

“Analysis and evaluation of friction factor correlations for the determination of pressure drop through packed adsorption columns”

C. A. Ramos-Villegas*, G. Leo Avelino **, G. Luna-Solano*, D. Cantú-Lozano* J. Gómez-Rodríguez*** G. R. Urrea-García. *

* *Tecnológico Nacional de México/Instituto Tecnológico de Orizaba, División de Estudios de Posgrado e Investigación, Oriente 9, No.852 Colonia Emiliano Zapata Sur, C.P. 94320 Orizaba, Veracruz, México*

***Centro de Tecnología Avanzada A.C., Calle 23 de agosto, No. 213 Colonia Jesús García, C.P. 86040 Villahermosa, Tabasco, México.*

*** *Tecnológico Nacional de México/Instituto Tecnológico de Veracruz, Av. M. A. de Quevedo No. 2779, C.P.91860 Veracruz, Veracruz, México*

Abstract: The application of different pressure drop correlations for packed bed columns was evaluated in a solution algorithm for the dynamic adsorption process model. There were found differences in bed saturation time for the ethanol-water separation study case. Computational time required also shown significant differences between the correlations evaluated.

Keywords: Pressure drop; Packed bed; adsorption; correlations; computational time.

1. INTRODUCCION

Uno de los tres principales criterios para un buen desempeño de una columna empaquetada es la caída de presión, ya que es altamente dependiente de propiedades del empaque tales como la porosidad (ϵ), diámetro de las partículas catalíticas (d_p), área superficial del empaque (a_p) y las propiedades del fluido (Villavicencio 2008). La caída de presión se debe a la resistencia que se opone para que el líquido y el gas fluyan a través de la columna y a los cambios de dirección del flujo de gas y líquido (Mendes 2011).

Para un correcto cálculo del flujo de fluido a través de columnas empacadas, es importante poder predecir el volumen de flujo que se puede obtener para una entrada de energía establecida (generalmente medida como caída de presión) o poder predecir la caída de presión necesaria para lograr un volumen de flujo específico (Leo, 2019).

La pérdida de carga que se produce cuando un fluido atraviesa un lecho de partículas se ha expresado mediante una ecuación del tipo Forchheimer (Camacho et al. 1985), tal y como se muestra en (1), donde la caída de presión (ΔP) es dividida entre la longitud de la columna (L) y es igual a la suma de la pérdida de energía por fenómenos viscosos y la pérdida de energía cinética (pérdidas inerciales), con la correspondiente proporcionalidad lineal y cuadrática con la velocidad superficial del fluido (A y B, coeficientes):

$$\frac{\Delta P}{L} = AU + BU^2 \quad (1)$$

Para intervalos amplios de valores del número de Reynolds ($Re = \rho d_p U / \mu = G d_p / \mu$) y particularmente a valores elevados de Re , la variación de la caída de presión no puede ser representada por una ecuación de este tipo (Montillet et al., 2007). Resulta ineludible, cuando se analizan las ecuaciones propuestas en la bibliografía para evaluar la pérdida de carga, destacar la conocida expresión de Ergun (1952), en la cual se parte de considerar que el lecho está constituido por un banco de canales paralelos no conectados entre sí, con un radio hidráulico (relación entre la porosidad del lecho y el área de sólido por unidad de volumen de lecho) $R_h = \epsilon / a_v$, y contemplando también un diámetro equivalente resultante (2):

$$d_p = 6(1 - \epsilon) / a_v \quad (2)$$

Introduciendo el diámetro dado en (2) la definición del radio hidráulico, y adicionando las expresiones del factor de fricción para regímenes laminar y altamente turbulento, además de correcciones de coeficientes por la condición tortuosa de los canales en el lecho fijo (Bird et al. 2006), Ergun (1952) estableció la siguiente relación (3):

$$\left(\frac{\Delta P}{L}\right) = 150 \left(\frac{(1 - \epsilon)^2}{\epsilon^3}\right) \frac{\mu u}{d_p^2} + \frac{1.75(1 - \epsilon)\rho u^2}{\epsilon^3 d_p} \quad (3)$$

