

ANÁLISIS DEL COMPORTAMIENTO DE EQUIPOS SEPARADORES DE AGUA-PETRÓLEO USANDO VOLÚMENES FINITOS Y EL MODELO DE DRIFT-FLUX

Luis F. Barceló^a, Pablo A. Caron^b, Axel E. Larreteguy^b, Rodolfo Gayoso^c, Federico
Gayoso^c y Germán Guido Lavalle^d

^aAlumno de Ingeniería Electromecánica, Universidad Argentina de la Empresa, Lima 717,
(C1073AAO) Buenos Aires, Argentina. lbarcelo@uade.edu.ar

^bInstituto de Tecnología, Universidad Argentina de la Empresa, Lima 717, (C1073AAO) Buenos Aires,
Argentina. pcaron@uade.edu.ar, alarreteguy@uade.edu.ar

^cTranseparation S.A., Hipólito Yrigoyen 1264 2b, (C1086AAV) Buenos Aires, Argentina.
rodolfo.gayoso@transeparation.com, federico.gayoso@transeparation.com

^dCandoit Ingeniería y Tecnología, Viamonte 1526 6a, (C1055ABD) Buenos Aires, Argentina.
gguidolavalle@candoit.com.ar, <http://www.candoit.com.ar>

Palabras Clave: separadores de fases, petróleo, skimmer, drift-flux, CFD

Resumen. Los procesos de separación de fases son inherentemente complejos, involucrando fenómenos tales como: corrientes de densidad, coalescencia y rotura de gotas, y sensibilidad a surfactantes, entre otros. Muchos equipos utilizados en la industria del petróleo se siguen diseñando, sobre todo en nuestro país, en base a la experiencia y a la “tradición” de lo que el negocio considera diseños aceptables, sin incorporar aún las herramientas disponibles de Fluidodinámica Computacional. El presente trabajo se enmarca en una línea orientada a desarrollar modelos de simulación para analizar procesos de separación de fases, basados en modelos para flujos multifásicos, capaces de ser utilizados en forma eficaz para el análisis, optimización, y diseño de componentes para la industria del petróleo. Se utiliza un modelo del tipo drift-flux, que permite un razonable equilibrio entre representación adecuada de la realidad y costo computacional. Se presenta una modificación a un programa de código abierto desarrollado originalmente por otros autores para la decantación de sólidos en el tratamiento de aguas servidas, con el objeto de aplicarlo a la simulación de problemas de equipos separadores de agua y petróleo. La modificación más importante es un cambio en la forma de interpolación del flujo difusivo, para la que se propuso un esquema del tipo *downwind*. Se verificó el modelo propuesto en un caso unidimensional. Finalmente, se aplicó el modelo a un problema real de verificación y optimización del diseño de un tanque separador existente de tipo *skimmer*, realizándose simulaciones transitorias bi- y tridimensionales. Se presentan resultados para el diseño original, y para una variante del mismo. Los resultados obtenidos permitieron encontrar oportunidades de mejora en el diseño del tanque, que no se presentan por razones de confidencialidad.

1. INTRODUCCION

Los procesos de separación de fases son inherentemente complejos, involucrando fenómenos tales como: corrientes de densidad, coalescencia y rotura de gotas, modificación del nivel de turbulencia por presencia de la fase dispersa, y sensibilidad a surfactantes, entre otros. Muchos equipos utilizados en la industria del petróleo se siguen diseñando, sobre todo en nuestro país, en base a la experiencia y a la “tradición” de lo que el negocio considera diseños aceptables, sin incorporar aún las herramientas disponibles en Fluidodinámica Computacional. Adicionalmente, dado lo costoso y técnicamente dificultoso de instrumentar internamente estos equipos, pocas veces se tiene idea cabal de qué está ocurriendo dentro de ellos, y en muchas ocasiones no es fácil entender por qué no se comportan como se había pensado originalmente, con las consecuentes pérdidas de eficiencia y/o eficacia, discontinuidades en la línea de producción, y otros problemas.

Dada la importancia económica del negocio del petróleo, el desarrollo local de conocimientos, capacidades, y herramientas de simulación adecuadas para el correcto diseño de componentes de esta industria cobra singular importancia. Las simulaciones numéricas, cuando se realizan con el suficiente conocimiento y el correspondiente cuidado, arrojan luz y enorme grado de detalle acerca de los fenómenos que se producen en cada punto, para cada instante, y para cada variable de proceso dentro de estos equipos, permitiendo mejorar diseños existentes o repensar completamente conceptos desde su misma base.

El presente trabajo se enmarca en una línea orientada a desarrollar modelos de simulación para analizar procesos de separación de fases, basados en modelos para flujos multifásicos, capaces de ser utilizados en forma eficaz para el análisis, optimización, y diseño de componentes para la industria del petróleo. Se utiliza un modelo del tipo drift-flux, que permite un razonable equilibrio entre representación adecuada de la realidad y costo computacional. El modelo de drift-flux, como todos los modelos de campo para flujo multifase, se basa en una visión estadística del flujo. No hay entidades identificables en estos modelos, sino sólo seudofluidos que se interpenetran, cada uno de los cuales ocupa todo el dominio.

Como herramienta de simulación se adaptó para este problema una aplicación ya disponible en el paquete de código libre OpenFOAM (<http://www.openfoam.org>). El cambio más importante fue la propuesta de una poco usual interpolación downwind en la ecuación de transporte de masa que permitió mantener la variable concentración de petróleo dentro de sus límites naturales 0 y 1 sin introducir correcciones artificiales que terminan produciendo pérdidas y ganancias espúreas de masa.

Se presenta un caso simple en el que se estudia el comportamiento del modelo, y simulaciones transitorias bi- y tridimensionales de un equipo de separación de petróleo del tipo skimmer correspondiente a la primera etapa del proceso de purificación del agua de proceso, previo a su reinyección en el pozo, en procesos de extracción secundaria.

2. TRABAJOS PREVIOS

Desde hace muchos años, y aún en la actualidad, el rendimiento de estos tanques se aproxima en la industria petrolera basándose en el método de tiempo de residencia (RTD). Básicamente este método propone obtener el tiempo que la mezcla pasa en el separador mediante el cociente entre el volumen del tanque y el caudal de mezcla, obteniendo luego de aquí una aproximación de la cantidad de petróleo que se llega a separar del agua.

Simmons *et al.* (2004) presentan un análisis de tanques separadores aplicando esta teoría, con un modelo matemático llamado Modelo del Camino Alternativo, APM por sus siglas en

ingles (Alternative Path Model). Al contrastar estos resultados con experimentos realizados con respaldo de British Petroleum, obtuvieron resultados satisfactorios, pero notaron la presencia de flujos secundarios dentro de los tanques lo que deja en claro que el comportamiento del fluido dentro del dispositivo no es tan simple como propone el método de tiempo de residencia. En la introducción de dicho estudio, se especifica además que la capacidad computacional del momento no era suficiente para aplicar CFD a este tipo de fenómenos.

Lee y Frankiewicz (2005) utilizan CFD para el diseño interno de un tanque del tipo skimmer, aplicando un modelo estacionario monofásico para simular el comportamiento del flujo de agua pura dentro del tanque, y luego el modelo Volume Of Fluids (VOF), para analizar el tiempo de residencia y el recorrido de partículas inyectadas de petróleo.

En relación con este último y con otros trabajos que consideran como válido el campo de flujo obtenido con un modelo monofásico, nuestra experiencia indica que las fuerzas boyantes prevalecen por sobre las fuerzas de inercia inclusive para muy bajas concentraciones, del orden de una parte por mil. Numerosas simulaciones con el modelo de drift-flux en tanques de distinto diseño y dimensiones nos confirmaron que el patrón de flujo de la mezcla dentro del tanque es dominado por corrientes de densidad, siendo por lo tanto notablemente diferente del monofásico.

Abdulkadir y Hernandez-Perez (2010), por ejemplo, sí tienen en cuenta este punto, presentando una aproximación mediante CFD multifásico del flujo dentro de un tanque tipo FWKO (free-water knock-out), que conforma una parte del proceso de obtención de purificación del petróleo a la salida del pozo. En este caso se calcula el comportamiento *estacionario* del fluido en una malla bidimensional, utilizando un modelo Euleriano de dos fases miscibles, que sí pone en evidencia la notable influencia de las fuerzas boyantes.

