicato es altamente resistente a la corrosión, es anti inflamable, y tiene alta precisión óptica, pero no tiene poros ni es catalítico. Además, el borosilicato es más ligero que el vidrio común y tiene un coeficiente de expansión térmica más bajo que éste último. Este rasgo reduce la sensibilidad del borosilicato a los cambios de temperatura, sin embargo, pese a soportar altas temperaturas, es sumamente frágil. En la Tabla 1 se muestra algunas de las propiedades del borosilicato comercial [47].

Tabla 1. Propiedades fisicoquímicas del borosilicato comercial [47].

Propiedad	Valor
Temperatura de transformación	525 °C
Temperatura reblandecimiento	825 °C
Temperatura máx. admisible de corta duración	500 °C
Densidad	2.23 gr/cm ³
Módulo de elasticidad	64 ×10 ³ N/mm ²

Índice de Poisson	0.20
Conductibilidad térmica a 90 °C	1.2 W/m/K
Permitividad dieléctrica	4.6 F/m
Factor de pérdida dieléctrica	37×10^{-4} F/m

El rendimiento de los tubos de borosilicato al vacío se estima mediante la Ec. (43) [48]

$$\eta_{tubo} = \frac{\dot{G} C_{p,aire} (T_{s,aire} - T_{e,aire})}{A_{tubo} I_T} \quad (43)$$

donde \dot{G} es el caudal másico (kg/h), $C_{p,aire}$ es la capacidad calorífica del aire (J/°C), $T_{s,aire}$ y $T_{e,aire}$ son la temperatura de salida y de entrada del aire (°C), respectivamente, A_{tubo} es el área de superficie del tubo (m²) y I_T es la irradiancia total (W/m²).

1.8. Métodos de solución del modelo

En este trabajo de investigación se utilizará el software de Matlab® 2021 Campus Wide para la solución del balance de energía térmica propuesto, considerando que debido al espesor de la membrana no existe un gradiente de temperatura entre la interfaz alimentación-membrana y membrana-permeado.

El balance de energía térmica planteado en este trabajo para el módulo de DMCD se expresa a través de un conjunto de dos ecuaciones diferenciales ordinarias. Cabe mencionar, que una ecuación diferencial ordinaria se define como una ecuación que contiene una variable independiente (por ejemplo, el tiempo) y una o más derivadas con respecto a esa variable independiente. En el dominio del tiempo, las ecuaciones diferenciales ordinarias son problemas de valor inicial.

La solución de una ecuación diferencial ordinaria puede ser encontrada usando procedimientos analíticos que contribuyen con respuestas exactas y continuas. Sin embargo, cuando los sistemas de estudio quedan representados por un conjunto

de ecuaciones diferenciales ordinarias que representan un desafío para las soluciones analíticas, los métodos numéricos, utilizando operaciones aritméticas, ofrecen una alternativa para afrontar el problema de forma aproximada. El software de Matlab® 2021 Campus Wide dispone de rutinas ODE que permiten resolver conjuntos de ecuaciones diferenciales, a continuación, se explican algunas [49].

ODE45 se basa en una fórmula Runge-Kutta explícita, es un solucionador de un solo paso al calcular $y(t_n)$, sólo necesita la solución en el punto de tiempo inmediatamente anterior, $y(t_{n-1})$.

ODE23 es una implementación de un par Runge-Kutta explícito de Bogacki-Shampine y puede ser más eficiente que ODE45 en tolerancia y en presencia de rigidez moderada. Al igual que ODE45, ODE23 es un solucionador de un solo paso.

ODE15s es un solucionador de orden variable basado en las fórmulas de diferenciación numérica de varios pasos ocupado para resolver problemas rígidos y/o problemas diferenciales-algebraicos. Dadas las condiciones de frontera del modelo propuesto en este trabajo de investigación, se empleará el método de orden variable ODE15s de Matlab® 2021 Campus Wide.

2. Justificación

No se cuentan con datos abiertos acerca del consumo de agua en el estado, esto debido a que su distribución se maneja por una empresa privada. Sin embargo, de acuerdo con el Instituto de Recursos Mundiales, se estima que en México se consumen anualmente entre el 40 y 80 % de las reservas de agua nacional, hecho relacionado con la escasez de agua en zonas metropolitanas [50].

La producción de agua potable es uno de los procesos estrechamente ligados con el uso de la energía, debido a que se necesita de ésta para el tratamiento, bombeo, saneamiento, potabilización, calentamiento y transporte del agua [13]. De hecho, forman un binomio relacionado directamente porque a su vez se necesita agua en el proceso de generación de energía. Por ejemplo, las centrales térmicas consumen entre 2600-3200 litros de agua principalmente para disipar el calor de los sistemas [51]. Por lo que producir agua potable es de gran interés.

La desalinización es uno de los procesos más utilizados desde la antigüedad para obtener agua dulce, específicamente la DMCD destaca dentro de las tecnologías de destilación por membrana para desalinizar agua de mar o salobre debido a que opera a temperaturas moderadas (40-80°C) y presiones bajas (<300Pa). Trabajos recientes han estudiado la DMCD desde el enfoque teórico con la finalidad de investigar su desempeño [25] y mitigar los daños al ambiente [22].

Con base en la problemática de la escasez de agua potable, el objetivo de este trabajo es desarrollar y validar un modelo de transporte de masa y energía para un módulo de DMCD considerando el sistema como una serie de etapas idealmente mezcladas que permita investigar el funcionamiento del módulo y optimizar su aplicación, además de la estimación del número de *PF* requeridos para su operación.

3. Objetivos generales y específicos

3.1. Objetivo general

Desarrollar el balance de energía de un módulo de destilación por membrana de contacto directo (DMCD) y simular este proceso mediante el software Matlab® 2021 Campus Wide, basado en un conjunto de ecuaciones diferenciales ordinarias para hacer accesible el estudio del sistema que cubra los servicios de agua potable.

3.1.1. Objetivos específicos

1. Modelar y simular el módulo de DMCD.
2. Evaluar el rendimiento del módulo de DMCD.
3. Validar el modelo propuesto empleando datos reportados en la literatura.
4. Dimensionar el panel fotovoltaico y el calentador solar para cubrir la demanda de energía eléctrica-térmica del módulo de DMCD.

4. Hipótesis

Describir el flujo de permeado de un módulo de DMCD con un balance de transporte de masa y energía permitirá estudiar su comportamiento.

5. Metodología

El desarrollo de la presente investigación se realizó en tres etapas. En la primera etapa se desarrolló el modelo del módulo de DMCD. En la segunda etapa se utilizó el software Matlab® 2021 Campus Wide para simular el modelo propuesto a diferentes temperaturas y tipos de flujo. Además, se validó con datos experimentales reportados por [25]. En la tercera etapa se estimó el número de tubos de borosilicato para el calentamiento del flujo de salmuera y el dimensionamiento fotovoltaico para suministrar energía a las bombas del sistema. A continuación, se describen las etapas.

5.1. Etapa 1: Modelo del módulo de destilación por membrana de contacto directo

Para el desarrollo del análisis térmico se establece que el flujo de calor del módulo de DMCD se puede describir empleando ecuaciones diferenciales ordinarias para la disolución de alimentación y permeado bajo las siguientes consideraciones: la radiación solar se utiliza completamente; la pérdida de calor en las tuberías es cero [22]; el coeficiente de concentración de la polarización en la interfaz alimentación-membrana y membrana-permeado es despreciable [52]; el módulo funciona en estado estacionario [22, 52]; el mecanismo dominante de transporte de calor es convectivo; el caudal en el eje x es constante durante el funcionamiento del proceso. El módulo de DMCD (ver Figura 3a) bajo las consideraciones propuestas se representa en j etapas a contracorriente como se muestra en la Figura 3b.

La ecuación propuesta para describir el balance de energía térmica en la alimentación tomando en cuenta las consideraciones anteriores se define como muestra la Ec. (47)

$$\rho_{aj} V_{aj} C_{P,aj} \frac{dT_{aj}}{dt} = \dot{F}_{aj-1} \rho_{aj-1} C_{P,aj-1} T_{aj-1} - \dot{F}_{aj} \rho_{aj} C_{P,aj} T_{aj} - \lambda_{aj} S_{aj} J_{aj} - h_{aj} S_j (T_{aj} - T_{amj}) \quad (47)$$

donde T_a y T_m son las temperaturas de alimentación y de la membrana ($^{\circ}\text{C}$), respectivamente, el subíndice j representa el número de etapas del proceso, m es la masa de la disolución de alimentación (kg), \dot{F}_a el caudal volumétrico (m^3/h), ρ es la densidad (kg/m^3), V es el volumen (m^3), λ_v es el calor latente de vaporación (J/kg), S es la superficie de transferencia (m^2), J es el flujo transmembrana de vapor ($\text{kg}/\text{m}^2/\text{h}$), C_p es la capacidad calorífica del agua ($\text{J}/^{\circ}\text{C}$) y h_a es el coeficiente de convección en la cámara de alimentación ($\text{W}/\text{m}^2/^{\circ}\text{C}$).

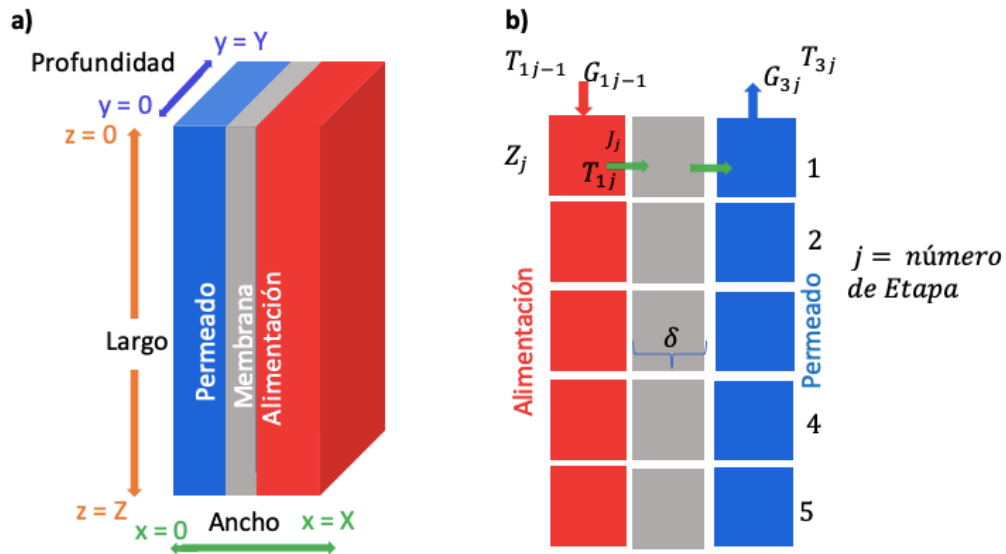


Figura 3. Módulo de DMCD: (a) dimensiones en 3D; (b) etapas en 2D.

Por otra parte, la ecuación del balance de energía térmica en el permeado se expresa mediante la Ec. (48)

$$\rho_{pj} V_{pj} C_{p,pj} \frac{dT_{pj}}{dt} = \dot{F}_{pj+1} \rho_{pj+1} C_{p,pj+1} T_{pj+1} - \dot{F}_{pj} \rho_{pj} C_{p,pj} T_{pj} + \lambda_{pj} S_j J_{pj} + h_{pj} S_j (T_{mpj} - T_{pj}) \quad (48)$$

donde T_m y T_p son las temperaturas de la membrana y del permeado, respectivamente ($^{\circ}\text{C}$), el subíndice j representa el número de etapas del proceso, m es la masa de la disolución del permeado (kg), \dot{F}_a el caudal volumétrico (m^3/h), ρ es la densidad (kg/m^3), λ_p es el calor latente de condensación (J/kg), V es el volumen

(m³), S es la superficie de transferencia (m²), J es el flujo transmembrana de vapor (kg/m²/h), h_p es el coeficiente de convección en el permeado (W/m²/°C).

La temperatura en la membrana se evalúa en ausencia de un gradiente térmico debido a su delgado espesor que se encuentra en el orden de micras a milímetros, como se describe en la Ec. (49)

$$T_{mj} = \frac{h_{aj}T_{aj} + h_{pj}T_{pj}}{h_{aj} + h_{pj}} \quad (49)$$

donde T_a , T_m y T_p son la temperatura de alimentación, de la membrana y del permeado, respectivamente (°C), el subíndice j representa el número de etapas del proceso, h_a y h_p son los coeficientes convectivos de transporte de calor en la alimentación y el permeado, respectivamente (W/m²/°C).

El balance de masa en la cámara de alimentación del módulo DMCD se describió por la Ec. (50)

$$V_{kj} \frac{dC_{kj}}{dt} = \dot{F}_{\bar{k},j-1} C_{\bar{k},j-1} - \dot{F}_{\bar{k}j} C_{\bar{k}j} - S_j J_{\bar{k}j} \quad (50)$$

donde \dot{F} es el caudal volumétrico (m³/h), C es la concentración (kg/m³), S la superficie de transferencia (m²), V es el volumen (m³) y J es el flujo transmembrana de vapor (kg/m²/h). El flujo de transmembrana se calculó empleando la Ecs. (10) y (11).