Donde u es la velocidad superficial del gas, ρ densidad del pellet, μ viscosidad del gas y d_p diámetro de la partícula, en términos del correspondiente factor de fricción que se muestra en (4):

$$f = \frac{(1 - \varepsilon)}{\varepsilon^3} \left[a + \frac{b(1 - \varepsilon)}{Re} \right] \quad (4)$$

Ergun propone los valores de a y b como 1.75 y 150, sin embargo, autores han modificado las constantes a y b , de acuerdo con el ajuste realizado sobre datos experimentales propios, dichos valores modificaron la correlación de factor de fricción, algunas de las más reconocidas se encuentran en la Tabla 1, la modificación de las constantes a y b resulta un tema necesario a estudiar y en este trabajo se pretende mostrar la existencia de diferencias entre las correlaciones en el proceso de adsorción en columnas empacadas en cuanto concentración de agua en la corriente de salida, como en el tiempo computacional en el que se desarrolla la solución numérica del proceso de adsorción.

Tabla 1. Correlaciones para evaluar

Fuente	Ecuación	Rango de No. Re_{part}
Carman, (1937)	$f = \frac{180(1 - \varepsilon)^2}{\varepsilon^3 Re} + \frac{2.87(1 - \varepsilon)^{1.1}}{\varepsilon^3 Re^{0.1}}$	$Re < 6 \times 10^4$
Ergun, (1952)	$f = \frac{150(1 - \varepsilon)^2}{\varepsilon^3 Re} + \frac{1.75(1 - \varepsilon)}{\varepsilon^3}$	$10 < Re < 1000$
Baumer, (1971)	$f = \frac{160(1 - \varepsilon)^2}{\varepsilon^3 Re^{0.2}} + \frac{3.1(1 - \varepsilon)^{1.1}}{\varepsilon^3 Re^{0.1}}$	$Re > 1000$
Tallmadge, (1970)	$f = \frac{150(1 - \varepsilon)^2}{\varepsilon^3 Re} + \frac{4.2(1 - \varepsilon)^{7/6}}{\varepsilon^3 Re^{1/6}}$	$0.1 < Re < 10^5$
Ozahi et al. (2008)	$f = \frac{160(1 - \varepsilon)^2}{\varepsilon^3 Re} + \frac{1.61(1 - \varepsilon)}{\varepsilon^3}$	$1500 < Re < 3300$
Villavicencio (2018)	$f = \frac{168.714(1 - \varepsilon)^2}{\varepsilon^3 Re} + \frac{1.874(1 - \varepsilon)}{\varepsilon^3}$	$10 < Re < 1000$

Estas correlaciones se han aplicado de manera exitosa en diversos trabajos en flujo gaseoso a través de columnas empacadas (Bird et al. 2006).

La evaluación de las correlaciones se realizó mediante un código de programación que da solución al proceso de adsorción por oscilación de presión por medio de columnas de lecho empacado, adaptado de Leo (2019) y Gutiérrez et al. (2019).

La finalidad de este trabajo no reside en proponer nuevas correlaciones para la evaluación de la caída de presión, sino analizar y evaluar correlaciones ya propuestas por autores y que los resultados de pérdida de carga obtenidos para el proceso de adsorción mediante lechos empacados se comparen entre sí, a fin de aportar información y contribuir al conocimiento y validación de diversas alternativas para la evaluación de la caída de presión, así como discutir la relevancia de las ecuaciones propuestas, a partir de una comparación con las ecuaciones de correlación de la literatura.

2. DESCRIPCIÓN DEL PROCESO

El proceso de adsorción por oscilación de presión (PSA) es un proceso ampliamente utilizado para la separación de gases, es atractivo porque requiere poca energía y funciona en ciclos de corta duración (Carmo y Gubulin 2014), la descripción grafica de las partes del proceso de adsorción por PSA en lechos empacados se encuentra en los estudios de Sinha y Padhiyar (2019), donde lo describen en cuatro pasos, los cuales se muestran en la Fig. 1.