3. DESCRIPCION DEL MODELO

Para este trabajo se utilizó una versión levemente modificada de la aplicación *settlingFoam*, Brennan (2001) desarrollada con el paquete OpenFOAM en el marco de una tesis doctoral sobre modelado de tanques decantadores de aguas servidas. El mismo se basa en el modelo de drift-flux, Ishii (1975), cuya característica principal es considerar a la mezcla como un solo pseudofluido y no como dos fases separadas, e introduce el concepto de velocidad de deslizamiento para tener en cuenta la diferencia de velocidad entre las fases.

A continuación se detalla el desarrollo del modelo de drift-flux a partir del modelo de dos fluidos, más completo pero también más costoso desde el punto de vista computacional.

3.1. Modelo de dos fluidos

Siguiendo a Drew y Passman (1998) - §6.1, un fluido multicomponente o mezcla consiste en "...partículas rodeadas de uno o más medios continuos, o una matriz porosa identificable a través de la cual uno o más de los medios continuos están dispersos.". En lo que resta de esta sección, se presentan los fundamentos teóricos para modelar este tipo de flujos de alta complejidad por medio del llamado modelo de dos fluidos, Ishii (1987).

3.1.1. Ecuaciones genéricas de conservación

Las ecuaciones de conservación asociadas al movimiento de materiales se pueden expresar de la siguiente forma general, Drew y Passman (1998) - §8.1:

$$\frac{\partial \rho \Psi}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \Psi \mathbf{u} = \nabla \cdot \mathbf{J} + \rho \mathbf{f}, \quad (1)$$

donde ρ es la densidad, \mathbf{u} es la velocidad, Ψ es la cantidad conservada, \mathbf{J} es el flujo, y \mathbf{f} es la densidad de la fuente.

En flujos multifásicos, las ecuaciones mencionadas son solo válidas dentro de cada fase. En la interfase entre los materiales, se deben cumplir adicionalmente las siguientes *condiciones de salto*:

$$[\rho\Psi(\mathbf{u} - \mathbf{u}_i) + \mathbf{J}] \cdot \mathbf{n} = m . \quad (2)$$

Estas ecuaciones genéricas pueden ser particularizadas para flujos adiabáticos a fin de obtener los principios de conservación de masa y momento, efectuando las sustituciones expresadas en la Tabla 1:

Conservación	Ψ	\mathbf{J}	\mathbf{f}	m
Masa	1	$\mathbf{0}$	$\mathbf{0}$	$\mathbf{0}$
Momento	\mathbf{u}	\mathbf{T}	\mathbf{b}	σ

Tabla 1: especificación de símbolos generales

donde \mathbf{T} , \mathbf{b} y σ son el tensor de tensiones, las fuerzas volumétricas, y las fuerzas interfaciales, respectivamente.

3.1.2. La función característica

Introducimos la función *indicador de fase* o *característica*, X_k , definida según

$$X_k(\mathbf{x}, t) = \begin{cases} 1 & \text{si } \mathbf{x} \in k \text{ en el tiempo } t, \\ 0 & \text{en caso contrario.} \end{cases} \quad (3)$$

Es importante remarcar que el indicador de fase selecciona *únicamente* la fase correspondiente, ignorando no solo las demás fases, sino también las interfases. La siguiente relación, conocida como *ecuación topológica*, Drew y Passman (1998) - §9.1.3, es válida para la función característica:

$$\frac{\partial X_k}{\partial t} + \mathbf{u}_i \cdot \nabla X_k = 0 , \quad (4)$$

donde \mathbf{u}_i es la velocidad de la interfase.

Utilizando esta función, y el proceso de promediado llamado “ensemble averaging”, Drew y Passman (1998) - §11.2, se definen las variables promediadas α_k , ρ_k , p_k y \mathbf{u}_k como

$$\begin{aligned} \alpha_k &= \overline{X_k} , \\ \rho_k &= \overline{X_k \rho} / \alpha_k , \\ p_k &= \overline{X_k p} / \alpha_k , \\ \mathbf{u}_k &= \overline{X_k \rho \mathbf{u}} / \alpha_k \rho_k , \end{aligned} \quad (5)$$

donde $\overline{(\cdot)}$ expresa el operador promedio. Salvo que se establezca lo contrario, se entiende que todas las variables con subíndice k son variables promedio obtenidas por “ensemble averaging” con la función característica X_k .

3.1.3. Ecuaciones promediadas

Las ecuaciones promediadas de balance se obtienen extrayendo el producto de la ecuación genérica con X_k , y luego aplicando el proceso de promediado. Se expresa:

$$\frac{\partial \overline{X_k \rho \Psi}}{\partial t} + \nabla \cdot \overline{X_k \rho \Psi \mathbf{u}} - \nabla \cdot \overline{X_k \mathbf{J}} - \overline{X_k \rho \mathbf{f}} = \overline{\rho \Psi \left(\frac{\partial X_k}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla X_k \right)} - \overline{\mathbf{J} \cdot \nabla X_k} . \quad (6)$$

Utilizando la ecuación topológica, se puede reducir el lado derecho de la ecuación anterior para obtener

$$\frac{\partial \overline{X_k \rho \Psi}}{\partial t} + \nabla \cdot \overline{X_k \rho \Psi \mathbf{u}} - \nabla \cdot \overline{X_k \mathbf{J}} - \overline{X_k \rho \mathbf{f}} = \overline{[\rho \Psi (\mathbf{u} - \mathbf{u}_i) - \mathbf{J}] \cdot \nabla X_k}. \quad (7)$$

Teniendo en cuenta el hecho de que en la presente aplicación a separadores de agua y petróleo no hay transferencia de masa entre las fases, es decir $\mathbf{u} = \mathbf{u}_i$ en la interfase, la ecuación anterior se puede reducir a

$$\frac{\partial \overline{X_k \rho \Psi}}{\partial t} + \nabla \cdot \overline{X_k \rho \Psi \mathbf{u}} - \nabla \cdot \overline{X_k \mathbf{J}} - \overline{X_k \rho \mathbf{f}} = 0. \quad (8)$$

Definimos el campo de fluctuaciones de velocidad

$$\mathbf{u}'_k = \mathbf{u} - \mathbf{u}_k, \quad (9)$$

y el tensor de tensiones de Reynolds correspondiente

$$\tau_k^{Re} = -\overline{X_k \rho \mathbf{u}'_k \mathbf{u}'_k} / \alpha_k. \quad (10)$$

A su vez definimos la fuerza interfacial

$$\mathbf{M}_k = -\overline{\mathbf{T} \cdot \nabla X_k}, \quad (11)$$

que contiene todas las fuerzas de interacción entre las fases. Finalmente, definimos el desviador de tensiones promedio τ_k

$$\tau_k = \overline{X_k \mathbf{T}} / \alpha_k + P_k \mathbf{I}, \quad (12)$$

donde P_k es la presión de fase k y \mathbf{I} es el tensor identidad.

Ahora, utilizando estas definiciones y otras expresadas anteriormente, podemos expresar la Ec.(8) usando las variables promediadas, en forma separada para la conservación de masa y momento promediada para cada fase k , [Drew y Passman \(1998\)](#) - §11.3, como

$$\frac{\partial \alpha_k \rho_k}{\partial t} + \nabla \cdot \alpha_k \rho_k \mathbf{u}_k = 0 \quad (13)$$

$$\frac{\partial \alpha_k \rho_k \mathbf{u}_k}{\partial t} + \nabla \cdot \alpha_k \rho_k \mathbf{u}_k \mathbf{u}_k = -\nabla (\alpha_k p_k) + \nabla \cdot \alpha_k (\tau_k + \tau_k^{Re}) + \alpha_k \rho_k \mathbf{g} + \mathbf{M}_k. \quad (14)$$

3.2. Derivación del modelo de drift-flux a partir del modelo de dos fluidos

3.2.1. Continuidad de la mezcla

Comenzamos sumando las ecuaciones de continuidad para el agua ($k = 1$) y el petróleo ($k = 2$), quedando

$$\sum_{k=1}^2 \left[\frac{\partial \alpha_k \rho_k}{\partial t} + \nabla \cdot \alpha_k \rho_k \mathbf{u}_k \right] = \frac{\partial (\alpha_1 \rho_1 + \alpha_2 \rho_2)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_1 \rho_1 \mathbf{u}_1 + \alpha_2 \rho_2 \mathbf{u}_2) = 0 \quad (15)$$