Por su parte, las dos temperaturas interfaciales, también llamadas temperaturas de película, son aquellas temperaturas que se encuentran en los límites de la membrana, es decir, la temperatura de alimentación-membrana (T_{am}) y la temperatura de membrana-permeado T_{mp} . Las Ecs. (1) y (9) anteriormente descritas en la sección de antecedentes permiten obtener T_{am} y T_{mp} mediante las Ecs. (51) y (52), respectivamente

$$T_{am} = T_a - \frac{Q_T}{h_a} \quad (51)$$

$$T_{mp} = T_p + \frac{Q_T}{h_p} \quad (52)$$

donde T_a es la temperatura de alimentación ($^{\circ}\text{C}$), Q_T es el flujo de calor total transferido (W), h_a es el coeficiente convectivo de transporte de calor en la alimentación ($\text{W}/\text{m}^2/^{\circ}\text{C}$), T_p es la temperatura de alimentación ($^{\circ}\text{C}$) y h_p es el coeficiente convectivo de transporte de calor en la alimentación ($\text{W}/\text{m}^2/^{\circ}\text{C}$).

5.2. Etapa 2: Simulación del modelo del DMCD

Las condiciones de operación del módulo de DMCD para el desarrollo del modelo propuesto se adecuaron a un módulo físico que mide $0.1 \text{ m} \times 0.002 \text{ m} \times 0.05 \text{ m}$, reportado por [25]. La finalidad de retomar dichas condiciones de operación es comparar los resultados obtenidos del modelo presentado en este trabajo con los datos experimentales y el modelo en 2D, reportados por [25]. En la Tabla 2 se pueden consultar las condiciones iniciales de operación empleadas para la simulación del modelo planteado, mientras que las propiedades de la membrana se encuentran en la Tabla 3.

Tabla 2. Condiciones iniciales de operación.

Propiedad	Símbolo	Valor inicial
Velocidad del agua salobre en la cámara de alimentación	\dot{v}_a	0.25 m/s
Velocidad del agua dulce en la cámara de permeado	\dot{v}_p	0.20 m/s
Concentración de sal	C	40.84 kg/m^3

Tabla 3. Propiedades de la membrana.

Propiedad	Símbolo	Valor
Conductividad térmica	k_m	0.24 $\text{W}/\text{m}/^{\circ}\text{C}$

Tamaño de poro	r	$2.6 \times 10^{-7} \text{ m}$
Porosidad de la membrana	ε	0.73 %
Tortuosidad	χ	1.35 (adimensional)
Espesor	δ	$1.74 \times 10^{-4} \text{ m}$

Empleando las condiciones de operación descritas en la Tabla 2, el balance se resolvió a diferentes temperaturas de alimentación (40, 50, 60 y 70 °C) y una temperatura fija de entrada de la cámara de permeado de 20 °C, bajo dos escenarios diferentes: mezclado completo ($j = 1$) y flujo pistón ($j = 100$).

El coeficiente efectivo de transporte de calor ($h_{c,\bar{k}j}$) se obtuvo iterativamente aplicando la Ec. (53) y correlaciones.

$$Nu_{\bar{k}j} = \frac{h_{c,\bar{k}j} D_{h,\bar{k}j}}{k_{\bar{k}j}} \quad (53)$$

donde Nu es el número de Nusselt (adimensional), D_h es el diámetro hidráulico (m), k es la conductividad térmica (W/m/°C), \bar{k} es un subíndice que refiere a la alimentación (a) o al permeado (p), según se indique, mientras j es un subíndice que representa el número de etapas del proceso.

Para caracterizar el tipo de fluido se determinaron los números adimensionales de Reynolds (Re) y Prandtl (Pr) mediante las Ecs. (54) y (55)

$$Re_{\bar{k}j} = \frac{\rho_{\bar{k}j} D_{h,\bar{k}j} \dot{v}_{\bar{k}j}}{\mu_{\bar{k}j}} \quad (54)$$

$$Pr_{\bar{k}j} = \frac{C_{p,\bar{k}j} \mu_{\bar{k}j}}{k_{\bar{k}j}} \quad (55)$$

donde \bar{k} es un subíndice que refiere a la alimentación (a) y al permeado (p), j representa el número de etapas del proceso, ρ es la densidad (kg/m³), D_h es el diámetro hidráulico (m), $\dot{v}_{\bar{k}j}$ es la velocidad del fluido (m/s), μ es la viscosidad

dinámica del fluido (Pa·s), C_p es el calor específico del agua (J/kg/°C), y k es la conductividad térmica (W/m/°C).

El impacto del tipo de flujo se evaluó estimando el número de Nusselt en función del tipo de líneas de flujo con las correlaciones de Hausen, Lévêque y Sieder-Tate para flujo laminar. En el caso de flujo turbulento se emplearon las correlaciones de Sieder-Tate y Dittus-Boelter [53, 54].

La correlación de Hausen para tuberías con temperatura constante en la pared con un perfil parabólico evalúa el número Nusselt mediante la Ec. (56) [53, 55]

$$Nu = 3.66 + \frac{0.065 \frac{D_h}{L} Re Pr}{1 + 0.04 \left(\frac{D_h}{L} Re Pr \right)^{2/3}} \quad (56)$$

La correlación de Lévêque para $(L/D_h) / (Re Pr) < 0.01$ se determinó aplicando la Ec. (57) [54]

$$Nu_{avg} = 1.67 \left(\frac{Re Pr D_h}{L} \right)^{1/3} \quad (57)$$

La correlación de Sieder-Tate para un flujo laminar de desarrollo hidrodinámico y térmico, con $0.60 \leq Pr \leq 5$ y $0.0044 \leq \frac{\mu_b}{\mu_s} \leq 9.75$, se determinó a partir de la Ec. (58) [53]:

$$Nu_{\bar{k}j} = 1.86 \left(\frac{Re_{\bar{k}j} D_{h,\bar{k}j} Pr_{\bar{k}j}}{L} \right)^{1/3} \left(\frac{\mu(T)}{\mu(T_{\bar{k}m})} \right)^{0.14} \quad (58)$$

En las tres correlaciones descritas anteriormente L es la longitud del ducto (m), D_h es el diámetro hidráulico (m), $\mu(T_{\bar{k}})$ es la viscosidad dinámica del fluido a temperatura de la cámara de alimentación/permeado (kg/m/s) y $\mu(T_{\bar{k}m})$ es la viscosidad dinámica del agua (kg/m/s) evaluada a la temperatura de interfaz alimentación-membrana y membrana-permeado, según corresponde [53].

Para un flujo turbulento de desarrollo hidrodinámico y térmico en un ducto, de propiedades variables por la diferencia considerable de temperatura entre el fluido y la superficie de la pared del ducto, con una variación entre $0.7 \leq Pr \leq 16,700$ y $Re \geq 2,300$. La correlación de Sieder-Tate se expresa como la Ec. (59) [53, 55].

$$Nu_{\bar{k}j} = 0.027 Re_{\bar{k}j}^{4/5} Pr_{\bar{k}j}^{1/3} \left(\frac{\mu(T)}{\mu(T_{\bar{k}m})} \right)^{0.14} \quad (59)$$

Para un flujo turbulento cuando $0.7 < Pr < 160$, $Re > 10,000$ la correlación de Dittus-Boelter se describe mediante la Ec. (60) [53],

$$Nu = 0.023 Re^{4/5} Pr^n \quad (60)$$

En las dos correlaciones anteriores Re y Pr son los números de Reynolds y Prandtl, respectivamente (adimensionales), $\mu(T_{\bar{k}})$ es la viscosidad dinámica del fluido a temperatura de la cámara de alimentación/permeado (kg/m/s), $\mu(T_{\bar{k}m})$ es la viscosidad dinámica del agua (kg/m s) evaluada a la temperatura de interfaz alimentación-membrana y membrana-permeado, según corresponda, mientras que n toma el valor de 0.4 cuando el fluido que circula por el ducto se calienta, y 0.3 cuando se enfría.

La solución del modelo propuesto, Ecs. (47)-(60) se realizó aplicando la rutina ODE15s de paso y orden variable basada en las fórmulas de diferenciación numérica mediante Matlab® 2021 Campus Wide. Los resultados obtenidos se compararon con los datos reportados en la literatura por [25].

5.2.1. Análisis del flujo permeado de agua

Los valores del flujo de permeado estimados con el modelo propuesto en mezclado completo (J_{mc}) fueron comparados con los datos experimentales reportados por

[25] (J_{exp}). La diferencia relativa entre los valores se determinó empleando la Ec. (61).

$$E_{r,mc} = \frac{|J_{exp} - J_{mc}|}{J_{exp}} \quad (61)$$

La diferencia entre el flujo de permeado estimado con el modelo propuesto en flujo pistón (J_{fp}) y los datos experimentales reportados por [25] se calculó con la Ec. 62.

$$E_{r,fp} = \frac{|J_{exp} - J_{fp}|}{J_{exp}} \quad (62)$$

La diferencia entre el flujo de permeado teórico reportado por [25] donde se utilizó un modelo de ecuaciones diferenciales parciales representado en espacio de estados para evaluar el flujo de permeado ($J_{[25]}$) y los datos experimentales reportados por [25] se determinó con la Ec. 63.

$$E_{r,[25]} = \frac{|J_{exp} - J_{[25]}|}{J_{exp}} \quad (63)$$

La calidad de ajuste del modelo propuesto en mezclado completo se cuantificó mediante el coeficiente de determinación (R^2), mediante la Ec. (64).

$$R^2 = \frac{\Sigma(J_{exp} - J_{exp,promedio})^2 - \Sigma(J_{exp} - J_{mc})^2}{\Sigma(J_{exp} - J_{exp,promedio})^2} \quad (64)$$

La calidad de ajuste del modelo propuesto en flujo pistón se cuantificó mediante el coeficiente de determinación (R^2), mediante la Ec. (65).

$$R^2 = \frac{\Sigma(J_{exp} - J_{exp,promedio})^2 - \Sigma(J_{exp} - J_{fp})^2}{\Sigma(J_{exp} - J_{exp,promedio})^2} \quad (65)$$

Finalmente, la calidad de ajuste del modelo propuesto por [25] también se cuantificó mediante el coeficiente de determinación (R^2), mediante la Ec. (66)

$$R^2 = \frac{\Sigma(J_{exp} - J_{exp, promedio})^2 - \Sigma(J_{exp} - J_{[25]})^2}{\Sigma(J_{exp} - J_{exp, promedio})^2} \quad (66)$$

5.2.2. Análisis de eficiencia del módulo DMCD

La relación de producción ganada (*RPG*, adimensional) del módulo de DMCD se define como la relación entre la energía térmica necesaria para producir agua desalinizada y la energía aportada al sistema de DMCD. Una baja *RPG* indica un bajo rendimiento del módulo de DMCD. La *RPG* se evaluó mediante la Ec. (67) [56, 25, 33, 31]

$$RPG = \frac{J \lambda_v}{Q_T} \quad (67)$$

donde J es el flujo transmembrana de vapor ($\text{kg}/\text{m}^2/\text{h}$), λ_v es el calor latente de vaporización del agua (J/kg), y Q_T es el calor total de entrada al sistema ($\text{W}/\text{m}^2/^\circ\text{C}$).

La eficiencia térmica (η , %) del módulo de DMCD se determinó como la Ec. (68) [21]:

$$\eta = \frac{J \lambda_v A_m}{Q_T} \times 100 \quad (68)$$

donde J es el flujo permeado ($\text{kg}/\text{m}^2/\text{h}$), λ_v es el calor latente de vaporización (J/kg), A_m es el área de la membrana (m^2), \dot{G}_a es el caudal másico del agua de alimentación (kg/h), C_a es el calor específico del agua de alimentación ($\text{J}/\text{kg}/^\circ\text{C}$), mientras que $T_{a,e}$ y $T_{a,s}$ es la temperatura del agua alimentación ($^\circ\text{C}$) a la entrada y salida, respectivamente [21].

El coeficiente de polarización de la temperatura (CPT) se evaluó como se muestra en la Ec. (12) de la sección 1.4.1 Polarización de la temperatura.

$$CPT = \frac{T_{am} - T_{pm}}{T_a - T_p}$$

5.3. Etapa 3. Suministro de energía

En la etapa tres, se llevó a cabo el dimensionamiento fotovoltaico, determinó el número de *PF* para producir la energía empleada por las bombas, así como el número de tubos de borosilicato para el calentamiento del flujo de salmuera considerando una configuración del sistema de DMCD como se muestra en la Figura 4, es decir con los componentes de forma aislada. La ubicación empleada para este fin corresponde a una latitud de 19.001957° y una longitud de -98.202021° (Cd Universitaria, 72592, Puebla, Pue). Cabe mencionar que este análisis puede ser profundizado con el estudio del transporte de calor residual del *PF* al agua, en un trabajo futuro.