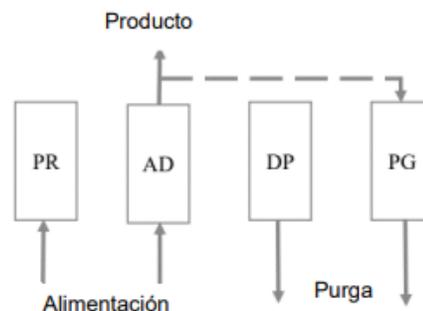


Fig. 1. Diagrama esquemático de la operación del proceso PSA de cuatro pasos de cama individual.

Presurización (PR). El gas de alimentación ingresa a la columna desde la parte superior, la válvula de salida se mantiene cerrada para una presurización efectiva, este paso sucede hasta que la presión en la columna alcance PH.

Adsorción (AD). Se inicia la apertura de la válvula inferior para obtener el producto enriquecido (etanol anhidro), la alimentación se mantiene a alta presión constante para una adsorción eficiente, el agua se adsorbe en el lecho adsorbente, el producto final es etanol de alta pureza con una fracción de agua no adsorbida.

Despresurización (BD). La presión de la columna es liberada con el objetivo de alcanzar la presión atmosférica cerrando completamente la válvula superior y abriendo lentamente la válvula inferior.

Desorción (PU). También llamado regeneración, el lecho opera en PL y una fracción de etanol anhidro obtenido en el paso de adsorción ingresa a la columna desde la parte inferior para crear una fuerza impulsora donde la mayor parte del agua que fue adsorbida en la adsorción es liberada de las

cavidades de los gránulos de zeolita. Al final de este paso, la cama está lista para repetir nuevamente la presurización de la columna de manera cíclica.

Una ventaja a destacar del proceso PSA, es que la presión de la columna se puede cambiar más rápido que la temperatura de la columna, dichos cambios rápidos de presión permiten tiempos de ciclo cortos y, por lo tanto, es posible un rendimiento mucho mayor por unidad de volumen de lecho adsorbente (Evwierhoma et al. 2018), por ello es que la determinación de la caída de presión en lechos fijos es un aspecto de gran importancia en el análisis de este tipo de procesos, ya que su evaluación confiable se relaciona directamente con el conocimiento de los costos de compresión o impulsión (Zambot et al. 2007).

2. CASO DE ESTUDIO

El modelo matemático que se consideró para el desarrollo del trabajo de investigación está basado en balances de materia y momento, dichos balances describen el proceso de adsorción por oscilación de presión mediante columnas empacadas aplicado a un proceso de eliminación de agua sobre una mezcla binaria de etanol-agua (95% Etanol, 5% agua) utilizando zeolita clinoptilolita como adsorbente mediante un proceso de PSA, el modelo describe el proceso PSA bajo condiciones isotérmicas, es decir la temperatura del proceso es constante en tiempo y espacio, dicho modelo matemático se ha adoptado de los trabajos de Kupiec et al., (2008) y Kupiec et al., (2014), el proceso se basa en las siguientes suposiciones:

- Solo un componente es adsorbido de la mezcla etanol-agua;
- La ley de los gases ideales rige el comportamiento de la mezcla estudiada;
- La ecuación de Ergun determina el cálculo de la caída de presión dentro de la columna empacada;
- La ecuación de Duvinin-Raduschkevich (D-R) describe el equilibrio de adsorción;
- La resistencia a la transferencia de masa en la fase gaseosa es despreciable;
- Los efectos de dispersión en la corriente de gas son despreciables;
- Los gránulos adsorbentes son esféricos;
- La temperatura dentro del proceso permanecerá constante, siendo así un proceso isotérmico;
- La transferencia de masa dentro del gránulo puede describirse por el modelo de transferencia de masa de difusión homogénea; y
- La velocidad cinética de transferencia de masa dentro de los gránulos se puede describir por el modelo de fuerza de conducción lineal (LDF).

La Tabla 2 involucra los parámetros físicos del adsorbente y la alimentación, así como las constantes cinéticas y de equilibrio del proceso de adsorción del caso de estudio.