Por definición, [Ishii \(1975\)](#) - §11.3, las propiedades de la mezcla cumplen

$$\rho_m = \alpha_1 \rho_1 + \alpha_2 \rho_2 \quad (16)$$

$$\mathbf{u}_1 = \mathbf{u}_{1m} + \mathbf{u}_m \quad (17)$$

$$\mathbf{u}_2 = \mathbf{u}_{2m} + \mathbf{u}_m \quad (18)$$

$$0 = \alpha_1 \rho_1 \mathbf{u}_{1m} + \alpha_1 \rho_1 \mathbf{u}_{1m} \quad (19)$$

donde

- ρ_m densidad de la mezcla
- \mathbf{u}_m velocidad de la mezcla
- \mathbf{u}_{1m} velocidad de la fase 1 relativa al centro de masa de la mezcla
- \mathbf{u}_{2m} velocidad de la fase 2 relativa al centro de masa de la mezcla

El segundo término de la ecuación (15) puede ser reescrito usando las ecuaciones (17) y (18), obteniendo

$$\alpha_1 \rho_1 \mathbf{u}_1 + \alpha_2 \rho_2 \mathbf{u}_2 = \alpha_1 \rho_1 \mathbf{u}_m + \alpha_2 \rho_2 \mathbf{u}_m + \alpha_1 \rho_1 \mathbf{u}_{1m} + \alpha_2 \rho_2 \mathbf{u}_{2m}. \quad (20)$$

Sustituyendo (16) y (19) en la ecuación anterior obtenemos

$$\alpha_1 \rho_1 \mathbf{u}_1 + \alpha_2 \rho_2 \mathbf{u}_2 = (\alpha_1 \rho_1 + \alpha_2 \rho_2) \mathbf{u}_m = \rho_m \mathbf{u}_m. \quad (21)$$

Por lo tanto, la ecuación de continuidad de la mezcla queda

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \nabla \cdot \rho_m \mathbf{u}_m = 0. \quad (22)$$

3.2.2. Ecuación de momento de la mezcla

Tal como hicimos en el caso de la ecuación de continuidad, comenzamos sumando las ecuaciones de momento de las dos fases

$$\sum_{k=1}^2 \left\{ \frac{\partial(\alpha_k \rho_k \mathbf{u}_k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \mathbf{u}_k \mathbf{u}_k) \right\} = \sum_{k=1}^2 \left\{ -\nabla \cdot (\alpha_k P_k) + \nabla \cdot [\alpha_k (\tau_k + \tau_k)^t] + \alpha_k \rho_k \mathbf{g}_k + \mathbf{M}_k \right\} \quad (23)$$

Primero, nos ocuparemos del lado izquierdo de la ecuación. Los términos de la derivada parcial temporal se pueden escribir como

$$\frac{\partial \alpha_1 \rho_1 \mathbf{u}_1}{\partial t} + \frac{\partial \alpha_2 \rho_2 \mathbf{u}_2}{\partial t} = \frac{\partial \rho_m \mathbf{u}_m}{\partial t} \quad (24)$$

Los términos convectivos restantes resultan a su vez

$$\begin{aligned} \alpha_1 \rho_1 \mathbf{u}_1 \mathbf{u}_1 + \alpha_2 \rho_2 \mathbf{u}_2 \mathbf{u}_2 &= \alpha_1 \rho_1 [\mathbf{u}_{1m}^2 + 2\mathbf{u}_{1m} \mathbf{u}_m + \mathbf{u}_m^2] + \alpha_2 \rho_2 [(\mathbf{u}_{2m})^2 + 2\mathbf{u}_{2m} \mathbf{u}_m + \mathbf{u}_m^2] \\ &= \alpha_1 \rho_1 \mathbf{u}_{1m}^2 + \alpha_2 \rho_2 \mathbf{u}_{2m}^2 + 2[\alpha_1 \rho_1 \mathbf{u}_{1m} + \alpha_2 \rho_2 \mathbf{u}_{2m}] \mathbf{u}_m \\ &\quad + [\alpha_1 \rho_1 + \alpha_2 \rho_2] \mathbf{u}_m^2 \\ &= \rho_m \mathbf{u}_m \mathbf{u}_m + \alpha_1 \rho_1 \mathbf{u}_{1m} \mathbf{u}_{1m} + \alpha_2 \rho_2 \mathbf{u}_{2m} \mathbf{u}_{2m} \\ &= \rho_m \mathbf{u}_m \mathbf{u}_m + \sum \alpha_k \rho_k \mathbf{u}_{km} \mathbf{u}_{km} \end{aligned} \quad (25)$$

donde se han aprovechado las relaciones (18) y (19).

Respecto de los términos del lado derecho, la presión y las tensiones medias aparecen por definición, con

$$\alpha_1 P_1 + \alpha_2 P_2 = P_m, \quad (26)$$

$$\alpha_1 \tau_1 + \alpha_2 \tau_2 = \tau_m, \quad (27)$$

$$\alpha_1 \tau_1^{Re} + \alpha_2 \tau_2^{Re} = \tau_m^{Re}. \quad (28)$$

El término gravitatorio, a su vez, se puede escribir como

$$\alpha_1 \rho_1 \mathbf{g} + \alpha_2 \rho_2 \mathbf{g} = \rho_m \mathbf{g}. \quad (29)$$

Finalmente, debe notarse que las fuerzas interfaciales se cancelan por el principio de acción y reacción, y por lo tanto

$$\sum_{k=1}^2 \mathbf{M}_k = 0 \quad (30)$$

La ecuación de momento de la mezcla toma entonces la forma

$$\frac{\partial \rho_m \mathbf{u}_m}{\partial t} + \nabla \cdot \rho_m \mathbf{u}_m \mathbf{u}_m = -\nabla \cdot P_m + \nabla \cdot \left(\tau_m + \tau_m^{Re} - \sum \alpha_k \rho_k \mathbf{u}_{km} \mathbf{u}_{km} \right) + \rho_m \mathbf{g}. \quad (31)$$

Para poder cerrar el sistema, debemos modelar de alguna manera el término $\sum \alpha_k \rho_k \mathbf{u}_{km} \mathbf{u}_{km}$, donde aparecen las velocidades de las fases relativas al centro de masa, \mathbf{u}_{km} . Comenzamos utilizando la relación expresada en la ecuación (25), es decir

$$\alpha_1 \rho_1 \mathbf{u}_1 \mathbf{u}_1 + \alpha_2 \rho_2 \mathbf{u}_2 \mathbf{u}_2 = \rho_m \mathbf{u}_m \mathbf{u}_m + \sum \alpha_k \rho_k \mathbf{u}_{km} \mathbf{u}_{km} \quad (32)$$

Usaremos las relaciones

$$\mathbf{u}_{1m} = \frac{-\alpha_2 \rho_2}{\alpha_1 \rho_1} \mathbf{u}_{2j}; \quad \alpha_1 \neq 0, \quad (33)$$

$$\mathbf{u}_{2m} = \frac{\rho_1}{\rho_m} \mathbf{u}_{2j}, \quad (34)$$

donde \mathbf{u}_{2j} es el flujo volumétrico de la fase 2 respecto de la mezcla, sobre el que volveremos más adelante.

Manipulando los términos de la sumatoria del lado derecho de la Ec.(32), podemos escribir

$$\begin{aligned} \alpha_1 \rho_1 \mathbf{u}_{1m} \mathbf{u}_{1m} + \alpha_2 \rho_2 \mathbf{u}_{2m} \mathbf{u}_{2m} &= \alpha_1 \rho_1 \left(\frac{\alpha_2 \rho_2}{\alpha_1 \rho_m} \right)^2 \mathbf{u}_{2j} \mathbf{u}_{2j} + \alpha_2 \rho_2 \left(\frac{\rho_1}{\rho_m} \right)^2 \mathbf{u}_{2j} \mathbf{u}_{2j} \\ &= \frac{\alpha_2 \rho_1 \rho_2}{\rho_m^2} \mathbf{u}_{2j} \mathbf{u}_{2j} \left(\frac{\alpha_2 \rho_2}{\alpha_1} + \rho_1 \right) \\ &= \frac{\alpha_2 \rho_1 \rho_2}{\rho_m^2} \mathbf{u}_{2j} \mathbf{u}_{2j} \left(\frac{\alpha_2 \rho_2}{\alpha_1} + \frac{\rho_1 \alpha_1}{\alpha_1} \right) \\ &= \frac{\alpha_2 \rho_1 \rho_2}{(1 - \alpha_2) \rho_m} \mathbf{u}_{2j} \mathbf{u}_{2j}. \end{aligned} \quad (35)$$

Finalmente, entonces, la ecuación de momento de la mezcla queda

$$\frac{\partial \rho_m \mathbf{u}_m}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \mathbf{u}_m \mathbf{u}_m) = -\nabla \cdot P_m + \nabla \cdot (\tau + \tau^t) - \nabla \cdot \left[\frac{\alpha_2 \rho_1 \rho_2}{(1 - \alpha_2) \rho_m} \mathbf{u}_{2j} \mathbf{u}_{2j} \right] + \rho_m \mathbf{g}. \quad (36)$$

Es importante mencionar que el modelo de drift-flux requiere la especificación de la velocidad \mathbf{u}_{2j} , llamada también velocidad de deslizamiento. En general, esta velocidad se especifica como función de la concentración de la fase dispersa, es decir

$$\mathbf{u}_{2j} = \mathbf{u}_{2j}(\alpha_2). \quad (37)$$

La fase dispersa es en este caso el petróleo, si bien en el caso de los separadores de fases de los cuales nos ocupamos en este trabajo, el petróleo aparece en algunas situaciones en el papel de fase continua, conteniendo agua *no separable* como fase dispersa.

