

MODELADO DE LA ACCIÓN DEL VIENTO SOBRE TANQUES EN EL INTERIOR DE UN DIQUE DE CONTENCIÓN

Luis M. Soria Castro^{a,b}, Sergio A. Elaskar^{a,b} y Luis A. Godoy^{a,b}

^a*Fac. de Cs. Exactas, Físicas y Naturales, Universidad Nacional de Córdoba, Av. Vélez Sarfield 1611, X5018JMX Córdoba, Argentina. lsoriacastr@conicet.gov.ar*

^bCONICET

Palabras Clave: CFD, presiones, viento, tanques.

Resumen. Una de las principales causas de falla estructural en los tanques de almacenamiento de líquidos de forma cilíndrica y baja altura se debe a la acción que el viento ejerce sobre ellos. En el diseño y optimización estructural de los mismos la información respecto de esfuerzos generados por presiones de viento es de suma importancia. Asimismo la influencia de la topografía en dichas presiones se encuentra en las normas de construcción usadas incluyendo factores para tener en cuenta la ubicación de accidentes topográficos, sin embargo las consideraciones respecto de la influencia de los diques de contención donde se ubican los tanques es dejada de lado. En este trabajo se presenta un análisis numérico por medio de dinámica computacional de fluidos (CFD), de distribuciones de presión sobre tanques de almacenamiento de líquidos que han sido obtenidos para configuraciones en las que el tanque se encuentra localizado en el interior de un dique de contención. Para dicho análisis se ha utilizado el software de código libre OpenFOAM, que implementa el método de volúmenes finitos. El solver empleado es el algoritmo SIMPLE (Semi Implicit Method for Pressure Linked Equations) acoplado a un modelo de turbulencia tipo RANS (Reynolds Averaged Navier Stokes), aplicados sobre mallas no estructuradas. Los resultados muestran significativos cambios en los patrones de presión con respecto a tanques aislados bajo vientos similares. Finalmente se estudia la influencia del tamaño relativo entre el tanque y el dique de contención en la distribución de presiones.

1. INTRODUCCIÓN

Los tanques de almacenamiento de fluidos son cilindros metálicos de grandes dimensiones, que pueden tener un techo fijo de forma cónica, domo o techo plano. Las paredes de tanques se construyen mediante virolas soldadas, y en general las virolas tienen espesores diferentes de acuerdo a la presión de fluido almacenado en cada nivel. Las dimensiones de tanques varían de acuerdo al volumen que se espera almacenar, cubriendo en términos generales el rango de 1000; 10000; o 100000 m^3 (Noret et al., 2012). Los tanques empleados en la Patagonia Argentina en general almacenan entre 1000 y 10000 m^3 , mientras que en Francia y Estados Unidos se emplean con frecuencia tanques de mayores dimensiones (Myers, 1997). Las relaciones de esbeltez en tanques de este tipo son grandes, con diámetros que van de 20 a 60m, alturas H entre 10 y 20 [m] y espesores t de la lámina metálica del orden del centímetro, de manera que resultan estructuras extremadamente esbeltas: la relación de radio de curvatura R versus el espesor de la pared t del tanque pueden estar en el orden de $R/t = 2000$ (lo que es mucho más esbelto que las estructuras usadas en Ingeniería Aeronáutica). Por otra parte, se trata de estructuras de altura H relativamente baja con respecto a su radio, del orden de $0.5 < H/R < 3$. El diseño de estos tanques está fuertemente condicionado por la acción de viento que puede inducir inestabilidad de la cáscara. La determinación de presiones es imprescindible para realizar cualquier estudio estructural, tanto de pandeo como de falla conducente a un colapso. Las contribuciones previas han estado orientadas a evaluar presiones debidas a viento que actúan sobre la cáscara y la respuesta de la estructura frente a tales acciones (Rotter y Schmidt, 2008). El primer tema se ha abordado mediante estudios experimentales en túnel de viento, o mediante simulaciones computacionales desarrolladas con Dinámica de Fluidos Computacional (CFD por sus siglas en inglés). Mayormente estos efectos son conocidos para tanques aislados, existiendo acuerdo sobre las presiones actuantes sobre la cáscara que deben considerarse, con variaciones entre autores dentro de márgenes razonables (ver, por ejemplo, (Portela y Godoy, 2005b,a) y las referencias allí citadas). También se han realizado estudios del mismo problema usando Dinámica de Fluidos Computacional (CFD) con el Método de Volúmenes Finitos, encontrando acuerdo con los valores de túnel de viento. Las limitantes del estado actual del conocimiento aparecen cuando se consideran configuraciones más complejas: en primer lugar, prácticamente no hay información sobre efectos de grupo, o sea interacciones entre tanques vecinos, que conducen a cambios significativos en las distribuciones de presiones y consecuentemente de las capacidades resistentes de los tanques. Nótese que, en general, los tanques se encuentran formando parte de un conjunto de tanques, que se denomina “granjas de tanques” o “parques de tanques”. En segundo lugar, hay escasa información sobre la incidencia de la topografía del terreno, que en muchos casos presenta particularidades como diques de contención secundaria, o ubicaciones en colinas o laderas. La modelación mediante CFD ha permitido representar situaciones que no pueden tratarse en túnel de viento convencional, como el efecto de topografía de tanque ubicado sobre una colina en la distribución de presiones (Falcinelli et al., 2011). El objetivo de este trabajo es evaluar las presiones en tanques debida a viento cuando existe interferencia por efectos de un dique de contención adyacente.