Tabla 2. Parámetros del proceso

Parámetro	Sím.	Valor	Unidad
Velocidad superficial del gas	u	0.0732	m/s
Porosidad de la cama	ϵ	0.399	-- -
Diámetro de columna	d_{col}	0.0136	m
Longitud de la columna	L	0.293	m
Densidad del granulo (pellet)	ρ_p	1190	kg/m^3
Diámetro de granulo adsorbente	d_p	0.00226	m
Viscosidad del gas	μ_g	0.92×10^{-5}	$kg/(m \cdot s)$
Constante de ecuación de DR	q_{ms}	0.198	kg/kg
Constante en ecuación DR	B	2.33×10^{-7}	K^{-2}
Temperatura de saturación del agua	T_{satw}	373.15	K
Fracción molar de agua en alimentación	y_{mol}	0.250	-
Constante del gas ideal	R	8.314	$J/mol \cdot kg$
Presión máxima de operación	P_H	303972	Pa
Presión mínima de operación	P_L	60795	Pa
Tiempo de adsorción	t_{ads}	4000	s
Masa molar del agua	M_w	0.018	kg/mol

Establecidas las suposiciones, así como los valores de los diferentes parámetros de operación del proceso se muestran las ecuaciones para la solución del modelo matemático:

Ecuación general de balance:

$$\frac{u}{P} \frac{\partial P}{\partial z} + \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\epsilon}{P} \frac{\partial P}{\partial t} + \frac{\rho_p(1-\epsilon)RT}{M_w} \cdot \frac{1}{P} \frac{\partial \bar{q}_m}{\partial t} = 0 \quad (5)$$

Balance de masa del agua

$$u \frac{\partial y_{mol}}{\partial z} + \varepsilon \frac{\partial y_{mol}}{\partial t} + \frac{\rho_p(1-\varepsilon)RT}{M_w} \cdot \frac{1}{P} (1-y_{mol}) \frac{\partial \bar{q}_m}{\partial t} = 0 \quad (6)$$

Balance de momento:

$$\frac{\partial P}{\partial z} + \frac{150\mu_g(1-\varepsilon)^2}{d_p^2\varepsilon^3} u + \frac{1.75(1-\varepsilon)\rho_g}{d_p\varepsilon^3} u^2 + \frac{M_w}{RT_0} \frac{\partial(Pu)}{\partial t} = 0 \quad (7)$$

Donde z representa coordenadas de la longitud del lecho y \bar{q}_m el contenido de agua promedio en pellet.

Ecuación de equilibrio de adsorción:

Se tomó la ecuación de Duvinin-Raduschkevich (D-R) (8), donde el contenido de agua promedio (q_m^*) está en relación con la temperatura, presión y concentración del proceso

$$q_m^* = q_{ms} e^{-b \left[T \ln \frac{P_{sat}}{P y_{mol}} \right]^2} \quad (8)$$

Donde q_{ms} es una constante en (D-R), P_{sat} es la presión de saturación del agua, lo cual se calculó dentro del proceso mediante la ecuación de Antoine.

La ecuación de Fuerza de Conducción Lineal (9), se utilizó para describir la velocidad de transferencia de masa, este modelo asume que la velocidad de adsorción es proporcional a una fuerza impulsora que viene dada por una diferencia de concentraciones.

$$\frac{d\bar{q}_m}{dt} = k_{sa}(q_m^* - \bar{q}_m) \quad (9)$$

Donde \bar{q}_m es el contenido de agua en el pellet y k_{sa} coeficiente de transferencia de masa en la fase sólida.

Las condiciones iniciales fueron las siguientes:

$$0 \leq z \leq L, \quad t = 0, \quad \bar{q}_m = 0, \quad y_{mol} = 0$$

Y las condiciones de frontera están determinadas por:

$$z = 0, \quad t \geq 0; \quad y_{mol} = y_{mol0}, \quad u = u_0, \quad P = P_H$$

Mientras que para el caso de la solución experimental realizada por Leo (2019), utilizo una columna de vidrio empacada con zeolitas natural clinoptilolita, para estas pruebas utilizó los datos establecidos en la Tabla 3, las muestras se toman cada 3 minutos, los resultados se presentan en la curva de ruptura de la Fig. 2, donde son comparados con los resultados numéricos obtenidos del modelo matemático.