3.2.3. Ecuación de continuidad para la fase dispersa

A las ecuaciones de continuidad y momento de la mezcla desarrolladas arriba, se debe sumar una ecuación adicional que permita calcular la fracción de petróleo, es decir α_2 . Recordemos que la ecuación de continuidad de la fase 2 puede escribirse como

$$\frac{\partial \alpha_2 \rho_2}{\partial t} + \nabla \cdot \alpha_2 \rho_2 \mathbf{u}_2 = 0. \quad (38)$$

Utilizando las ecuaciones (18) y (34) la podemos reescribir como

$$\frac{\partial \alpha_2 \rho_2}{\partial t} + \nabla \cdot \left[\alpha_2 \rho_2 \left(\mathbf{u}_m + \frac{\rho_1}{\rho_m} \mathbf{u}_{2j} \right) \right] = 0. \quad (39)$$

Reordenando, la forma final de la ecuación de continuidad para la fase dispersa resulta

$$\frac{\partial \alpha_2 \rho_2}{\partial t} + \nabla \cdot \alpha_2 \rho_2 \mathbf{u}_m = -\nabla \cdot \left(\frac{\alpha_2 \rho_1 \rho_2}{\rho_m} \right) \mathbf{u}_{2j}. \quad (40)$$

3.2.4. Tratamiento de la restricción en las concentraciones

Las concentraciones α_k están limitadas a tomar valores positivos y a cumplir la restricción algebraica

$$\sum_{k=1}^2 \alpha_k = 1. \quad (41)$$

Calculando α_2 con la Ec.(40), y evaluando posteriormente α_1 con la (41), se asegura su cumplimiento. Resta sin embargo restringir las soluciones posibles para α_2 al rango $[0, 1]$ para no generar soluciones no realistas. Para esta aplicación en particular, es normal además encontrar situaciones en donde parte del agua queda atrapada en la matriz continua de petróleo, y puede considerarse inseparable a los fines prácticos de la simulación. Debido a esto, la concentración α_2 no alcanza nunca el valor 1, quedando limitada por debajo de una concentración máxima α_{max} , cuyo valor debe ser determinado para cada caso particular. Esto se puede modelar, por ejemplo, haciendo que para esta concentración o cualquiera superior se anule la velocidad de deslizamiento $\mathbf{u}_{2j}(\alpha_2)$, obligando de esta manera a ambas fases a moverse en forma conjunta impidiendo la separación de las mismas.

En la implementación original de Brennan (2001) la restricción sobre los valores de concentración se impone a posteriori simplemente truncando en cada iteración por debajo y por arriba el campo $\alpha_2(\mathbf{r}, t)$ para mantenerlo dentro del rango válido. Esta solución, que aparentemente funcionó para los casos mostrados por Brennan (2001), se reveló como no adecuada para la presente aplicación al área petróleo, produciendo efectos espúreos de creación y destrucción de masa de petróleo, sobre todo en zonas de alta concentración del mismo.

Para solucionar este problema se eliminó el truncamiento y se modificó la forma en que se discretiza por volúmenes de control la ecuación de transporte (40).

La idea en que se basa la solución es la siguiente. Consideremos dos volúmenes de control adyacentes, que comparten una dada cara. El flujo de petróleo a través de la cara tiene dos contribuciones, una convectiva y otra “difusiva”, estando esta última representada en el modelo de drift-flux por la velocidad de deslizamiento ya mencionada, la cuál debe ser evaluada en esa cara.

En Brennan (2001), las velocidades de deslizamiento se calculan en base a las concentraciones en los volúmenes de control adyacentes por esa cara, y se interpola linealmente esta velocidad en la cara. Nuestra propuesta es utilizar la concentración de petróleo del volumen de control que se encuentra aguas abajo (downwind) respecto de esa cara para calcular la velocidad de deslizamiento que se usará para evaluar los flujos de petróleo entre volúmenes de control vecinos. De esta manera, por ejemplo, si el volumen de control aguas abajo ya tiene una concentración α_{max} la velocidad de deslizamiento utilizada para calcular el flujo difusivo tendrá valor nulo, impidiendo la llegada de más petróleo a este volumen de control por este mecanismo.

4. MODELO NUMÉRICO

Como ya se dijo, en este trabajo utilizamos una versión ligeramente modificada del programa *settlingFoam*, Brennan (2001).

Las modificaciones implicaron el cambio mencionado anteriormente respecto de la interpolación downwind del flujo difusivo, y la utilización de una función diferente para la especificación de la velocidad de deslizamiento como función de la concentración de petróleo, como se indica más adelante.

A continuación se expone un caso unidimensional que fue corrido a modo de benchmark en el cual se analiza el correcto funcionamiento del modelo, en particular respecto de que se cumpla la condición de conservación de masa.

El caso simulado corresponde a un tanque de altura $1m$ conteniendo en el instante inicial agua en reposo con una concentración uniforme de 10 % de petróleo, que corresponde a un valor inicial $\alpha_2(z, 0) = 0,1; \forall z \in [0, 1]$. Se analiza la evolución temporal de la concentración de petróleo en función de la posición vertical.

Se simulan cinco variantes cuya única diferencia es la forma de la curva que relaciona la velocidad de deslizamiento con la concentración, para analizar la sensibilidad de la simulación a dicha variación. Dicha dependencia se definió como

$$\mathbf{u}_{2j}(\alpha_2|V_0, \alpha_{max}, a) = V_0 * (\alpha_{max} - \min(\alpha_2, \alpha_{max}))/\alpha_{max})^a, \quad (42)$$

donde los parámetros V_0 , α_{max} , y a , son respectivamente la velocidad máxima para el límite de concentración nula, la máxima fracción separable de petróleo, y un factor de forma.

Se propone una velocidad V_0 de $1,5mm/s$, correspondiente al ascenso de una gota de petróleo de diámetro $100\mu m$ aislada en agua en reposo, y una fracción separable máxima $\alpha_{max} = 0,4$. Se ensaya el comportamiento del modelo para diferentes valores del parámetro a , que resultan en las curvas de dependencia que se muestran en la Fig. 1.

De aquí en adelante, las referencias a α en textos y figuras corresponden a la variable α_2 , es decir, a la concentración de petróleo. La Fig. 2 muestra la malla del caso corrido, la concentración de petróleo en el dominio, y la representación del perfil de concentraciones en un gráfico cartesiano que muestra α en función de la altura del tanque, para un instante determinado. En la Fig. 3 se muestran todas las variantes del caso unidimensional, al tiempo $t = 5min$. La Fig. 4 expone el mismo perfil de la Fig. 3 pero para un tiempo avanzado donde, para casi todos los casos, el proceso de separación está prácticamente completo, es decir que la velocidad relativa entre las fases desaparece. Es de notar que en el último caso no fueron suficientes 17 horas de tiempo simulado para llegar a una situación estable, y que faltan todavía muchas más para lograrlo.