En la Sección 2 se presentan las ecuaciones fundamentales del modelo que se emplea para el flujo de estudio. La descripción y las técnicas específicas empleadas en el modelado, en Sec. 3, también casos de prueba corridos previamente en la 3.1. La Sección 4 incluye resultados computacionales para el caso de tanque con dique de contención. Finalmente se presentan algunas conclusiones en la Sección 5.

2. FORMULACIÓN

El modelo físico a representar/calcular es un flujo aire, incompresible, isotérmico, con viscosidad constante, en condiciones de flujo medio estacionario y observando turbulencia. El conjunto de ecuaciones a resolver es Navier-Stokes (NS, Ec. 2) y continuidad (Ec. 1).

$$\nabla \cdot \mathbf{U} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial U}{\partial t} + U \cdot \nabla U = -\frac{1}{\rho} \nabla p + \nu \nabla^2 U \quad (2)$$

Debido a la hipótesis de incompresibilidad, ρ es un parámetro constante, e independiente.

Para resolver el problema de cierre de la turbulencia se emplea las ecuaciones promediadas según Reynolds y se aplica la hipótesis de Boussinesq. Esto implica plantear el modelado de las tensiones turbulentas mediante técnica en particular. Para nuestro caso se eligió el modelado de dos ecuaciones, empleándose el método k- ε y RNG k- ε . A partir de estas ecuaciones, considerando un sistema euleriano y aplicando las hipótesis anteriores, se llega a:

Continuidad:

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (3)$$

NS RANS:

$$\begin{aligned} \nabla(U\mathbf{U}) &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + \nu \nabla(\nabla \cdot U) + \frac{1}{\rho} \left[\frac{\partial(-\rho \overline{u'^2})}{\partial x} + \frac{\partial(-\rho \overline{u'v'})}{\partial y} + \frac{\partial(-\rho \overline{u'w'})}{\partial z} \right] \\ \nabla(V\mathbf{U}) &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial y} + \nu \nabla(\nabla \cdot V) + \frac{1}{\rho} \left[\frac{\partial(-\rho \overline{u'v'})}{\partial x} + \frac{\partial(-\rho \overline{v'^2})}{\partial y} + \frac{\partial(-\rho \overline{v'w'})}{\partial z} \right] \\ \nabla(W\mathbf{U}) &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial z} + \nu \nabla(\nabla \cdot W) + \frac{1}{\rho} \left[\frac{\partial(-\rho \overline{u'v'})}{\partial x} + \frac{\partial(-\rho \overline{v'w'})}{\partial y} + \frac{\partial(-\rho \overline{w'^2})}{\partial z} \right] \end{aligned} \quad (4)$$

Donde; cada componente del vector velocidad (\mathbf{U}) se modela como un valor medio (U, V, W) mas un valor fluctuante (u', v', w').

La hipótesis de Boussinesq plantea que las tensiones de Reynolds deben ser proporcionales a las relaciones de deformación.

$$\tau_{ij} = -\rho \overline{u'_i u'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad (5)$$

Donde: $k = \frac{1}{2} (\overline{u'^2} + \overline{v'^2} + \overline{w'^2})$ es la energía cinética turbulenta por unidad de masa; μ_t es la viscosidad turbulenta.

En el modelo estándar k- ε , se usa k y ε para definir la velocidad de escala (ϑ) y la longitud de escala (ℓ) de la turbulencia:

$$\vartheta = k^{1/2} \quad \ell = \frac{k^{3/4}}{\varepsilon} \quad (6)$$

Aplicando el análisis dimensional se puede especificar la viscosidad turbulenta como:

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (7)$$

donde C_μ es una constante adimensional.