Tabla 3. Parámetros de operación de la solución experimental

y_{mol0}	0.121	---
\bar{q}_{m0}	0.286	kg/kg
u_0	0.0732	m/s
P_0	101300	Pa

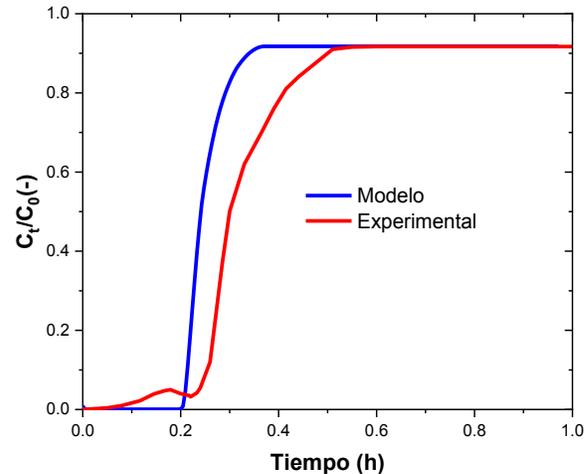


Fig. 2. Comparación de curva de ruptura del modelo matemático y el experimental

4.- RESULTADOS

A cada una de las correlaciones citadas en la Tabla 1, se le realizó un análisis dimensional, así como las siguientes sustituciones de variables para nuestro caso de estudio:

$$\partial P = (P_0 - P_L); \quad \partial z = L; \quad G_0 = \rho u; \quad Re = D_p \rho u / \mu$$

dónde G_0 es la densidad de flujo de materia a través del sistema, de esta forma 10 pasa a convertirse en 11 la cual está en términos de caída de presión

Ergun (1952)

$$\left(\frac{(P_0 - P_L)\rho}{G_0^2} \right) \left(\frac{D_p}{L} \right) = 150 \left(\frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3 Re} \right) + 1.75 \left(\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon^3 Re} \right) \quad (10)$$

Se realiza la sustitución de variables para obtener:

$$\left(\frac{\partial P}{\partial z} \right) = \frac{150 \mu (1-\varepsilon)^2 u}{D_p^2 \varepsilon^3} + \frac{1.75(1-\varepsilon)\rho u^2}{D_p \varepsilon^3} \quad (11)$$

Se realizó el mismo procedimiento para obtener las ecuaciones a 12-16, con las cuales se realizó el cálculo de la caída de presión dentro del modelo matemático:

Tallmadge (1970)

$$\left(\frac{\partial P}{\partial z}\right) = \frac{150(1-\varepsilon)^2\mu}{\varepsilon^3 D_p^2} u + \frac{4.2(1-\varepsilon)^{7/6}\mu^{1/6}(\rho)^{5/6}}{\varepsilon^3 D_p^{7/6}} u^{11/6} \quad (12)$$

Carman (1937)

$$\left(\frac{\partial P}{\partial z}\right) = \frac{180(1-\varepsilon)^2\mu u}{\varepsilon^3 D_p^2} + \frac{2.87(1-\varepsilon)^{1.1}\mu^{0.1}\rho^{0.9}u^{1.9}}{\varepsilon^3 D_p^{1.1}} \quad (13)$$

Brauer (1971)

$$\left(\frac{\partial P}{\partial z}\right) = \frac{160(1-\varepsilon)^2\mu u}{\varepsilon^3 D_p^2} + \frac{3.1(1-\varepsilon)^{1.1}\mu^{0.1}\rho^{0.9}u^{1.9}}{\varepsilon^3 (D_p)^{1.1}} \quad (14)$$

Ozahi et al. (2008)

$$\left(\frac{\partial P}{\partial z}\right) = \frac{160\mu(1-\varepsilon)^2u}{D_p^2\varepsilon^3} + 1.61\frac{(1-\varepsilon)\rho u^2}{D_p\varepsilon^3} \quad (15)$$