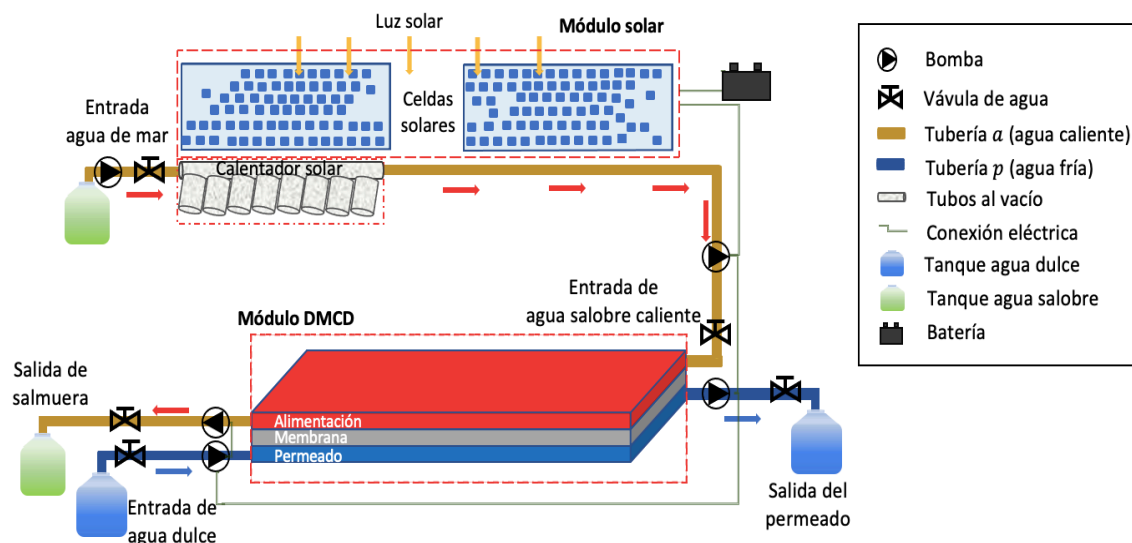


Figura 4. Diagrama del módulo destilación por membrana de contacto directo-híbrido.

5.3.1. Irradiancia y ángulo de inclinación

La irradiancia total se evaluó empleando la base de datos de Energy Sector Management Assistance Program, Solaris® [57]. Los datos obtenidos de dicha base se encuentran codificados en imágenes de formato GeoTiff que guardan información georreferenciada, por lo cual se empleó el software Matlab® 2021

para interpolarlos, generar mapeos y posteriormente evaluar en la ubicación seleccionada las Ecs. (31) - (40).

5.3.2. Dimensionamiento del sistema fotovoltaico

Una vez obtenida la irradiancia total en Cd Universitaria, Puebla, Pue. Se procedió a determinar el número de *PF* necesarios. En esta etapa se consideraron las especificaciones del *PF* de la marca Canadian Solar, modelo HiKu CS3W de 405 W con medidas de 2.108 m × 1.048 m × 0.04 m, que oscila entre 4,700 y 6,000 pesos mexicanos (\$300.05 USD, al tipo de cambio del 10 de octubre de 2022). En la Tabla 4 se desglosan las especificaciones del *PF* [58].

Tabla 4. Especificaciones del panel fotovoltaico modelo HiKu CS3W [58].

Parámetros	Símbolo	Valor
Potencia nominal	$P_{\text{máx}}$	405 W
Corriente de cortocircuito	I_{sc}	10.98 A
Corriente de operación óptima	I_{mp}	10.42 A
Voltaje de circuito abierto	V_{oc}	47.40 V
Voltaje de operación óptimo	V_{mp}	38.90 V
Tolerancia de potencia	Tol	0 ~ + 10 W
Disposición de las celdas	n_p	144 [2 × (12 × 6)]
Peso	-	24.9 kg
Área efectiva	A_{PF}	2.209m ²

El número de paneles fotovoltaicos totales ($N_{T,\text{PF}}$) se calculó a partir de la Ec. (69)

$$N_{T,\text{PF}} = \frac{1.3 \times C_D}{HSP \times P_{\text{PF}}} \quad (69)$$

donde 1.3 es un factor de corrección (adimensional), C_D es el consumo diario del sistema (Wh), HSP son las horas solar pico (adimensional) y P_{PF} es la potencia del *PF* (W).

El C_D del sistema a estudiar se estimó multiplicando la cantidad de artículos propuestos que consumen energía (módulo de DMCD, bombas y componentes pasivos) por la potencia y el número de horas de uso diario.

Las HSP son el número de horas con mayor incidencia solar y se evaluó con la base de datos del Servicio Meteorológico Nacional, Red: SMN-ESMA [59] empleando la latitud y longitud seleccionadas (19.001957° y -98.202021°).

La potencia generada por el PF modelo HiKu CS3W se determinó mediante la Ec. (40) de la sección 1.6.2 Análisis de energía eléctrica de un sistema fotovoltaico:

$$P_{PF} = I_T \times A_{PF}$$

5.3.2.1. Criterio de Amper-hora (Ah)

Este criterio se recomienda aplicarlo a sistemas fotovoltaicos que tengan cargas eléctricas en CC con almacenamiento electroquímico (acumuladores o baterías) cuyo potencial eléctrico nominal sea múltiplo de 12 V [41].

El potencial eléctrico nominal de un sistema de almacenamiento electroquímico ($V_{nominal}$) lo define el aparato eléctrico con mayor potencia eléctrica [41].

El número de módulos fotovoltaicos a conectarse en serie (N_s) con 36 celdas conectadas en serie para cada uno (12 V), está dado por la Ec. (70):

$$N_s = \frac{V_{nominal}}{12} \tag{70}$$

donde 12 es una constante dada (V).

La corriente de operación óptima requerida que debe generar el arreglo fotovoltaico para satisfacer el balance de energía en el punto de la máxima potencia del arreglo (I_{MP}), se determina por la Ec. (71)

$$I_{MP} = \frac{C_D F_s}{HSP \eta_T} \quad (71)$$

donde C_D es el consumo diario expresado en (Wh), F_s es un factor de sobredimensionamiento igual a 1.05 (adimensional), HSP son las horas solar pico (adimensional) y η_T es la eficiencia del sistema (%).

Así, el número de PF conectados en paralelo (N_P) se calcula mediante la Ec. (72)

$$N_P = \frac{I_{MP}}{I_{MP*}} \quad (72)$$

donde I_{MP} es la corriente de operación óptima requerida (A) y I_{MP*} es la corriente de operación óptima (A) dada por el fabricante del modelo del PF escogido [41].

De esta manera, el número total de paneles fotovoltaicos ($N_{T,PF}$) se determina empleando la Ec. (73)

$$N_{T,PF} = N_s \times N_P \quad (73)$$

En las siguientes subsecciones, se describe el dimensionado de las bombas de agua, la batería, los reguladores de carga y el cableado del sistema.

5.3.2.2. Dimensionado de la bomba

El módulo de DMCD estudiado mide 0.1 m × 0.002 m × 0.05 m, de tal forma que dadas las condiciones iniciales estudiadas en la Tabla 2 se obtiene un flujo de permeado de 46.7 kg/m²/h a 70°C. El consumo diario de una persona se estima que ronda 0.1 m³/día, así que para una familia de 4 integrantes se tendría que abastecer en promedio 0.4 m³/día. Lo cual implica disponer de un módulo de 1 m² de área

que permite abastecer 0.04716 m³/h de flujo de permeado y obtener, en 8 horas y 30 minutos, 0.4 m³.

Bajo el diseño propuesto en la Figura 4, se estima utilizar 5 estaciones de bombas conformadas por 16 bombas cada una, empleando el modelo LH23-400R de la marca Rotor Flush, para agua fría y caliente, con una potencia nominal de operación de 3 KW que suministran un caudal máximo de 36 m³/h [60]. Dado que el modelo de la bomba propuesta opera en *CC* y depende de la I_T , es necesario utilizar una batería [61]. El costo de cada una de estas bombas varía entre 2400 pesos mexicanos (\$20 USD al tipo de cambio de 10 de octubre de 2022), a consulta actual.

5.3.2.3. Dimensionado de la batería

Para estimar la capacidad de almacenamiento de un banco de baterías o acumuladores (*CBB*) se emplea la Ec. (74) [41]:

$$CBB = \frac{C_D \times NDA}{V_{nominal} f_U F_i} \quad (74)$$

donde C_D es el consumo diario (Wh), NDA es el número de días de autonomía, $V_{nominal}$ es el potencial eléctrico nominal del sistema (volts), f_U y F_i es el factor de uso recomendado por el fabricante de la batería ($f_U = 0.5$ y $F_i = 1.05$ para baterías de placa delgada; $f_U = 0.8$ y $F_i = 1.35$ para baterías de placa gruesa o de tracción).

Con dicha relación se determina el número total de baterías a instalar. Dicho número dependerá del potencial eléctrico nominal de la batería (V_{BAT}) seleccionada y de su respectiva capacidad de almacenamiento (C_{BAT}).

El número de baterías conectadas en serie (BN_s) se calcula mediante la Ec. (75)

$$BN_s = \frac{V_{nominal}}{V_{BAT}} \quad (75)$$

donde $V_{nominal}$ es el potencial eléctrico nominal del sistema (V), V_{BAT} es el potencial eléctrico de la batería seleccionada (V).

El número de arreglos conectados en paralelo (BN_p) se denota mediante la Ec. (76)

$$BN_p = \frac{C_{BB}}{C_{BAT}} \quad (76)$$

donde C_{BB} es la capacidad de almacenamiento de un banco de baterías o acumuladores y C_{BAT} es la capacidad de almacenamiento de una sola batería y se calcula mediante la Ec. (77)

$$C_{BAT} = \frac{C_D}{MPD} \quad (77)$$

donde C_D es el consumo diario (Wh) y MPD es la cantidad límite de energía que se puede extraer sin que se dañe la batería (adimensional). Es importante destacar que el NDA oscila entre 2 - 5 días en sistemas no críticos, donde la probabilidad de pérdida de carga varía del 1 al 5 %, y aumenta de 5 – 10 días en sistemas críticos, donde la probabilidad de pérdida de carga es > 5 % [61, 62].

El arreglo de baterías se denota como $BN_s \times BN_p$ y el número total de baterías a ocupar (BN_T) es la suma de BN_s y BN_p .

5.3.2.4. Regulador de carga

La selección del regulador de carga se realiza en función de la tensión fija que se emplea en la batería y el sistema fotovoltaico [61]. Si el sistema tiene un valor fijo o múltiplo de 12 V en CC , requiriendo que el voltaje de entrada sea igual al voltaje de salida hacia la batería, se emplean reguladores de carga de tensión fija [41]. En cambio, si el circuito de entrada tiene un seguidor de P_{max} y aceptan circuitos con tensiones en CC que provengan de voltaje en CA hasta un valor máximo de 150 V se implementarán reguladores de carga de tensión variable [41].

5.3.3. Calentador solar

El calor (W) suministrado por el colector de tubos de vacío se calcula mediante [63]:

$$Q_{R,w} = \dot{G} C_p (T_s - T_e) \quad (78)$$

donde \dot{G} es el caudal másico (kg/h), C_p es la capacidad calorífica del agua (J/°C), T es la temperatura (°C), mientras que los subíndices s y e refieren a la salida y entrada, respectivamente [64, 65].

6. Resultados y Discusión

6.1. Simulación del modelo del DMCD

6.1.1. Régimen del flujo de fluido

El flujo transmembrana permeado (J , kg/m²/h) se evaluó iterativamente en el software Matlab® 2021 Campus Wide a 40, 50, 60 y 70 °C bajo la consideración de mezclado completo (J_{mc} , $j = 1$) y flujo pistón (J_{fp} , $j = 100$), empleando las Ecs. (52)-(65). Las Ecs. (61)-(63) corresponden a las correlaciones de régimen laminar de Hausen, Lévêque, Sieder-Tate, mientras que las Ecs. (64)-(65) son para el régimen turbulento.

En la Tabla 5 se presentan los valores obtenidos del número de Re y Pr en régimen laminar con la correlación de Hausen, Lévêque y Sieder-Tate. A su vez, en la Tabla 6 se presentan los valores obtenidos del número de Re y Pr en régimen turbulento con la correlación de Sieder-Tate, y Dittus-Boelter. Ambas tablas en mezclado completo y flujo pistón. La importancia del cálculo de estos números adimensionales se debe a que permiten evaluar el impacto del tipo de flujo en la solución iterativa del modelo, tanto en mezclado completo como en flujo pistón.

En la Tabla 5 y 6 se observan valores del número de Pr para las diferentes correlaciones tanto en régimen laminar y turbulento, así como en mezclado continuo y flujo pistón dentro del rango reportado del agua, es decir entre 1.7 a 13.7 [61, 63].

Por otra parte, debe entenderse claramente que el número de Re no es un valor fijo, sino que depende de muchos parámetros, incluida la rugosidad de la superficie. Por ejemplo, para una placa plana, en general, el número de Re crítico, en el que el flujo cambia de laminar a turbulento, se toma como 5×10^5 . En problemas donde el fluido considerado es el agua, se ha demostrado que a valores menores de 2,000 del número de Re el régimen es laminar y entre 2,000 a 3,000

se encuentra la etapa de transición laminar-turbulento en el flujo de la capa límite [32, 66, 67].

Tabla 5. *Re* y *Pr* con diferentes correlaciones para régimen laminar.