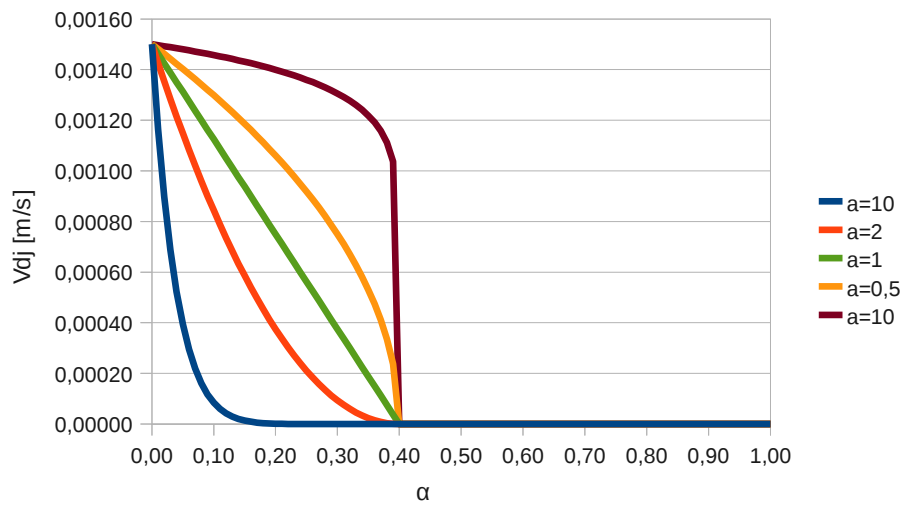


Figura 1: Curvas (α, V_{dj}) según a

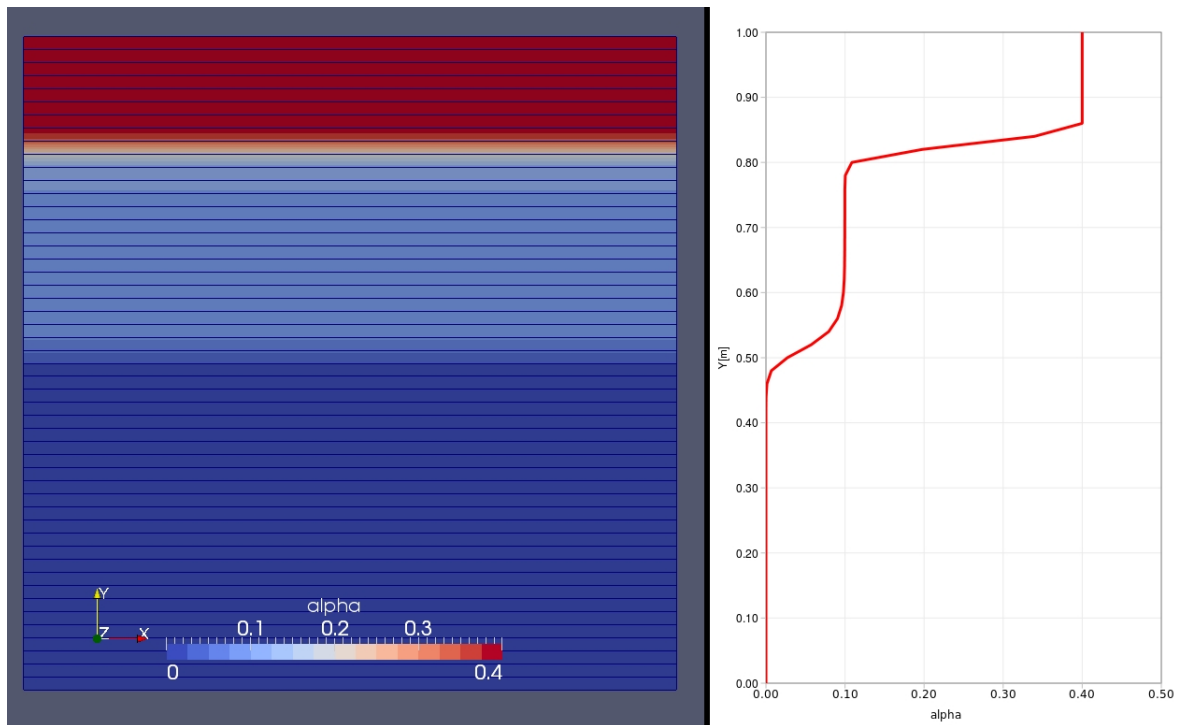


Figura 2: Izquierda: malla del caso y concentraciones α en el dominio para un dado instante t^* . Derecha: perfil $\alpha(z, t^*)$

Se observan claramente, en todos los casos las tres zonas que predice la teoría para este caso simple, con una zona inferior de agua pura con un frente que asciende a la velocidad de deslizamiento correspondiente a la concentración inicial, una zona intermedia que se va reduciendo manteniendo la concentración inicial, y una zona superior de alta concentración que desciende a una velocidad que depende también de la dependencia de la velocidad de deslizamiento con la concentración. En los casos en que la velocidad para la concentración inicial es alta, se alcanza a observar la formación de una capa de máxima concentración de petróleo conteniendo solamente agua no separable, mientras que en los últimos casos el tiempo de simulación fue

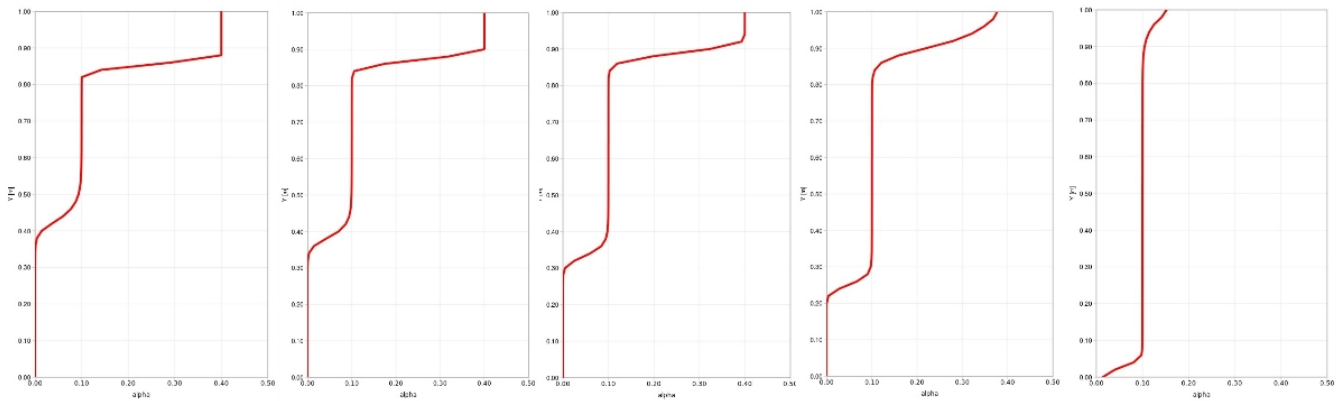


Figura 3: Perfil de concentraciones a lo alto del dominio para un tiempo de 5 minutos de simulación. $a=0,1$; $a=0,5$; $a=1$; $a=2$; $a=10$; respectivamente.

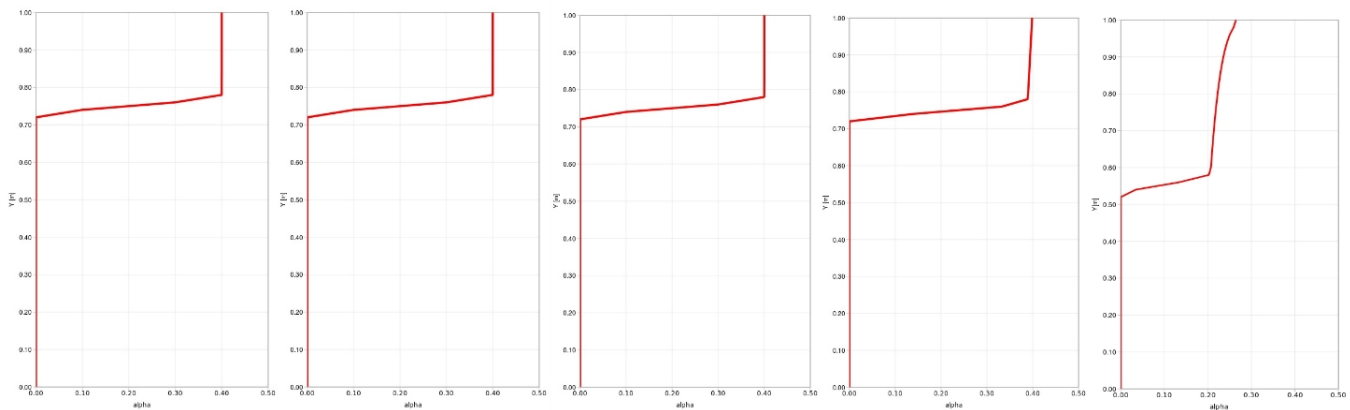


Figura 4: Perfil de concentraciones a lo alto del dominio, para las 5 variantes ($a=0,1$ hasta $a=10$ en ese orden), en tiempos $t = 560s$; $t = 650s$; $t = 700s$; $t = 2500s$; $t = 60000s$; respectivamente

insuficiente para que la misma comience a formarse.