Villavicencio (2018)

$$\left(\frac{\partial P}{\partial z}\right) = \frac{168.714\mu(1-\varepsilon)^2u}{D_p^2\varepsilon^3} + 1.874\frac{(1-\varepsilon)\rho u^2}{D_p\varepsilon^3} \quad (16)$$

Se adaptó el código de programación en lenguaje Fortran con base al modelo matemático seleccionado, el cual proporciona la solución al proceso de adsorción mediante lechos empacados, dicho código brinda resultados numéricos del proceso de adsorción, que posteriormente se graficaron para una mejor comprensión, dentro del código de programación del modelo matemático se modificó la línea correspondiente al cálculo de la caída de presión, la correlación de Ergun que proponía el autor del caso de estudio se sustituyó por las correlaciones evaluadas.

En la Fig. 3 se observa los resultados numéricos del proceso PSA de manera gráfica, donde las curvas de ruptura representan la relación entre la concentración de agua en la salida del lecho empacado (C_T) que divide a la concentración de alimentación de agua en etanol (C_o) y el tiempo que es representado en horas.

Se puede observar que existe una pequeña diferencia entre las correlaciones en cuanto al tiempo que comienza la saturación del lecho. La simulación del proceso con las diferentes correlaciones se realizó con los parámetros de operación dados en la Tabla 2, con una temperatura de operación (T) de 373.15 K, un valor de la fracción de agua en la alimentación

(y_{mol}) de 0.250 y una presión calculada mediante la ecuación de Antoine

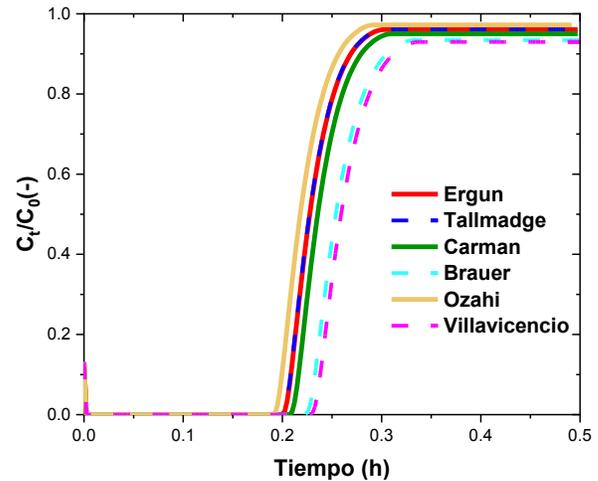


Fig. 3. Comparación entre correlaciones de caída de presión.

Un aspecto importante que considerar en las simulaciones computacionales de procesos es el tiempo en el que tarda la simulación para brindar resultados, por esa razón se llevó un registro del tiempo en el que se realizó la simulación computacional del proceso PSA, se puede observar en la Tabla 4, que existe una diferencia entre la Ecuación de Ergun y las evaluadas en esta investigación.

Tabla 4. Tiempo de duración del proceso de Adsorción

Correlación	Tiempo (min)
Ergun	11
Tallmadge	43
Carman	41
Brauer	41
Ozahi	8
Villavicencio	8

5. CONCLUSIONES

- Las ecuaciones de Tallmadge, Carman y Brauer resultaron no ser una opción viable para sustituir la ecuación del Ergun, esto en base al tiempo en el que otorgan los resultados numéricos del proceso, ya que cuentan con una duración promedio de simulación de 41.5 minutos, mientras que el proceso real se lleva en un tiempo de 33.33 minutos.
- La ecuación de Ozahi muestra una mejora en cuanto al tiempo en el que inicia y termina la saturación del lecho, así como un mayor valor en la concentración de agua en la salida con referencia a la ecuación de Ergun, lo cual permite obtener un rendimiento mucho mayor por unidad de volumen del lecho adsorbente, que se ve reflejado en

una mayor recuperación de etanol al finalizar el proceso de adsorción.