Correlación	Mezclado	Temperatura de alimentación (°C)	Re_a^1	Pr_a^1	Re_p^2	Pr_p^2
Hausen	Completo	40	1,180	5.444	929.5	5.657
		50	1,320	4.774	1,010	5.107
		60	1,450	4.273	1,110	4.612
		70	1,600	3.849	1,210	4.179
	Flujo pistón	40	1,174	5.488	917.0	5.747
		50	1,302	4.842	996.0	5.216
		60	1,433	4.341	1,076	4.760
		70	1,568	3.938	1,172	4.317
Lévêque	Completo	40	1,183	5.439	927.8	5.670
		50	1,319	4.767	1,012	5.120
		60	1,456	4.266	1,104	4.626
		70	1,604	3.842	1,208	4.191
	Flujo pistón	40	1,175	5.484	914.3	5.763
		50	1,303	4.837	993.3	5.234
		60	1,434	4.336	1,072	4.781
		70	1,569	3.933	1,168	4.334
Sieder-Tate	Completo	40	1,183	5.436	921.60	5.713
		50	1,318	4.773	1,003	5.180
		60	1,451	4.282	1,086	4.714
		70	1,592	3.873	1,185	4.279
	Flujo pistón	40	1,175	5.485	906.70	5.818
		50	1,300	4.851	981.60	5.313
		60	1,427	4.360	1,051	4.893
		70	1,132	3.977	1,132	4.484

¹ cámara de alimentación. ² cámara de permeado

Tabla 6. *Re* y *Pr* con diferentes correlaciones para régimen turbulento.

Correlación	Mezclado	Temperatura de alimentación (°C)	Re_a^1	Pr_a^1	Re_p^2	Pr_p^2
Sieder-Tate	Completo	40	1,203.1	5.33	937.1	5.61
		50	1,365.8	4.58	1,029.7	5.02
		60	1,521.3	4.07	1,138.5	4.47
		70	1,688.5	3.62	1,256.9	4.01
	Flujo pistón	40	1,195.2	5.37	922.6	5.70
		50	1,349.5	4.64	1,008.9	5.14
		60	1,499.5	4.13	1,103.0	4.62
		70	1,703.6	3.59	1,255.5	4.01
Dittus-Boelter	Mezclado completo	40	1,190.2	5.40	930.90	5.65
		50	1,344.8	4.66	1,023.4	5.06
		60	1,499.7	4.13	1,131.5	4.50
		70	1,669.7	3.67	1,252.5	4.03
	Flujo pistón	40	1,180.0	5.44	917.60	5.74
		50	1,329.6	4.72	1,004.0	5.16
		60	1,479.6	4.19	1,099.6	4.64
		70	1,646.6	3.73	1,213.3	4.16

¹ cámara de alimentación. ² cámara de permeado

En este trabajo se obtuvieron valores entre 1,604 y 907, con las diferentes correlaciones del número de *Re* en régimen laminar y entre 1,703.6 y 917.6 en el caso de emplear correlaciones en régimen turbulento. Lo cual indica que el cambio del régimen se lleva en diferentes condiciones a las del agua potable. Este comportamiento abre la pauta a un estudio en el futuro detallado sobre la propuesta de una correlación empírica que pueda representar las condiciones del proceso de DMCD.

6.1.2. Flujo de permeado de agua

El flujo de permeado obtenido con el modelo propuesto y las diferentes correlaciones a 40, 50, 60 y 70 °C para flujo pistón y mezclado completo en régimen laminar se muestran en la Figura 5, mientras que para régimen turbulento en la Figura 6.

En la Figura 5, se pueden observar valores muy similares a los experimentales del flujo transmembrana permeado a 40 °C empleando cualquiera de las correlaciones de régimen laminar independientemente del tipo de flujo. Sin embargo, a medida que aumenta la temperatura hasta alcanzar los 70 °C el flujo de permeado determinado con las correlaciones de régimen laminar-mezclado completo distan del comportamiento experimental. En este caso, la correlación de Sieder-Tate en flujo pistón es la de menor desviación respecto a los datos experimentales.

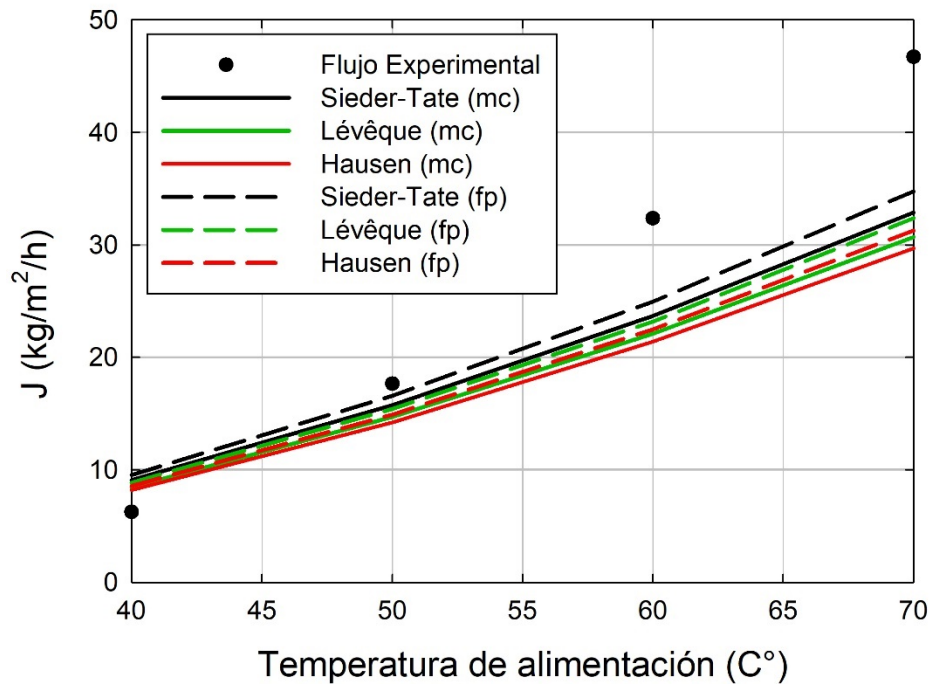


Figura 5. Flujo de permeado en régimen laminar: mezclado completo (líneas continuas) y flujo pistón (líneas discontinuas) a partir de diferentes correlaciones empíricas.

Por otra parte, en la Figura 6 se observa una menor desviación del flujo de permeado determinado por las correlaciones de régimen turbulento tanto en mezclado completo como en flujo pistón, aun con el aumento de temperatura al inicio de la cámara de alimentación. En este régimen los resultados más cercanos al comportamiento experimental se obtienen con correlación de Sieder-Tate en flujo pistón.

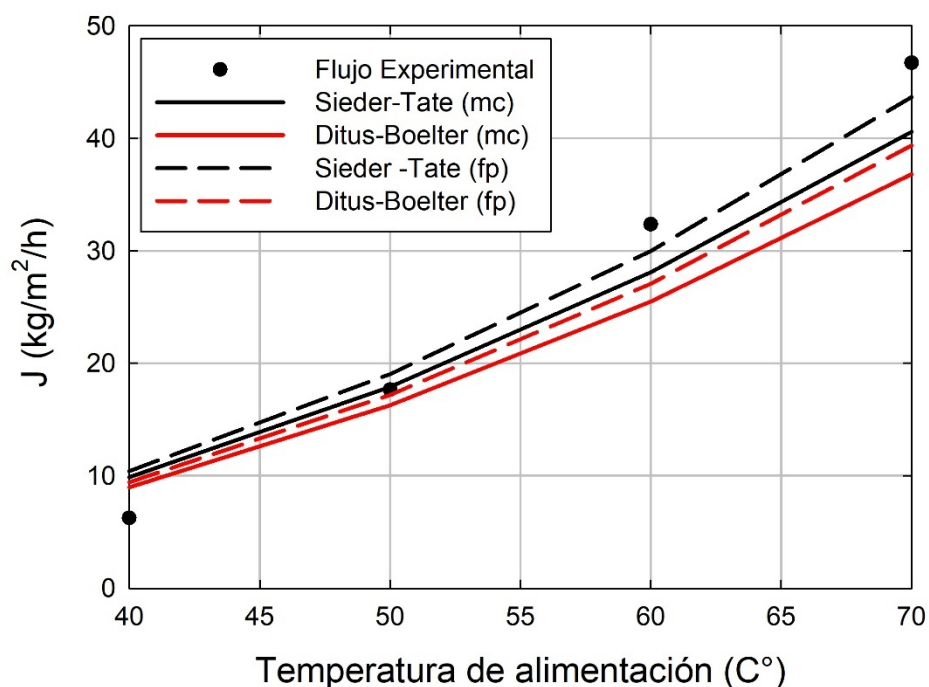


Figura 6. Flujo de permeado en régimen turbulento en mezclado completo (líneas continuas) y flujo pistón (líneas discontinuas) a partir de diferentes correlaciones empíricas.

Para observar que no es el régimen del flujo lo que impacta en los datos obtenidos, en la Figura 7 se ha graficado los resultados obtenidos con la correlación de Sieder-Tate en régimen laminar-flujo pistón (línea negra) y turbulento-flujo pistón (línea roja), aquellos que en la etapa anterior se ajustan mejor a los datos experimentales, así como aquellos obtenidos por la correlación de Dittus-Boelter (línea verde) que aun cuando también es de régimen turbulento-flujo pistón genera un resultado similar a la de Sieder-Tate para flujo laminar-flujo pistón (línea negra). Alejándose ambas del comportamiento experimental.

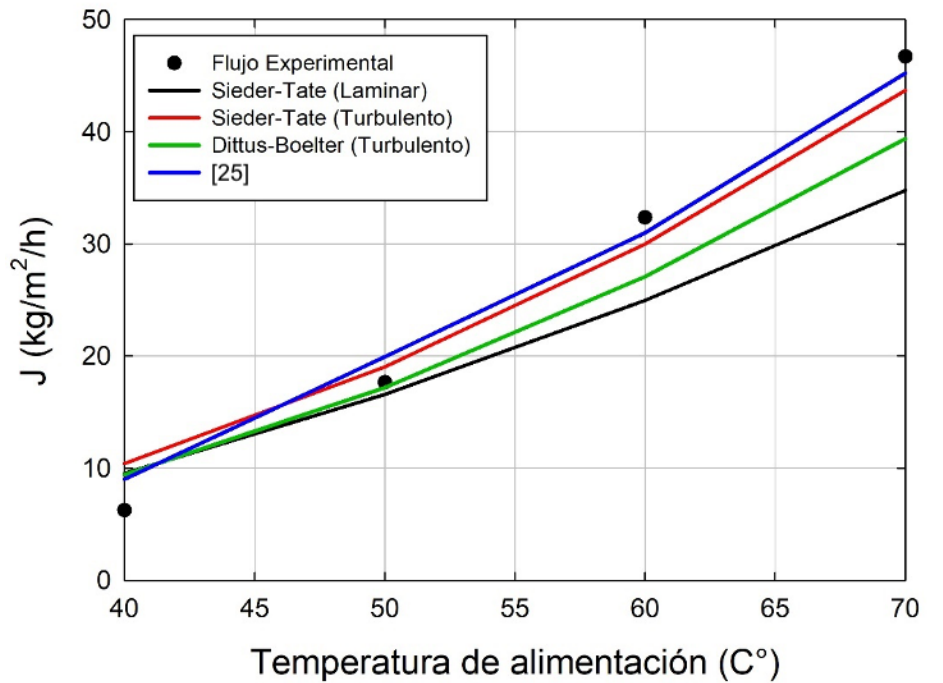


Figura 7. Flujo de permeado en régimen laminar y turbulento con flujo pistón.

Los resultados obtenidos permiten inferir que el comportamiento del flujo puede ser influido por parámetros físicos del módulo de DMCD que las correlaciones tradicionales como las empleadas aquí no logran describir, por lo cual, en un trabajo a futuro es de gran importancia poder ajustar los datos experimentales a una correlación que tome en cuenta los parámetros particulares del módulo de DMCD.

Además, como se observa en la Figura 7 para régimen turbulento-flujo pistón, la solución del modelo utilizando la correlación de Sieder-Tate pese a las limitantes, logra describir el flujo de permeado de forma muy similar al modelo reportado en [25] sin necesidad de recurrir a una representación en espacio de estados, lo que permite el estudio de la DMCD bajo un menor requerimiento de esfuerzo computacional y tiempo de simulación.

En la Tabla 7, se observa que el valor del flujo de permeado obtenido experimentalmente (J_{exp}) varía entre 6.2 y 46.7 kg/m²/h [25], mientras que al

emplear el modelo propuesto en este trabajo con la correlación de Sieder-Tate para régimen turbulento-mezclado completo (J_{mc} , $j = 1$), el flujo de permeado cambia de 9.8 y 40.6 kg/m²/h a las diferentes temperaturas estudiadas. La diferencia relativa ($E_{r,mc}$) varía de 1.5 a 58.8 % con respecto a los datos experimentales reportados por [25].

En el caso del modelo planteado, pero bajo la consideración de régimen turbulento-flujo pistón (J_{fp} , $j = 100$), la diferencia relativa ($E_{r,fp}$) es de 6.4 - 67.6 %. Por otra parte, la diferencia relativa para los valores teóricos y los experimentales obtenidos por [25] ($E_{r,[25]}$) cambia entre 3.3 a 45.5 % al utilizar un modelo de ecuaciones diferenciales parciales y representación en espacio de estados.

Tabla 7. Flujo de permeado de agua (kg/m²/h).

T_a °C	J_{exp}	J_{mc}	J_{fp}	J [25]	$E_{r,mc}$	$E_{r,fp}$	E_r [25]
40	6.24	9.87	10.4	9.01	58.0	66.8	44.4
50	17.6	17.9	19.0	19.9	1.50	7.83	13.0
60	32.4	28.1	30.0	31.0	13.2	7.20	4.22
70	46.7	40.6	43.7	45.2	13.1	6.40	3.17

Los datos que más distan a los reportados por la literatura, con respecto al aumento de la temperatura, son aquellos estudiados en régimen laminar y mezclado completo (J_{mc} , $j = 1$), mientras que los datos que más se acercan a los reportados por la literatura son los obtenidos mediante régimen turbulento y flujo pistón (J_{fp} , $j = 100$). Cabe mencionar que en todos los casos se obtuvo un R^2 mayor a 0.9.