En todos los casos se verificó la conservación de masa y la correcta limitación de la concentración de petróleo por debajo de la máxima especificada.

5. APLICACIÓN: TANQUE SKIMMER

5.1. Introducción y descripción del problema

Se aplicó el modelo desarrollado para determinar las características de funcionamiento de un tanque separador, existente y en funcionamiento en la industria, a fin de encontrar oportunidades de mejora en su diseño.

Se trata de un tanque de tipo *skimmer*, correspondiente a la primer etapa del proceso de purificación de agua extraída del crudo, que será reinyectada en el pozo. El objetivo es evitar daños a la formación, derivados de la mala calidad del agua de inyección. En nuestro caso, buscamos en nuestro diseño que el agua a la salida del tanque posea menos de una parte por millón de petróleo.

El diseño original del tanque, esquematizado en la Fig. 5, consiste en un cilindro de diámetro

$D = 9m$ y altura $H = 10m$. Posee un tubo central de radio $R = 0,203m$, y dos platos, ubicados a alturas $h_2 = 2m$ y $h_1 = 4m$, que separan la longitud del cilindro en una zona inferior Z_{if} debajo del primer plato, una zona intermedia Z_{im} entre ambos platos, y una zona superior Z_{sp} por encima del segundo plato. La mezcla de agua y petróleo se inyecta radialmente desde el tubo central en la zona intermedia, y se espera que el petróleo se acumule en la zona superior mientras que el agua limpia se extrae por la salida ubicada en la zona inferior.

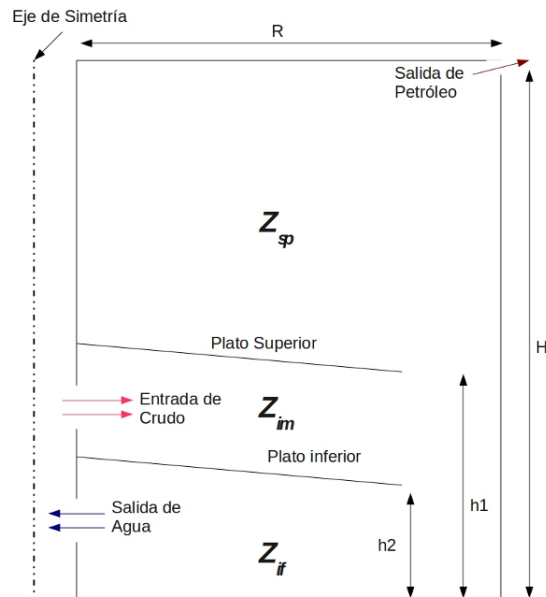


Figura 5: Esquema Básico del Tanque simulado

Este tanque operaría con un caudal $Q = 15000 m^3/dia$, para una mezcla de las siguientes características;

- Densidad del Agua $\rho_1 = 1013,3 kg/m^3$
- Densidad del Petróleo $\rho_2 = 872,6 kg/m^3$
- Fracción de petróleo en la entrada $\alpha = 0,001$ (1000 ppm)

La dependencia de la velocidad de deslizamiento se acordó con la empresa interesada, adoptándose una relación lineal (es decir, un valor unitario para el parámetro a), con una velocidad ascensional máxima $V_0 = 2mm/s$, y una concentración máxima $\alpha_{max} = 0,95$.

5.2. Simulación bidimensional

5.2.1. Diseño original

Debido a que la simetría geométrica del diseño en principio lo permite, se simuló el problema inicialmente como bidimensional con simetría de revolución. Se utiliza una malla estructurada de hexaedros, alineada con las paredes y los platos del tanque, que posee aproximadamente 30000 celdas y 60500 nodos. Dicha malla fue generada con la aplicación *blockMesh* de OpenFOAM.

Se simularon 12000 segundos de inyección, hasta lograr una patrón relativamente estable de flujos y concentraciones, a partir de una condición inicial con el tanque lleno de agua limpia en reposo. El petróleo se dejó acumular libremente en la zona superior, sin extraerlo.

La resolución se llevó a cabo utilizando un esquema de Euler explícito para el avance temporal, con un paso de simulación automático para mantener el número de Courant calculado con la velocidad de la mezcla en valores menores a 0,5.

El acoplamiento velocidad-presión se resolvió con un esquema PISO, y se utilizó el modelo $k - \epsilon$ para simular la turbulencia; para más detalles consultar [Brennan \(2001\)](#).

Para la resolución de los sistemas matriciales de las variables densidad y presión de la mezcla se utilizaron Gradientes Conjugados y para las restantes variables Gradientes Bi-Conjugados, en ambos casos, preconditionados.

La simulación demandó casi 100 horas de CPU en una PC con procesador intel Core i7-860, utilizando 2 de los 4 núcleos disponibles, con un paso temporal típico del orden de 40 milésimas de segundo.

En la Fig. 6 se muestra el campo de concentraciones de petróleo y las líneas de corriente de la mezcla al tiempo final de simulación. A su vez la Fig. 7 expone las líneas de corriente de agua y petróleo separadamente, calculadas a partir de los respectivos campos de velocidad, obtenidos de la velocidad media utilizando las ecuaciones (17), (18), (33) y (34).

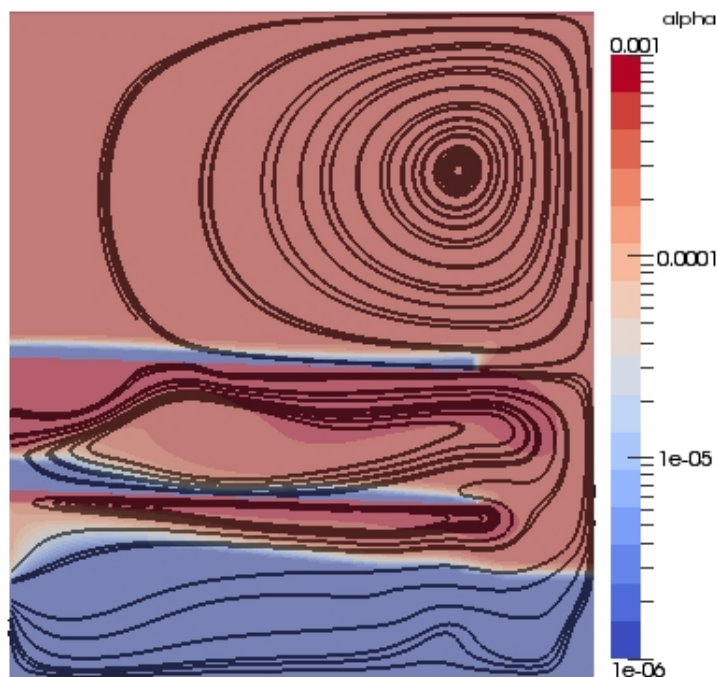


Figura 6: Diseño original, Concentraciones y líneas de flujo de mezcla

5.2.2. Variante

Se muestra a modo de ejemplo una de las variantes analizadas. Se propone un diseño muy similar al original, cuya única diferencia es el mayor ángulo del plato inferior a fin de dificultar el paso de petróleo hacia la zona inferior del tanque.

La Fig. 8 expone un esquema de la variante, resaltando la variación en el diseño.

Se puede ver en la Fig. 9 el resultado gráfico de la simulación de la variante.