- La ecuación de Ozahi mostró una reducción del tiempo computacional en que nos brinda los resultados, ya que reduce en un 18.18% la duración de la simulación con respecto al tiempo computacional de la ecuación de Ergun.
- Por lo anteriormente dicho se puede asumir que es correcto poder sustituir la ecuación de Ergun por la ecuación de Ozahi para la descripción de la caída de presión dentro del modelo matemático que da solución al proceso de adsorción en lechos empacados

REFERENCIAS

- Bird, B., Stewart, W., and Lightfoot, E. (2006). Fenómenos de Transporte. En B. R. Bird, W. Stewart, & E. Lightfoot, *Fenómenos de Transporte* (págs. 215-220). Mexico D.F.: Limusa Wiley.
- Brauer, H. (1971). Grundlagen der Einphasen- und Mehrphasenströmungen. Sauerländer AG, 1(1), 292-298
- Carman, P. (1937). Fluid flow through granular beds. *Transactions of the American Institute of Chemical Engineers*, 15(1), 150-166.
- Camacho R., Gonzalez P., Jurado E., Lopez F., (1985), Pérdida de carga de líquidos en lechos porosos, *Química Técnica* 1(4), 129-133.
- Carmo, M., and Gubulin, J. (2014). Ethanol-Water Separation in the PSA Process. *Journal of Chemical and Petroleum Engineering*, 12(2), 235-248.
- Ergun, S. (1952). Fluid flow through packed columns. *Chemical Engineering Progress*, 48(1), 89-94.
- Evwierhoma, E., Jaiyeola, A., Ehinmowo, A., and Babalola, P. (2018). Mathematical modelling of ethanol dehydration from azeotropic concentration using pressure swing adsorption (PSA) process. *Journal of Engineering and Technology*, 9(2), 381-399.
- Gutierrez Gonzales, D., Urrea Garcia, G. R., Luna Solano, G., Cantú Lozano, D., y Gómez Rodríguez, J. (2019) Análisis dinámico del ciclo de adsorción/desorción en el proceso de deshidratación de etanol'. *Asociación de México de Control Automático* 2(8), 833-838
- Leo A., G. 2019. "Estudio del proceso de destilación - deshidratación de etanol a partir de Sorgo dulce a nivel Planta piloto". *Tesis de Doctorado*. Instituto Tecnológico de Veracruz.
- Kupiec, K., Rakoczy, J., Tadeusz, K., and Larwa, B. (2014). Heat and mass transfer in adsorption-desorption cyclic process for ethanol dehydration. *Chemical Engineering Journal*, 241(1), 485-494.
- Kupiec, K., Rakoczy, J., Zielinski, L., and Georgiou, A. (2008). Adsorption-Desorption Cycles for the Separation of Vapour-phase Ethanol/Water Mixtures. *Adsorption Science & Technology*, 26(3), 209-224
- Mendes M. F., (2011) HETP Evaluation of Structured and Random Packing Distillation Column (42-68) Brazil: InTech.
- Montillet, A., Akkari, E., and Comiti, J. (2007). About a correlating equation for predicting pressure drops through. *Chemical Engineering and Processing*, 46(4), 329-333.
- Ozahi Emrah, Mehmet Yasar Gundogdu and Melda Ö. Carpinlioglu (2008), "A Modification on Ergun's Correlation for Use in Cylindrical Packed Beds With Non-spherical Particles", *Advanced Powder Technology* 19 (2008). 369-381
- Sinha, P., and Padhiyar, N. (2019). Optimal startup operation of a pressure swing adsorption. *International Federation of Automatic Control*, 52(1), 130-135.
- Tallmadge, J. (1970). Packed Bed Pressure Drop-An Extension to Higher Reynolds Numbers. *AIChE Journal*, 15(2), 1092-1093.
- Villavicencio Márquez, M. A. (2018). "Determinación de la hidrodinámica de empaques estructurados catalíticos mediante el modelo de canal". Tesis de Maestría, Instituto Politécnico Nacional. Repositorio Institucional -Politécnico Nacional de México.
- Zambon, M. T., Barreto, G. F. y Mazza, G. D., (2017) Modelo de Dos Zonas para lecho fijos con información asistida por CFD, *Revista Ingeniería Mecánica, Tecnología y Desarrollo*, 2(4), 123-131