En la Tabla 8 se observa el coeficiente de transporte de calor y valor del número de Nusselt obtenido con la correlación de Sieder-Tate en régimen turbulento flujo pistón, dado que esta correlación es la que presentó una menor desviación de los datos experimentales. El número de Nusselt representa el aumento de la transferencia de calor a través de una capa de fluido como resultado de la convección en relación con la conducción a través de la misma capa de fluido. Cuanto mayor es el número de Nusselt, más eficaz será la convección [55].

Tabla 8. Valores del coeficiente de transporte de calor y número de Nusselt con la correlación de Sieder-Tate en régimen turbulento.

Temperatura (°C)	h_a ¹	h_p ¹	Nu_a ²	Nu_p ²
40	2,259	1,730	14.17	10.86
50	2,463	1,782	15.17	11.04
60	2,619	1,835	15.96	11.24
70	2,798	1,884	16.89	11.45

¹ cámara de alimentación. ² cámara de permeado.

La Tabla 9 muestra los valores obtenidos de las propiedades del fluido en la cámara de alimentación y la Tabla 10 del fluido en la cámara de permeado. Ambas, cuando la temperatura de entrada en la cámara de alimentación es de 70 °C y en la cámara de permeado de 20 °C.

Tabla 9. Parámetros del fluido en la cámara de alimentación cuando la temperatura de entrada es de 70°C.

Parámetro del fluido en la cámara de alimentación	Símbolo	Valor
Densidad del agua	ρ_a	1014.5 kg/m ³
Capacidad calorífica	$C_{p,a}$	4.187 J/°C
Calor latente de condensación	λ_a	2,384.4 J/kg
Coeficiente de convección	h_a	4.405 W/m ² /°C

Tabla 10. Parámetros del fluido en la cámara de permeado cuando la temperatura de entrada es de 70°C.

Parámetro del fluido en la cámara de permeado	Símbolo	Valor
Densidad del agua	ρ_p	980.3 kg/m ³
Capacidad calorífica	$C_{p,p}$	4.181 J/°C
Calor latente de condensación	λ_p	2,384.85 kJ/kg

6.1.3. Evolución de la temperatura y concentración de sal

La Figura 8 muestra la evolución de la temperatura en la frontera del fluido para (a) la cámara de alimentación-membrana (T_{am}) y (b) la interfaz membrana-permeado (T_{pm}) estimada con el balance propuesto cuando $T_{a,ENTRADA} = 70$ °C y $T_{p,ENTRADA} = 20$ °C a diferentes tiempos (0.1, 0.2 y 1 s). Se ha seleccionado estas condiciones dado que como se observa en la Tabla 7 entre mayor es la temperatura de entrada del fluido en la cámara de alimentación, mayor es el flujo de permeado que se obtiene. En esta figura se puede observar que el perfil de temperatura en las cámaras de alimentación y permeado alcanza rápidamente un perfil lineal en estado estacionario (aproximadamente a 1 s), teniendo un $\Delta T = 45.81$ °C a $l = 0$ (entrada de la cámara de alimentación) y un $\Delta T = 46.61$ °C a $l = 1$ (entrada de la cámara de permeado).

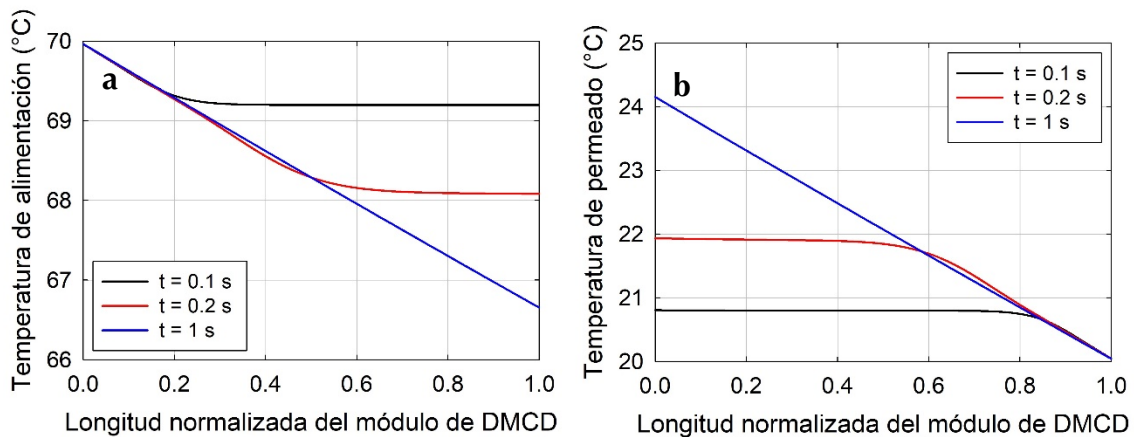


Figura 8. Evolución de la temperatura en la cámara de alimentación y permeado a una temperatura inicial de 70°C en la cámara de alimentación.

En la Tabla 11, se observan los valores de la temperatura del fluido en la entrada y salida de la cámara de alimentación y permeado, respectivamente.

Tabla 11. Cambio de temperatura en el módulo de DMCD.

$T_{a,entrada}$ (°C)	$T_{a,salida}$ (°C)	$T_{p,entrada}$ (°C)	$T_{p,salida}$ (°C)
40	39.0	20	21.2
50	48.3	20	22.1

60	57.5	20	23.0
70	66.7	20	24.2

En la Figura 9 se muestra el perfil de la concentración de sales en el flujo de la cámara de alimentación estimada con el balance propuesto cuando la temperatura inicial de la cámara de alimentación es igual a 70 °C en flujo pistón. En esta figura se observa como la concentración de sales se va acumulando a medida que el flujo permeado migra a la cámara de permeado, lo cual sucede paulatinamente hasta alcanzar un máximo de 40.94 kg/m³ a la salida de la cámara de alimentación.

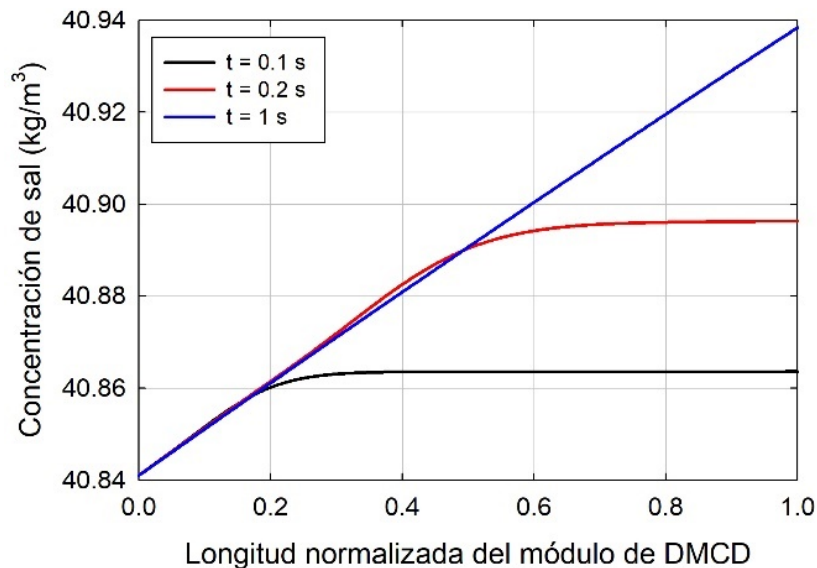


Figura 9. Evolución de la concentración de sal en el módulo de DMCD a una temperatura inicial de 70°C en la cámara de alimentación.

6.1.4. Análisis de eficiencia del módulo DMCD

En la Tabla 12 se muestra el valor obtenido para la relación de producción ganada (*RPG*, adimensional) y la eficiencia térmica (η , %) del módulo de DMCD a 40, 50, 60 y 70 °C. El valor de la *RPG* reportado por [31] para sistemas de DM varían entre 0.3 a 6 mientras que bajo las condiciones estudiadas y el balance propuesto la *RPG* oscila entre 0.51 y 0.69 [33]. Aun cuando el valor de la *RPG* aumenta con la temperatura, los valores bajos de la *RPG* obtenidos están relacionadas con las condiciones iniciales de la cámara de alimentación. Por lo cual, se deja abierto el

poder probar con diferentes condiciones de entrada, como es el caudal de alimentación o las características de la membrana para obtener un mejor *RPG* del módulo de DMCD.

Por otra parte, la eficiencia térmica convencional reportada para sistemas de DM es de 83 % [21], mientras que para el balance planteado se obtuvieron valores entre 68.1 y 84.4 %. Lo cual indica que, con el incremento de la temperatura del fluido de alimentación, la *RPG* y el flujo transmembrana permeado producido por el sistema también aumentan. Por el contrario, si la temperatura del fluido de alimentación disminuye, el flujo transmembrana sufre una disminución significativa. De esta relación, se confirma la importancia de mantener el funcionamiento del módulo de DMCD a una temperatura alta y constante para generar un flujo transmembrana deseado.

Cabe mencionar que estos datos no se obtuvieron en el trabajo reportado por [25], pero que son importantes para contextualizar el rendimiento del sistema de DMCD estudiado.

Tabla 12. Eficiencia térmica del módulo de DMCD.

Temperatura (°C)	η, %	<i>RPG</i>, adimensional
40	68.1	0.51
50	74.2	0.58
60	79.6	0.64
70	84.4	0.69

6.1.5. Polarización de temperatura

En las Figuras 10 a 13 se observa el cambio del coeficiente de polarización de la temperatura (*CPT*) para el módulo de DMCD a 40, 50, 60 y 70 °C, respectivamente. En todas las figuras se observa que, a la entrada de la cámara, es decir, a una longitud normalizada de 0, el *CPT* disminuye conforme el estado estacionario se

alcanza, pero existe un punto crítico a la mitad del módulo de DMCD en función de la temperatura de entrada en la cámara de alimentación, donde el comportamiento se invierte. Este efecto se atribuye a la acumulación de sales en el límite de la cámara-membrana. Sin embargo, el cambio del CPT es pequeño debido a que el régimen del fluido es turbulento en todo el tiempo estudiado del proceso y no permite una acumulación significativa de sal en la capa límite. Además, el CPT promedio en el módulo de DMCD va disminuyendo conforme aumenta la temperatura de entrada de la cámara de alimentación.

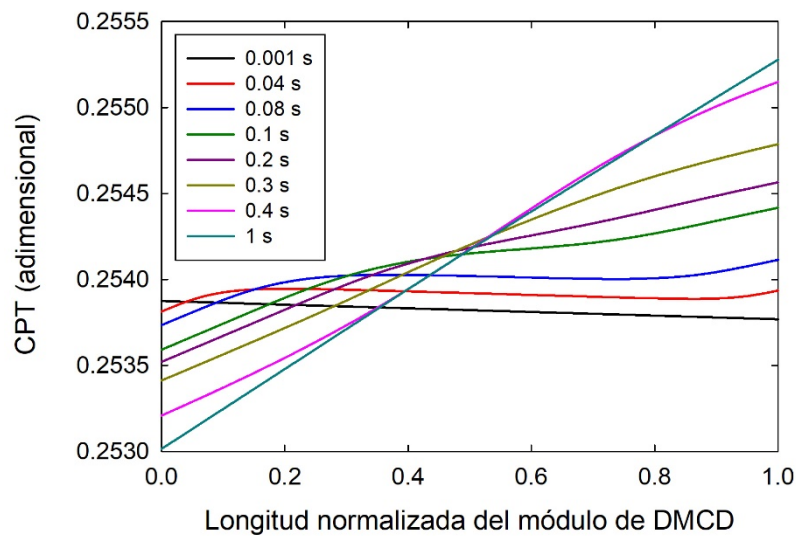


Figura 10. Coeficiente de polarización de la temperatura (CPT) en el módulo de DMCD a una temperatura inicial de 40°C en la cámara de alimentación bajo la consideración de flujo pistón.

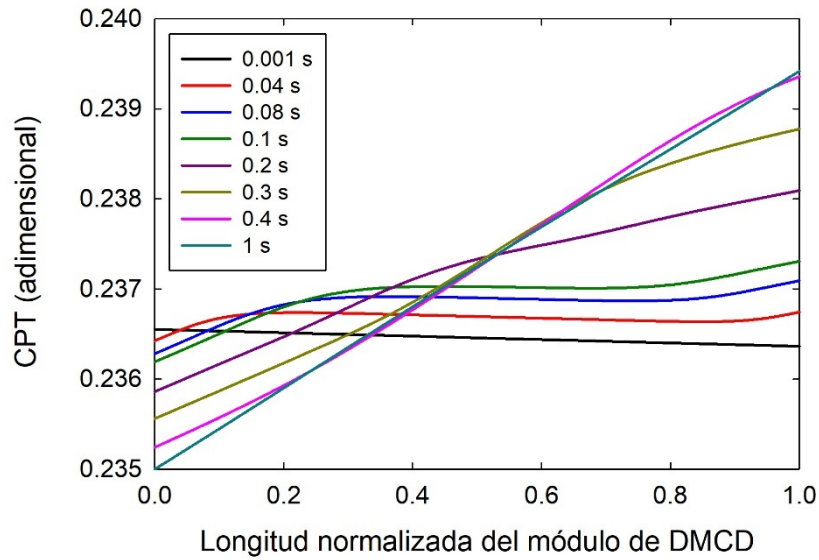


Figura 11. Coeficiente de polarización de la temperatura (CPT) en el módulo de DMCD a una temperatura inicial de 50°C en la cámara de alimentación bajo la consideración de flujo pistón.