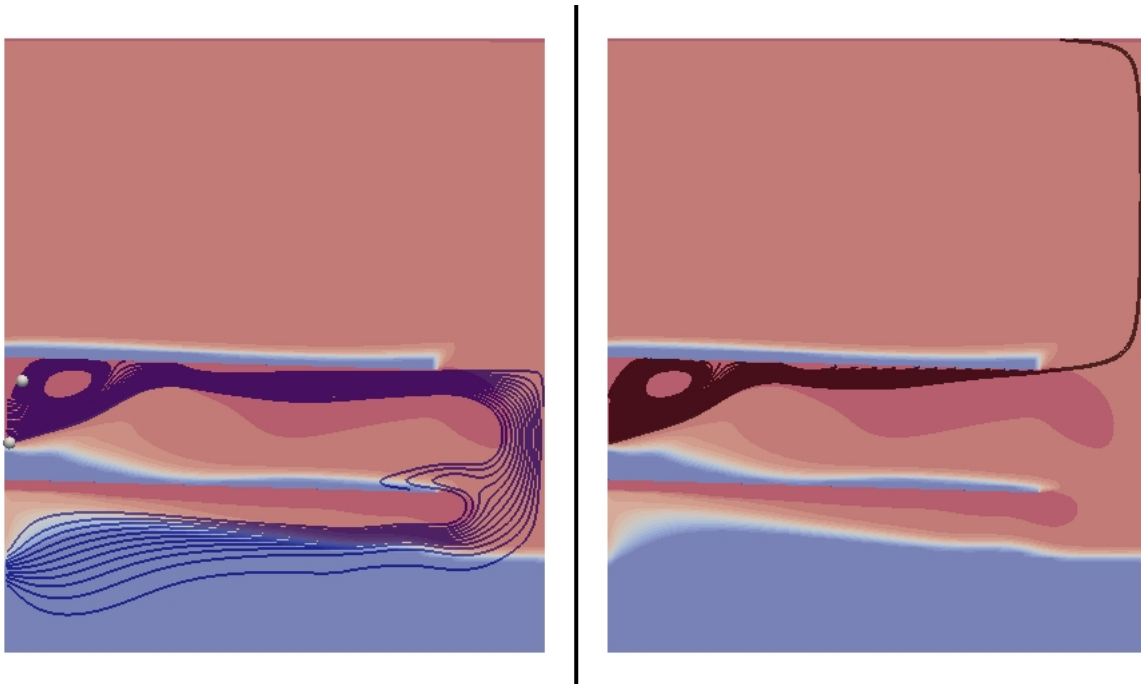


Figura 7: Diseño original / Izquierda: líneas de flujo de agua, Derecha: líneas de flujo de petróleo

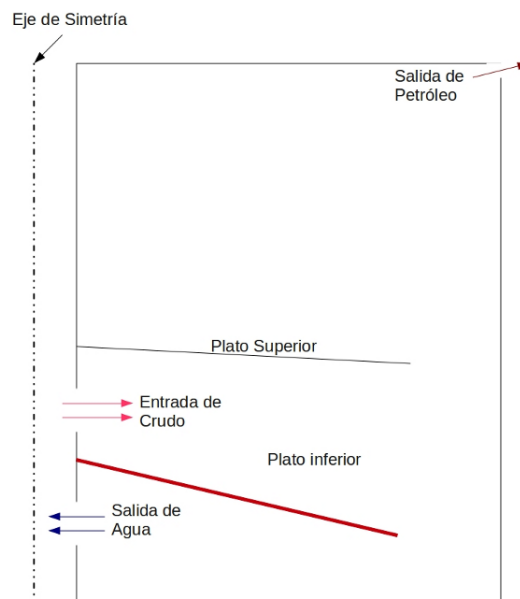


Figura 8: Esquema de la variante propuesta.

5.2.3. Análisis de los resultados

En el caso del diseño original, se puede observar que hay un flujo constante de petróleo desde la zona entre platos hacia la zona inferior del tanque de la cuál ya no puede escapar, por lo que sale petróleo constantemente por la salida.

En la variante mostrada se soluciona parcialmente dicho problema. Las concentraciones de petróleo a la salida son notablemente menores pero aún queda atrapada una burbuja de petróleo

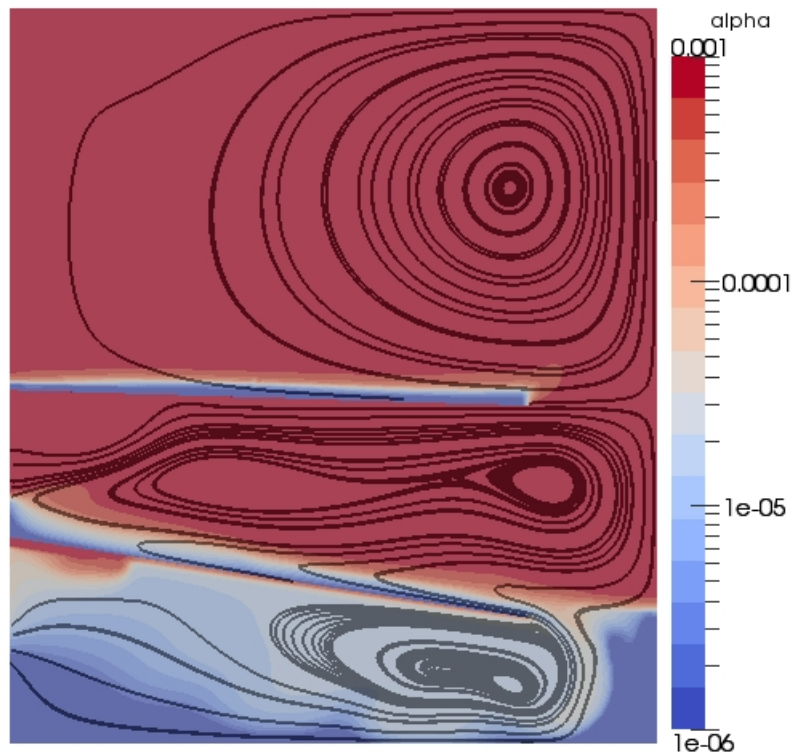


Figura 9: Variante, Concentraciones y líneas de flujo de mezcla

justo encima de la salida de agua, lo que no resulta conveniente. Además, al observar las líneas de flujo, se puede apreciar que el flujo en la zona inferior del tanque, entre el plato inferior y el piso, es más desordenado que en el diseño original, y dicha agitación se prefiere evitar ya que puede haber sólidos decantados en el piso del skimmer que podrían ser arrastrados hacia la salida.

Tras analizar otras variantes se llegó a un diseño de comportamiento superior que se reserva por motivos de confidencialidad.

5.3. Simulación tridimensional

Si bien la simetría de revolución presente en la geometría del tanque permite la existencia de flujos con esta simetría, de ninguna manera la asegura para un flujo con un número de Reynolds tan alto como el del presente problema, y menos aún con la alta no linealidad agregada por el acoplamiento entre las fuerzas boyantes y el transporte de fases. Por ello, es fundamental la verificación tridimensional de los resultados bidimensionales.

Se muestra a continuación como ejemplo el cálculo tridimensional del diseño original del skimmer expuesto en la sección anterior.

Por limitaciones de capacidad de cálculo se simuló la mitad del tanque, siendo conscientes de que esto deja fuera del alcance un subconjunto de los posibles modos de oscilación de la solución. La malla de simulación utilizada, con 528895 celdas hexahédricas y 664839 nodos, fue generada con la aplicación *snappyHexMesh* de OpenFOAM, y se muestra en la Fig. 10.

Se simularon 5500 segundos de inyección, a partir de una condición inicial con el tanque lleno de agua limpia en reposo. El petróleo se dejó acumular libremente en la zona superior, sin extraerlo.

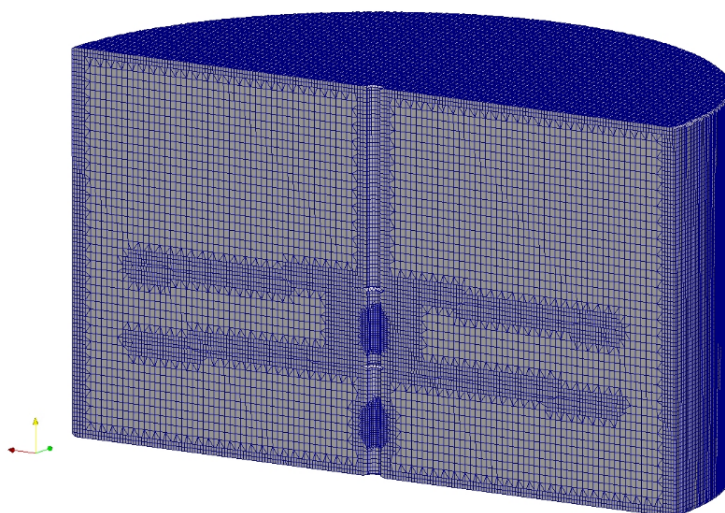


Figura 10: Diseño original. Malla 3D de volúmenes de control

La resolución se llevó a cabo utilizando un esquema de Euler explícito para el avance temporal, con un paso de simulación automático para mantener el número de Courant calculado con la velocidad de la mezcla en valores menores a 0,5. La simulación tardó aproximadamente una semana en un cluster compuesto por 3 PC intel Core-i7, utilizando en total 10 de los 12 núcleos disponibles, con un paso temporal típico del orden de 20 milésimas de segundo.