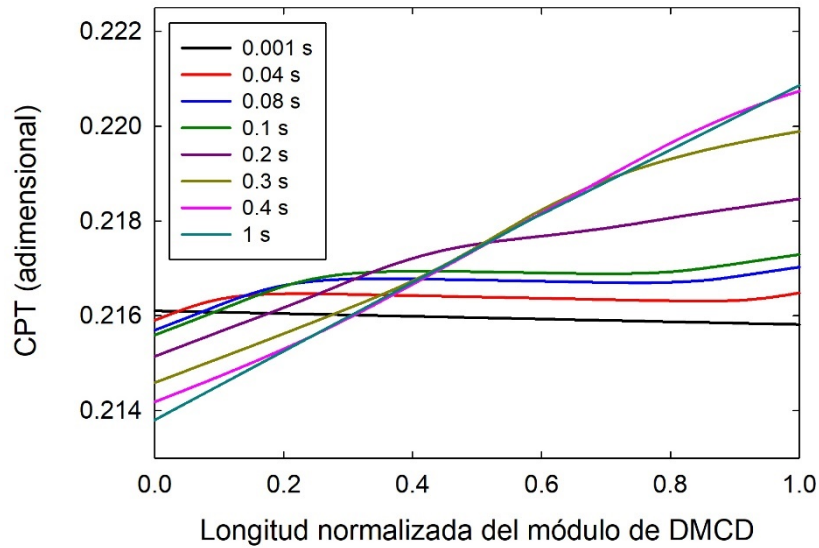


Figura 12. Coeficiente de polarización de la temperatura (CPT) en el módulo de DMCD a una temperatura inicial de 60°C en la cámara de alimentación durante flujo pistón.

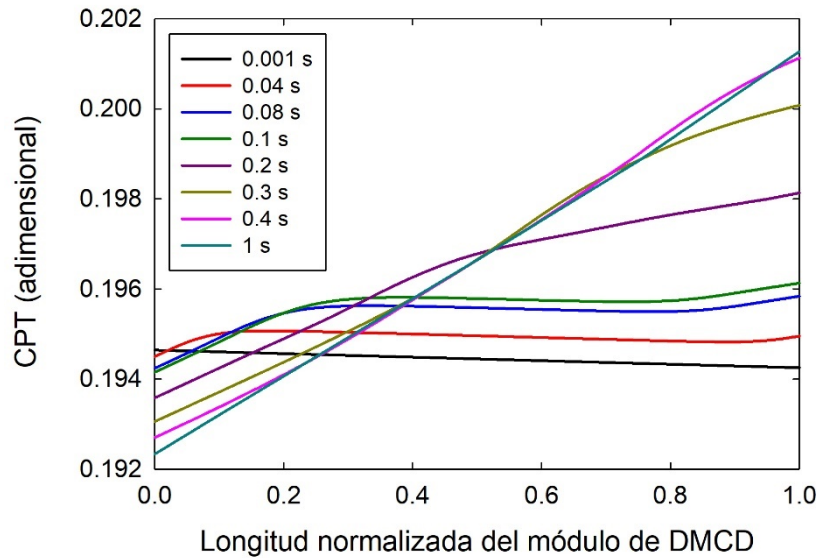


Figura 13. Coeficiente de polarización de la temperatura (CPT) en el módulo de DMCD a una temperatura inicial de 70°C en la cámara de alimentación bajo la consideración de flujo pistón.

Entre más cercano sea el valor del CPT a cero, el sistema se encuentra limitado por el transporte de calor a través de la capa límite. Esto significa que la transferencia de calor a través de las capas límite de la alimentación y del permeado es muy pequeña y la permeabilidad de la membrana es grande, mientras que la diferencia entre la temperatura de la superficie de la membrana y de las fases internas; es grande, y, por lo tanto, la diferencia de temperatura transmembrana es baja. En este caso, el CPT es muy importante en el proceso, ya que implica que la resistencia a la transferencia de calor en las capas límite de la membrana controlan el proceso de DMCD [68]. En el caso del módulo de DMCD estudiado el valor más bajo de CPT una vez alcanzado el estado estacionario es de 0.1923 a 70°C como se observa en la Tabla 13, temperatura a la cual se obtiene la mejor eficiencia térmica (84.4 %) por lo cual se puede concluir que bajo las condiciones estudiadas el sistema aún no se encuentra limitado por el transporte de calor de la capa límite de la alimentación y del permeado.

Tabla 13. Coeficiente de polarización de la temperatura (adimensional) a diferentes valores de la longitud normalizada del módulo de DMCD.

Temperatura ($^{\circ}\text{C}$)	$l = 0$	$l = 1$
------------------------------------	---------	---------

40	0.2530	0.2553
50	0.2350	0.2390
60	0.2138	0.2209
70	0.1923	0.2013

** $l = 0$ (entrada de la cámara de alimentación), $l = 1$ (entrada de la cámara de permeado)*

6.2. Suministro de energía

En esta sección se muestran los resultados obtenidos para determinar el número de *PF* necesarios para suministrar la energía eléctrica a las bombas del módulo de DMCD.

6.2.1. Parámetros de irradiancia y ángulo de inclinación

Las Figuras (14)-(18) muestran los recursos térmicos para México interpolados en Matlab® 2021 empleando la base de datos de Solargis®. En la Figura 14, se observa la irradiancia normal directa que varía entre 2.16 y 8.50 kWh/m². En la Figura 15, se muestra la irradiancia horizontal difusa entre 1.04 y 2.41 kWh/m². En la Figura 16 se observa la inclinación óptima variar entre 13° y 35°. La Figura 17 muestra la irradiancia total con inclinación óptima cuyos valores oscilan entre 3.66 y 7.24 kWh/m². La Figura 18 corresponde a la potencia de producción de electricidad-fotovoltaica donde se muestran valores de entre 3.27 y 5.81 kWh/kWp.

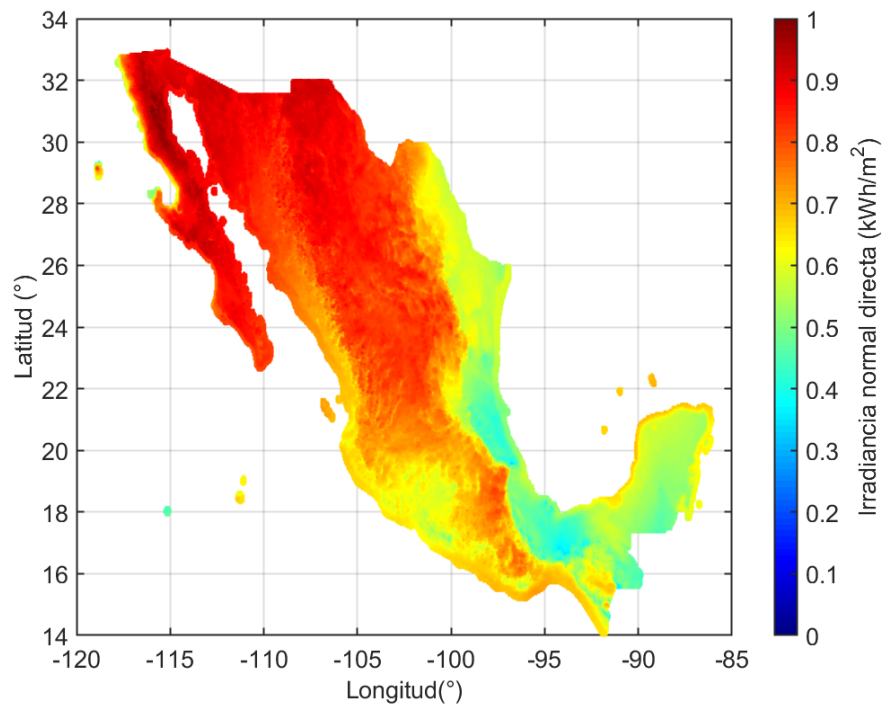


Figura 14. Irradiancia normal directa en México.

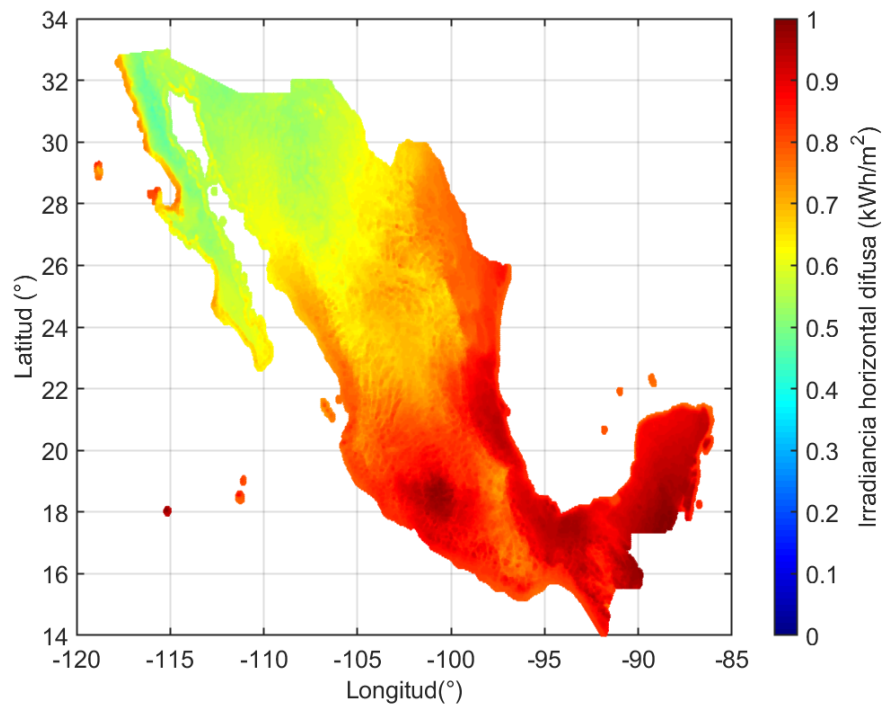


Figura 15. Irradiancia horizontal difusa en México.

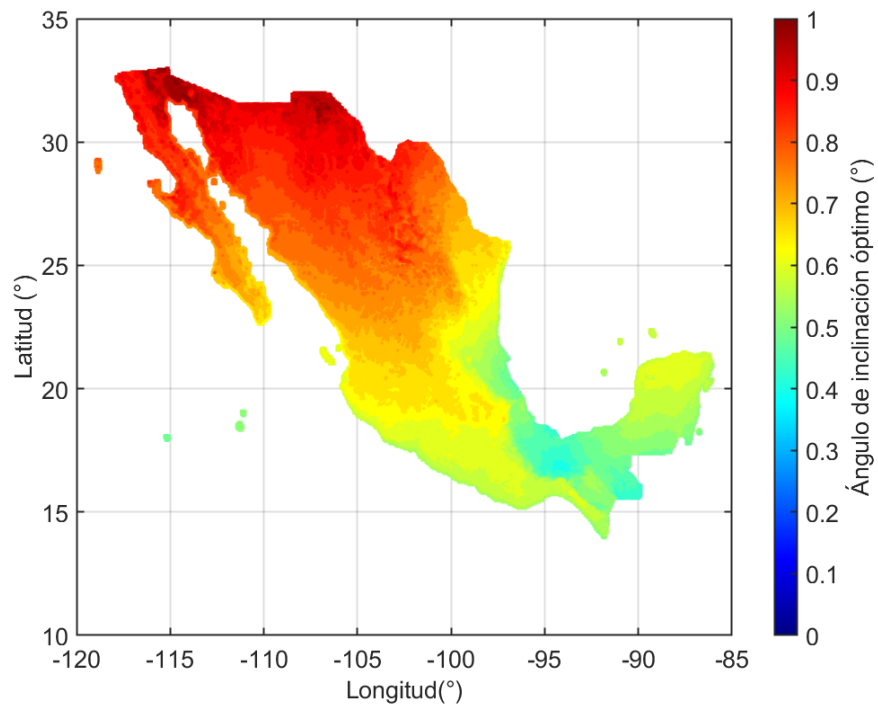


Figura 16. Ángulo de inclinación óptimo en México.

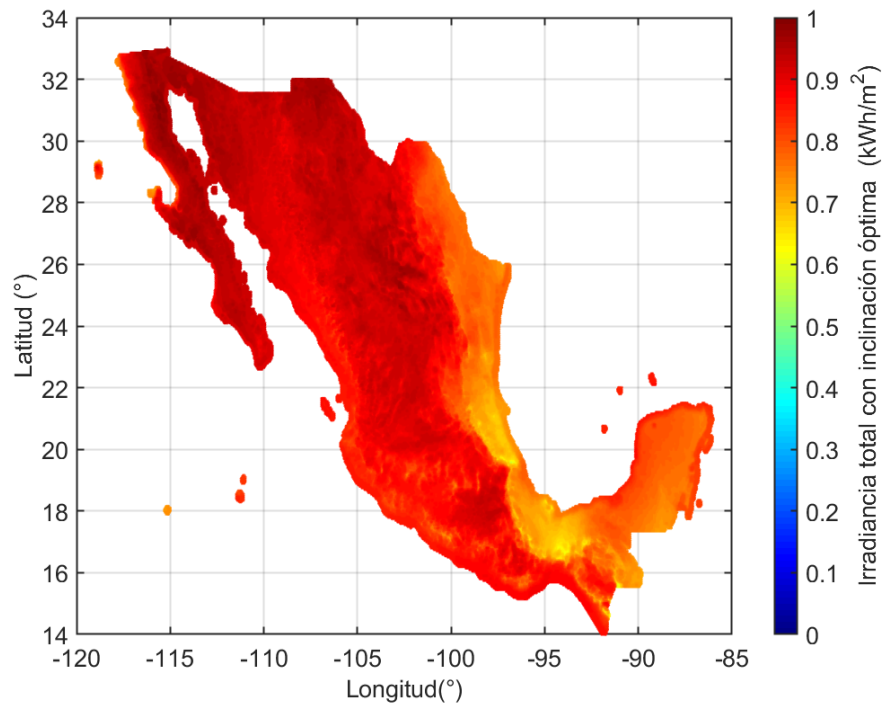


Figura 17. Irradiancia total con inclinación óptima en México.

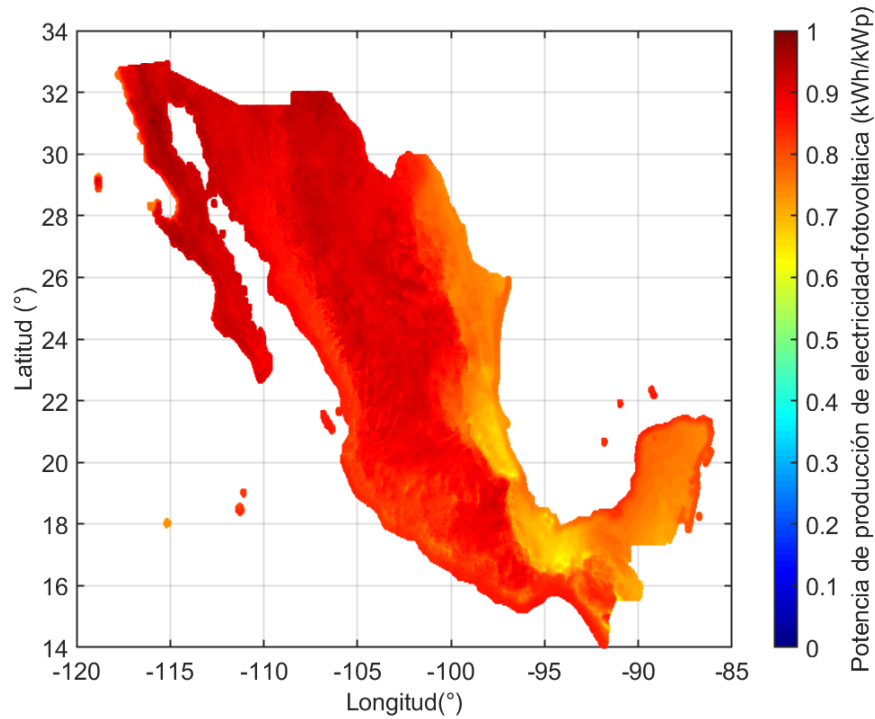


Figura 18. Potencia de producción de electricidad-fotovoltaica en México.

En la Tabla 14 se muestran los valores obtenidos de la solución de las Ecs. (31) - (42) en Matlab® 2021 empleando la base de datos de Solaris® para la latitud de 19.001957° y longitud de 98.202021° (Ciudad Universitaria, Puebla, Pue.).

Tabla 14. Parámetros de irradiancia obtenidos para Ciudad Universitaria, Puebla, Pue. (19.001957°, -98.202021°).

Nombre	Símbolo	Valor promedio obtenido
Irradiancia normal directa	I_D	6.478 kWh/m ²
Irradiancia reflejada	I_r	0.061 kWh/m ²
Irradiancia horizontal difusa	I_d	1.845 kWh/m ²
Ángulo de inclinación óptimo	β	22°
Irradiancia total con inclinación óptima	I_T	6.01 kWh/m ²
Potencial de producción de electricidad fotovoltaica	$P_{prod, fv}$	5.238 kWh/kWp

6.2.2. Dimensionamiento del sistema fotovoltaico

El consumo diario (C_D) se evaluó considerando 5 estaciones de bombas conformadas por 16 bombas de 48 kW cada una, por un tiempo de uso, 8 horas y 30 minutos continuos. Esto con la finalidad de mantener operando el módulo de DMCD a 70 °C, temperatura a la cual se obtiene un flujo de permeado de 46.7 kg/m²/h [25]. De tal forma que, durante las 8 horas y 30 minutos de funcionamiento se espera abastecer 420.3 kg/m²/h, suministro suficiente para satisfacer las necesidades promedio de 3-4 personas, de acuerdo con la Organización Mundial de la Salud, quien reporta que cada persona consume diariamente 100 litros de agua al día. Bajo las condiciones anteriormente mencionadas se estimaron, 31872 kWh como el C_D .

El número de horas con mayor incidencia solar (HSP) es igual a 6 horas para la latitud y longitud seleccionadas (19.001957° y -98.20202°) según los datos del Servicio Meteorológico Nacional, Red: SMN-ESMA [59].

El número de PF conectados en serie, se calculó en dos unidades mediante la Ec. (70)

$$N_s = \frac{V_{nominal}}{12V} = \frac{24V}{12V} = 2$$

La corriente de operación óptima requerida se determina por la Ec. (71) como:

$$I_{MP} = \frac{C_D F_s}{HSP \eta_T} = \frac{31872Wh \times 1.05}{11 \times 0.76} = 4003.0 Wh$$

Mientras que el número de PF en paralelo se determinó como 4 unidades por la Ec. (72) para ampliar el margen de suministro de energía.

$$N_P = \frac{I_{MP}}{I_{MP}^*} = \frac{4003.0 Wh}{1098 Wh} = 6.64$$

El número de PF totales ($N_{T,PF}$) es de 9 unidades empleando la Ec. (73):

$$N_{T,PF} = 2 \times 7 = 9 \text{ paneles}$$

6.2.2.1. Dimensionado de la batería

La batería se emplea para abastecer 80 bombas de 48 kWh cada una en caso de que la irradiancia no sea constante. El número de días de autonomía (*NDA*) se consideraron como 2 días debido a las condiciones climáticas de Puebla, Pue. La máxima profundidad de descarga (%) de la batería se considera 0.5 de acuerdo a lo reportado en su ficha técnica. Así, la capacidad de la batería (*CBB*) a utilizar se calculó utilizando las Ecs. (74)-(76)

$$CBB = \frac{C_D \times NDA}{V_{nominal} f_U F_i} = \frac{31872Wh \times 2}{24V \times 0.8 \times 1.35} = 2,459.2$$

$$BN_s = \frac{V_{nominal}}{V_{BAT}} = \frac{24V}{12V} = 2$$

$$BN_p = \frac{CBB}{C_{BAT}} = \frac{10137.4}{20274.8} = 0.1 \sim 1$$

En base a los cálculos estimados, se seleccionaron 3 baterías (configuración $2BN_s \times 1BN_p$) tipo AGM de marca Victron, que opera a 12 V y 171.4 Ah, considerando que no se extraiga más del 50 % de la carga de la batería. Su precio oscila entre 5,000 y 5,800 pesos mexicanos (\$249.07 USD al tipo de cambio de 10 de octubre de 2022), a consulta actual [69].

6.2.2.2. Regulador de carga

Considerando que el voltaje del *PF* se estima como 38.9 V (Tabla 4) y la batería opera en 12 V. El regulador propuesto es de carga, modelo MPPT 100/30 de la marca SmartSolar con una carga nominal de 30A y una potencia nominal fotovoltaica de 440 W que oscila en el rubro de lo reportado en la ficha técnica del

panel HiKu modelo CS3W (Tabla 4), su costo varía entre 4,100 y 5,000 pesos mexicanos (\$204.24 USD al tipo de cambio de 10 de octubre de 2022), a consulta actual [70].

6.2.3. Calentador Solar

Aplicando la Ec. (78) se evalúan que son necesarios 45,396 kW para calentar 252.5 kg/s de agua salobre a la entrada de la cámara de alimentación y obtener así 46.7 kg/m²/h de flujo permeado, como se muestra a continuación.

$$Q_{R,w} = \dot{G}C_p(T_s - T_e)$$

$$= \left(252.5 \frac{\text{kg}}{\text{s}}\right) \left(3994.5 \frac{\text{J}}{\text{kg}^\circ\text{C}}\right) (70^\circ\text{C} - 25^\circ\text{C}) \frac{1\text{kW}}{1000\text{W}} = 45,396 \text{ kW}$$

El calentador solar propuesto para cumplir con este requisito es el calentador solar INOX T/VAC de la marca Primo. El calentador solar permite calentar hasta 120 L al día, cuenta con 8 tubos de borosilicato y su costo varía entre 7,700 y 8,500 pesos mexicanos (\$425.07 USD al tipo de cambio de 10 de octubre de 2022), a consulta actual [71].

6.3. Costo del proyecto

La integración de fuentes de energías renovables como la solar, geotérmica y eólica con sistemas de potabilización, es una solución viable a la escasez de agua potable y al cambio climático. Sin embargo, sólo el 1% del total del agua potabilizada en plantas tratadoras en el mundo se produce con energías renovables [72]. Por ello es necesario contar con costos de operación viables que garanticen un funcionamiento óptimo con componentes de calidad. La Tabla 15 muestra el desglose de costos de la instrumentación necesaria para la implementación de este proyecto de investigación.

Tabla 15. Desglose de costos.

Unidades	Componente	Precio (PMX) ¹	Precio (USD) ²
80	Bombas	192,000	958.96
9	PF	4,700	234.12
3	Baterías	15,000	747.21
1	Regulador	4,100	204.24

1	Calentador solar	7,700	383.57
1	Módulo DMCD	5,000	249.07
Precio total:		228500	2777.17

¹ Peso mexicano. ² Dólar estadounidense.

7. Conclusiones

El modelo propuesto es capaz de describir adecuadamente el comportamiento del proceso de DMCD, produciendo resultados comparables a modelos de literatura mucho más complejos. Debido a que la estimación de los coeficientes de transporte de energía tiene un gran efecto en la estimación del flux transmembrana, una aplicación potencial del modelo planteado es la solución de problemas inversos en la determinación de correlaciones para el número de Nusselt.

El modelo se resolvió bajo las consideraciones de mezclado completo y flujo pistón y los resultados del flujo transmembrana se compararon con datos experimentales para desalinización de agua de mar a diferentes temperaturas (40, 50, 60 y 70°C). Los resultados muestran que el modelo utilizando el enfoque de etapas en serie idealmente mezcladas logró una excelente reproducción del flujo permeado experimental ($R^2 > 0.92$).

El estudio del proceso de DMCD realizado en este proyecto permite el estudio del acoplamiento de un sistema fotovoltaico para su funcionamiento. En este trabajo se efectuó únicamente una estimación preliminar del número de paneles a emplear para satisfacer el abastecimiento de un hogar conformado de 3 a 4 personas; aunque, aún se puede profundizar en el mismo, por lo cual se deja abierta la opción de explorar más en esta área.

Bibliografía

- [1] Agua.org, El agua en México lo que todas y todos debemos saber, México: Fondo para la Comunicación y la Educación Ambiental, A.C., 2006.
- [2] P. López, «Sin acceso al agua potable, 10 por ciento de mexicanos,» Gaceta UNAM, 21 Marzo 2019. [En línea]. Available: <https://www.gaceta.unam.mx/sin-acceso-al-agua-potable-10-por-ciento-de-mexicanos/>. [Último acceso: 11 febrero 2021].
- [3] Secretaría de Bienestar del Gobierno Federal, «Informe anual sobre la situación de pobreza y rezago social 2020 Puebla,» Gobierno de México, México, 2020.
- [4] M. E. Schoen, X. Xue, A. Wood, T. R. Hawkins, J. Garland y N. J. Ashbolt, «Cost, energy, global warming, eutrophication and local human health impacts of community water and sanitation service options,» *Water Research*, vol. 109, pp. 186-195, 2017.
- [5] Desalinización del agua, «Acciona,» 2020. [En línea]. Available: <https://www.acciona.com/es/tratamiento-de-agua/desalacion/>. [Último acceso: 15 Abril 2021].
- [6] M. Grueso, C. Castro, M. Correa y J. Saldarriaga, «Estado del arte: desalinización mediante tecnologías de membrana como alternativa frente al problema de escasez de agua dulce,» *Ingenierías Universidad de Medellín*, vol. 18, nº 35, pp. 69-89, 2019.
- [7] D. Mejía, C. Castel, C. Lemaître y E. Favre, «Membrane Distillation (MD) processes for water desalination applications. Can dense selfstanding membranes compete with microporous hydrophobic materials?,» *Chemical Engineering Science*, vol. 188, pp. 84-96, (2018).
- [8] O. R. Lokare, S. Tavakkoli, G. Rodriguez, V. Khanna y R. D. Vidic, «Integrating membrane distillation with waste heat from natural gas compressor stations for produced water treatment in Pennsylvania,» vol. 413, pp. 144-153, 2017.
- [9] CONAGUA, «NOM-127-SSA1-1994,» de *Norma oficial mexicana nom-127-ssa1-1994, "salud ambiental, agua para uso y consumo humano-límites permisibles de calidad y tratamientos a que debe someterse el agua para su potabilización*, México, 2001.
- [10] B. Montaña, Análisis económico de la desalinización, España: Universidad de Alicante, 2011.
- [11] A. Basile y S. Pereira, *Advanced membrane science and technology for sustainable energy and environmental applications*, U.S.A.: Woodhead Publishing, 2011.
- [12] D. E. Villa, *Membranas compuestas con selectividad mejorada para la separación de butanol mediante pervaporación*, Santander, España: Universidad de Cantabria, 2018.