Los esquemas y resolvedores utilizados se corresponden con aquellos especificados para los cálculos 2D, salvo en el caso de la resolución de las matrices de presión para lo cual se utilizó un método multigrilla (GAMG en la notación de OpenFOAM).

Como se puede apreciar, la simetría no se mantiene completamente, y no se alcanza una situación tan estable como en el caso bidimensional. Sin embargo, las máximas oscilaciones y asimetrías transversales se observan en la zona superior, no siendo tan importantes en la zona inferior donde se realiza la extracción. En esta zona inferior y en la que se encuentra entre los platos, la solución tridimensional se corresponde bastante bien con la bidimensional, resultando por lo tanto esta última al menos útil para analizar cambios y sacar conclusiones con más rapidez, dejando al cálculo tridimensional el rol de verificación final de la propuesta de diseño.

Es importante notar sin embargo que en simulaciones tridimensionales realizadas por los autores con el mismo código, en tanques de diseño y dimensiones diferentes al del presente ejemplo, se observó la aparición de modos de oscilación tridimensionales, de magnitud a veces importante. Si bien estos modos se iniciaron a veces tempranamente debido a asimetrías presentes en la propia malla de simulación, una vez iniciados parecen mantenerse para siempre. Teniendo en cuenta que el caso real tendrá indudablemente muchas fuentes internas y externas de asimetría, ya sea relacionadas con geometría de los internos, fuerzas de Coriolis, variaciones de temperatura, y otras causas, es importante verificar los casos tridimensionales con corridas suficientemente largas como para permitir la aparición y crecimiento de estos modos.

6. CONCLUSIONES

Se presenta una modificación a un programa de código abierto desarrollado originalmente por otros autores para la decantación de sólidos en el tratamiento de aguas servidas, con el objeto de aplicarlo a la simulación de problemas de equipos separadores de agua y petróleo. Las modi-

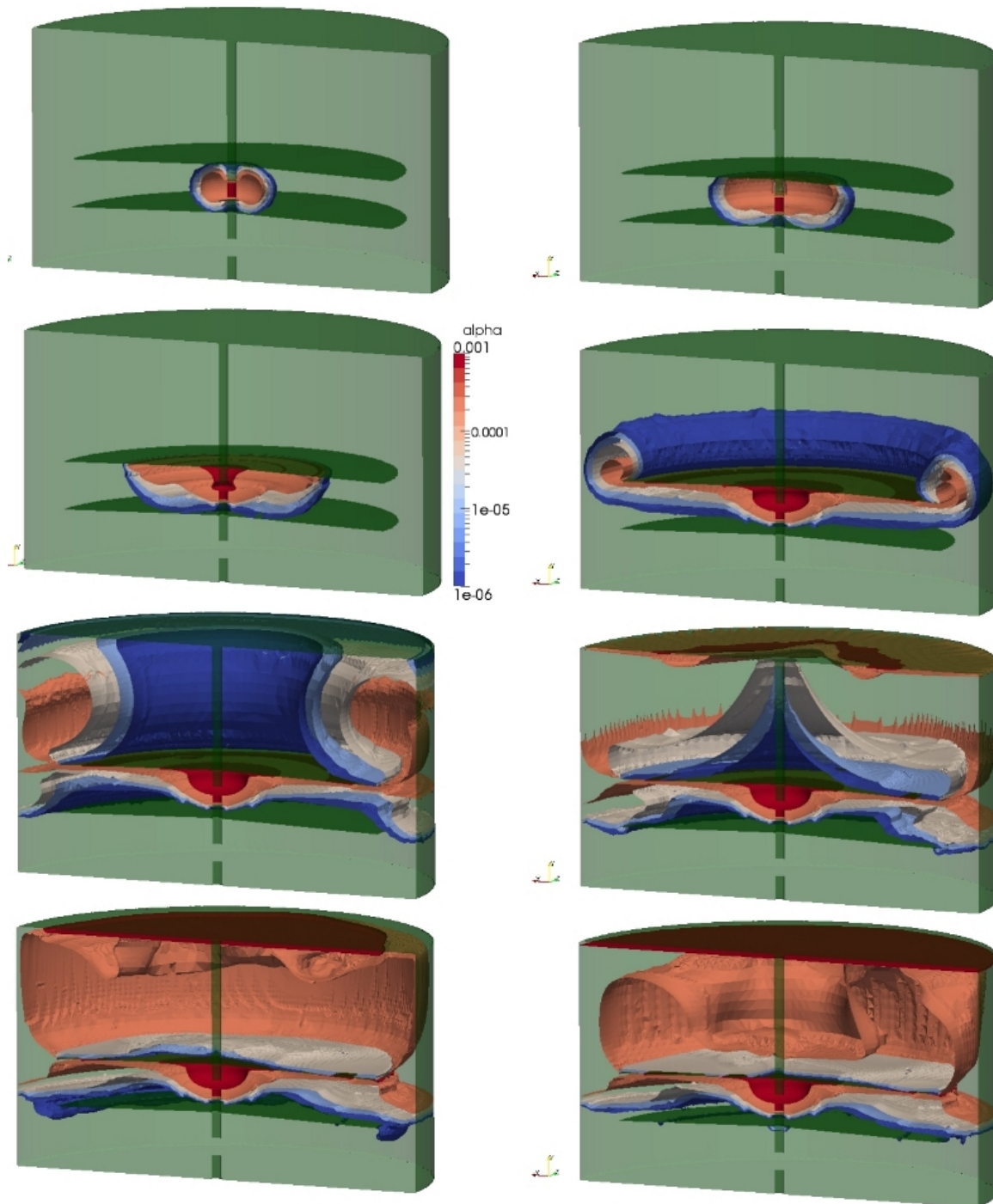


Figura 11: Superficies de iso-concentración de petróleo para diferentes instantes.

ficaciones implicaron mayormente un cambio en la forma de interpolación del flujo difusivo, para la que se propuso un esquema del tipo *downwind*, y la utilización de una función diferente para la especificación de la velocidad de deslizamiento como función de la concentración de petróleo. Se verificó el modelo propuesto en un caso unidimensional para el cual se conocen las principales características de la solución. En todos los casos se verificó la conservación de masa y la correcta limitación de la concentración de petróleo por debajo de la máxima especificada.

Finalmente, se aplicó el modelo a un problema real de verificación y optimización del diseño de un tanque separador existente de tipo *skimmer*, realizándose simulaciones transitorias bi- y tridimensionales. Se presentan resultados para el diseño original, y para una variante del mismo. Los resultados obtenidos permitieron encontrar oportunidades de mejora en el diseño del tanque, que no se presentan por razones de confidencialidad.

REFERENCIAS

- Abdulkadir M. y Hernandez-Perez V. The effect of mixture velocity and droplet diameter on oil-water separator using computational fluid dynamics (cfD). *World Academy of Science, Engineering and Technology*, 61, 2010.
- Brennan D. *The Numerical Simulation of Two-Phase Flows in Settling Tanks*. Tesis de Doctorado, Imperial College of Science, Technology, and Medicine. University of London, 2001.
- Drew D. y Passman S. *Theory of Multicomponent Fluids*, volumen App. Math. Sci. 135. Springer, 1998.
- Ishii M. *Thermo-Fluid Dynamic Theory of Two-Phase Flow*. Eyrolles, Paris, 1975.
- Ishii M. Two-fluid model for two-phase flow. *2nd Intl. Workshop on Two-Phase Flow Fundamentals, Rensselaer Polytechnic Institute, Troy, NY*, 1987.
- Lee C. y Frankiewicz T. The design of large diameter skim tanks using computational fluid dynamics (cfD) for maximum oil removal. *15th Annual Produced Water Seminar, Hilton NASA Clear Lake, Houston*, 2005.
- Simmons M., Komonibo E., Azzopardi B., y Dick D. Residence time distributions and flow behaviour within primary crude oil-water separators treating well-head fluids. *Trans IChemE, Part A, Chemical Engineering Research and Design*, páginas 1383–1390, 2004.