- [13] J. Lin, T. Liao y B. Lin, «Performance analysis and load matching of a photovoltaic–thermoelectric hybrid system,» *Energy conversion management*, vol. 105, pp. 891-899, 2015.
- [14] M. Shatat y S. B. Riffat, «Water desalination technologies utilizing conventional and renewable energy sources,» *International Journal of Low-Carbon Technologies*, pp. 1-20, 2012.
- [15] M. R. Rahimpour, N. M. Kazerooni y M. Parhoudeh, «Water Treatment by Renewable Energy-Driven Membrane Distillation,» de *Current Trends and Future Developments on (Bio-) Membranes*, Irán , Elsevier, 2019, pp. 179-211.
- [16] condorchem, «condorchem.com,» UNICEF, 2019. [En línea]. Available: <https://condorchem.com/es/destiladores-a-membranas/>. [Último acceso: 23 abril 2021].
- [17] A. Shirazi y A. Kargari, «A Review on Applications of Membrane Distillation (MD) Process for Wastewater Treatment,» *Journal of Membrane Science and Research*, pp. 101-112, 2015.
- [18] J. Swaminathan, H. Chung, D. Warsinger y J. Lienhard., «Simple method for balancing direct contact membrane distillation,» *Desalination* , vol. 383 , p. 53–59, 2016.
- [19] M. S. Osman, V. Masindi y A. M. Abu-Mahfouz, «Computational and experimental study for the desalination of petrochemical industrial effluents using direct contact membrane distillation,» *Applied Water Science*, pp. 9-29, 2019.
- [20] R. Liu, «Mathematical modeling and optimal operation condition analysis of heat pump two-effect direct contact membrane distillation system,» *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering*, nº 612, pp. 1-14, 2019.
- [21] S. R. Selvi y R. Baskaran, «Solar photovoltaic-powered membrane distillation as sustainable clean energy technology in desalination,» *Current Science* , vol. 109, nº 7, pp. 1247-1254, 2015.
- [22] Q. Zhao, H. Zhang, Z. Hu y S. Hou, «A solar driven hybrid photovoltaic module/direct contact membrane distillation system for electricity generation and water desalination,» *Energy Conversion and Management*, vol. 221, pp. 1-16, 2020.
- [23] M. I. Soomro y W. Kim, «Parabolic-trough plant integrated with direct-contact membrane distillation T system: Concept, simulation, performance, and economic evaluation,» *Solar Energy*, nº 173, pp. 348 - 361, 2018.
- [24] P. Pal, «Arsenic Removal by Membrane Distillation,» de *Groundwater Arsenic Remediation*, Elsevier, 2015, pp. 181- 267.
- [25] F. Eleiwi, N. Ghaffour, A. S. Alsaadi, L. Francis y T. M. Laleg-Kirati, «Dynamic modeling and experimental validation for direct contact membrane distillation (DCMD) process,» *Desalination*, vol. 384, pp. 1-11, 2016.
- [26] K. Nakoa, K. Rahaou, A. Date y A. Akbarzadeh, «An experimental review on coupling of solar pond with membrane distillation,» *Solar Energy*, vol. 119, pp. 319-331, 2015.

- [27] P. Yazgan-Birgi, M. I. Hassan-Ali y H. A. Arafat, «Comparative performance assessment of flat sheet and hollow fiber DCMD T processes using CFD modeling,» *Separation and Purification Technology*, vol. 212, p. 709–722, 2019.
- [28] Y. Kim, K. Thu, N. Ghaffour y K. Choon-Ng, «Performance investigation of a solar-assisted direct contact membrane distillation system,» *Journal of Membrane Science*, vol. 427, p. 345–364, 2013.
- [29] H. C. Duong, L. Xia, Z. Ma, P. Cooper, W. Ela y L. D. Nghiem, «Assessing the performance of solar thermal driven membrane distillation for seawater desalination by computer simulation,» *Journal of Membrane Science*, vol. 542, p. 133–142, 2017.
- [30] J. Lee, J. C. W. Kim y Y. K. N. Ghaffour, «Dynamic solar-powered multi-stage direct contact membrane distillation system: Concept design, modeling and simulation,» *Desalination*, vol. 435, pp. 278-292, 2018.
- [31] W. G. Shim, K. He, S. Gray y I. S. Moon, «Solar energy assisted direct contact membrane distillation (DCMD) process for seawater desalination,» *Separation and Purification Technology*, vol. 143, pp. 94-104, 2015.
- [32] J. Zhanga, S. Graya y J. Li, «Modelling heat and mass transfers in DCMD using compressible membranes,» *Journal of Membrane Science*, vol. 388, p. 7–16, 2012.
- [33] F. Banat, N. Jwaieda, M. Rommelb, J. Koschikowskib y M. Wiegghaus, «Desalination by a “compact SMADES” autonomous solar-powered membrane distillation unit,» *Desalination*, nº 217, pp. 29-37, 2007.
- [34] S. Kalogirou, *Solar energy engineering: processes and systems*, United States: Academic Press Elsevier, 2019.
- [35] P. García-Martín, *Energía solar fotovoltaica para todos*, México: MARCOMBO, 2022.
- [36] C. Pandey y A. Katiyar, «Hourly solar radiation on inclined surfaces,» *Sustainable Energy Technologies and Assessments*, vol. 6, pp. 86-92, 2014.
- [37] I. Sarbu y C. Sebarchievici, «2.2.1.2 Design Value of Total Solar Radiation,» de *Solar Heating and Cooling Systems*, London Wall, United Kingdom, Academic Press, 2017, pp. 13-28.
- [38] S. A. M. Maleki, H. Hizam y C. Gomes, «Estimation of hourly, daily and monthly global solar radiation on inclined surfaces: models re-visited,» *Energies*, pp. 134-168, 2017.
- [39] M. Jamil-Ahmad y G. N. Tiwar, «Solar radiation models—A review,» *International Journal of energy research*, vol. 35, pp. 271-209, 2011.
- [40] A. S. Kalogirou, «2.3.8 Total radiation on tilted surfaces,» de *Solar Energy Engineering*, Langford Lane, Kidlington, Academic Press, 2014, pp. 51-123.
- [41] A. Sánchez, D. Martínez, R. Santos, J. Ortega y P. A. Sánchez, *Aplicaciones fotovoltaicas de la energía solar en los sectores residencial, servicio e industrial*, México: Instituto de Energías Renovables, UNAM, 2017.

- [42] M. Al-Hraria, Í. Ceylana, K. Nakoab y A. Ergün, «Concentrated photovoltaic and thermal system application for fresh water production,» *Applied thermal engineering*, vol. 171, pp. 1-13, 2020.
- [43] J. Gray, «3 The Physics of the Solar Cell,» de *Handbook of Photovoltaic Science and Engineering*, England, Wiley, 2003, pp. 61-112.
- [44] A. Louwen, D. Moser y W. van Sark, «Design and Components of Photovoltaic Systems,» de *Comprehensive Renewable Energy*, Amsterdam, Elsevier, 2022, pp. 644-661.
- [45] J. Burbano, Á. Restrepo y O. Sabogal, «Diseño y construcción de un calentador solar de agua operando por termisifón,» *Scientia Et Technica*, n° 31, pp. 85-90, 2006.
- [46] B. Ramlow y B. Nusz, *Solar Water Heating: A Comprehensive Guide to Solar Water and Space Heating Systems*, Canada: New Society Publishers , 2010.
- [47] Vidrasa, «Prop. físicas y químicas tubos Duran Vidrio borosilicato 3.3,» Barcelona, España, 2016.
- [48] Y. Kim y T. Seo, «Thermal performances comparisons of the glass evacuated tube solar collectors with shapes of absorber tube,» *Renewable Energy*, vol. 32, p. 772–795, 2007.
- [49] S. Chapra y R. Canale, *Métodos numéricos para ingenieros*, Michigan: The McGraw-Hill , 2006.
- [50] W. México, ««Consumo de agua»,» 23 10 2021. [En línea]. Available: <https://wrimexico.org/bloga/infraestructura-verde-resiliencia-hídrica-y-equidad>.
- [51] D. Sesma, «theconversation.com,» theconversation.com, 19 Febrero 2020. [En línea]. Available: <https://theconversation.com/el-reto-del-agua-en-la-produccion-de-energia-electrica-131354>. [Último acceso: octubre 2021].
- [52] A. Krnac, M. Araiz, S. Rana, J. Velardo y A. Date, «Investigation of Direct Contact Membrane Distillation coupling with a Concentrated Photovoltaic solar system,» *Energy Procedia*, vol. 160, pp. 246-252, 2019.
- [53] M. Thirumaleshwar, *Fundamentals Of Heat & Mass Transfer*, India: Pearson, 2014.
- [54] H. Martin., «The generalized lévêque equation and its use to predict heat or mass transfer from fluid friction,» de *20th National Heat Transfer Conference, UIT*, Maratea, Italy, 2002.
- [55] Y. Çengel, *Heat and mass transfer: Fundamentals & Applications*, New York: McGraw Hill, 2011.
- [56] H. Joo y H. Kwak, «Freshwater production characteristics of vacuum membrane distillation module for seawater desalination using a solar thermal system by seawater feed conditions,» *Taylor & Francis*, pp. 1-9, 2016.
- [57] ESMAP, «Energy Sector Management Assistance Program,» The World Bank, 2022. [En línea]. Available: https://www.esmap.org/re_mapping. [Último acceso: 8 agosto 2022].
- [58] Canadian Solar, «Solar module Hiku CS3W,» Canadian Solar Industries, Ontario, 2020.

- [59] Servicio Meteorológico Nacional, «Estación Puebla SMN-ESMA,» Estaciones Meteorológicas Automáticas (EMA's), Puebla, Puebla, 2022.
- [60] Rotor Flush, RUBI Range Submersible Pump, Reino Unido: Rotorflush Filters Ltd, 2017.
- [61] M. A. Abella, «Dimensionado de Sistemas Fotovoltaicos,» CIEMA T, Madrid, España, 2013.
- [62] J. A. Alonso, «SunFields Europe,» SFE Solar Logistic SL, 2015. [En línea]. Available: <https://www.sfe-solar.com/noticias/articulos/bateria-agm-o-gel-cual-elegir/>. [Último acceso: 8 agosto 2022].
- [63] G. Mohan, N. Kumar, M. K. Pokhrel y A. Martin, «Experimental investigation of a novel solar thermal polygeneration plant in United Arab Emirates,» *Renewable Energy*, n° 91, pp. 361-373, 2016.
- [64] M. Al-Hraria, Í. Ceylana, K. Nakoab y A. Ergün, «Concentrated photovoltaic and thermal system application for fresh water T production,» *Applied thermal engineering*, vol. 171, pp. 1-13, 2020.
- [65] L. Acevedo, J. Uche, A. D. Almo, F. Círez, S. Usón, A. Martínez y I. Guedea, «Dynamic Simulation of a Trigeneration Scheme for Domestic Purposes Based on Hybrid Techniques,» *energis*, vol. 9, n° 1013, pp. 2-25, 2016.
- [66] A. A. Alanezi, M. R. Safaei, M. Goodarzi y Y. Elhenawy, «The Effect of Inclination Angle and Reynolds Number on the Performance of a Direct Contact Membrane Distillation (DCMD) Process,» *Energies*, vol. 13, p. 2824, 2020.
- [67] G. Guan, H. Lou, C. Yao, J. Li y X. Yang, «Achieving sustainable operation for hypersaline membrane distillation applications: A novel strategy based on the critical Reynolds number,» *Desalination*, vol. 499, p. 114833, 2021.
- [68] M. Khayet y T. Matsuura, «Chapter 10: Direct Contact Membrane Distillation,» de *Membrane Distillation: Principles and Applications*, Amsterdam, The Netherlands, Elsevier, 2011, pp. 249 - 293.
- [69] Victron Energy, *Batería AGM*, Países Bajos: Victron Energy Inc, 2019.
- [70] Victron Energy, *Controlador de carga SmartSolar MPPT 100/30*, Países Bajos: Victron Energy Inc., 2018.
- [71] IUSA, *Manual de instalación y operación: Primo solar*, México: Grupo IUSA, 2019.
- [72] C. G. O. G., DESALINIZACIÓN DE AGUA PARA APLICACIONES DE POTABILIZACIÓN MEDIANTE EL DESARROLLO DE TECNOLOGÍA SOLAR SUSTENTABLE, Aguascalientes: Centro de investigaciones en óptica, 2018.
- [73] O. Perpiñán, *Energía Solar Fotovoltaica*, España: Creative commons, 2020.
- [74] S. Ouala, L. Debreu, B. Chapron, A. Pascual, F. Collard, L. Gaultier y R. Fablet, «Learning runge-kutta integration schemes for ode simulation and identification,» *Arxiv*, 2021.