Para el transporte de k y ε se emplea:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \nabla(\rho k \mathbf{U}) = \nabla \left[\frac{\mu_t}{\sigma_k} \nabla \cdot k \right] + 2\mu_t S_{ij} \cdot S_{ij} - \rho \varepsilon \quad (8)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \nabla(\rho \varepsilon \mathbf{U}) = \nabla \left[\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \nabla \cdot \varepsilon \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} 2\mu_t S_{ij} \cdot S_{ij} - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (9)$$

Donde las ecuaciones tienen cinco constantes, ajustadas experimentalmente para aproximar en el mayor rango posible los flujos turbulentos. Los coeficientes del modelo k - ε empleados convencionalmente se presentan en la tabla 1 (Versteeg y Malalasekera, 2007).

	Valor
C_μ	0,09
σ_k	1,00
σ_ε	1,30
$C_{1\varepsilon}$	1,44
$C_{2\varepsilon}$	1,92

Tabla 1: Coeficientes de k - ε

Para resolver se discretiza numéricamente y se emplea el algoritmo SIMPLE, mediante la implementación de OpenFOAM OF- (2010).

2.1. Coeficientes

Con el objeto de comparar la similitud dinámica entre los datos experimentales y numéricos, se emplea el número de Reynolds (Ec. 10).

$$Re = \frac{U \ell}{\nu} \quad (10)$$

Donde ℓ es la longitud de referencia.

La forma de comparar las presiones es mediante el coeficiente de presión (C_p) en la superficie de los diferentes cuerpos, la definición habitual del mismo es:

$$C_p = \frac{p - p_\infty}{\frac{1}{2} \rho_\infty U_\infty^2} \quad (11)$$

Sin embargo el solver *simpleFoam* emplea una magnitud diferente denominada presión cinemática (π), que es definida como la presión sobre la densidad de referencia del fluido. Asimismo, toma la presión de referencia como una presión manométrica, por lo tanto la única variable que es parámetro para la comparación es la velocidad.

Por ende el C_p queda definido como:

$$C_p = \frac{\pi}{\frac{U_\infty^2}{2}} \quad (12)$$

2.2. Algoritmo SIMPLE

El solver empleado para resolver el flujo sobre los cuerpos se denomina *simpleFoam* que es una aplicación del algoritmo SIMPLE (*Semi Implicit Method for Pressure Linked Equations*) (Versteeg y Malalasekera, 2007). Este método es ampliamente usado en la resolución de las ecuaciones de NS, y discutido en variada bibliografía.

A las ecuaciones 2 se le debe sumar la solución no implícita de la presión. Una de las aproximaciones más comunes es derivar la ecuación de presión tomando la divergencia de la ecuación de cantidad de movimiento y sustituyendo en la ecuación de continuidad.

2.2.1. Ecuación de la presión

La ecuación de cantidad de movimiento puede ser re-escrita en una forma semi discretizada como sigue:

$$a_p \vec{U}_p = H(\vec{U}) - \nabla p \iff \vec{U}_p = \frac{H(\vec{U})}{a_p} - \frac{\nabla p}{a_p} \quad (13)$$

donde

$$H(\vec{U}) = - \sum_n a_n \vec{U}_n + \frac{\vec{U}^o}{\Delta t} \quad (14)$$

El primer término de $H(\vec{U})$ representa la matriz de coeficientes de las celdas vecinas multiplicadas por su velocidad, mientras que la segunda parte contiene un término inestacionario y todas las fuentes excepto el gradiente de presión. La ecuación de continuidad es discretizada como:

$$\nabla \cdot \vec{U} = \sum_f \vec{S}_f \vec{U}_f \quad (15)$$

donde \vec{S} es un vector de área saliente de la cara y \vec{U}_f la velocidad en la cara. La velocidad en la cara es obtenida por la interpolación de la semi-discretizada forma de la ecuación de cantidad de movimiento:

$$\vec{U}_f = \left(\frac{H(\vec{U})}{a_p} \right)_f - \frac{(\nabla p)_f}{(a_p)_f} \quad (16)$$

Sustituyendo ésta en la ecuación de continuidad obtenida anteriormente, se tiene la ecuación de la presión:

$$\nabla \cdot \left(\frac{1}{a_p} \nabla p \right) = \nabla \cdot \left(\frac{H(\vec{U})}{a_p} \right) = \sum_f \vec{S}_f \left(\frac{H(\vec{U})}{a_p} \right)_f \quad (17)$$

2.2.2. Metodología

El algoritmo en sí trabaja de la siguiente manera (Fig. 1):

1. Establecer las condiciones de borde
2. Resolver la ecuación de cantidad de movimiento para computar el campo de velocidad intermedio
3. Computar los flujos máxicos entre las caras de las celdas.

4. Resolver las ecuación de presión y aplicar sobre-relajación.
5. Corregir los flujos máxicos en las caras de las celdas.
6. Corregir las velocidades en las bases del nuevo campo de presión.
7. Actualizar las condiciones de borde.
8. Repetir hasta la convergencia.

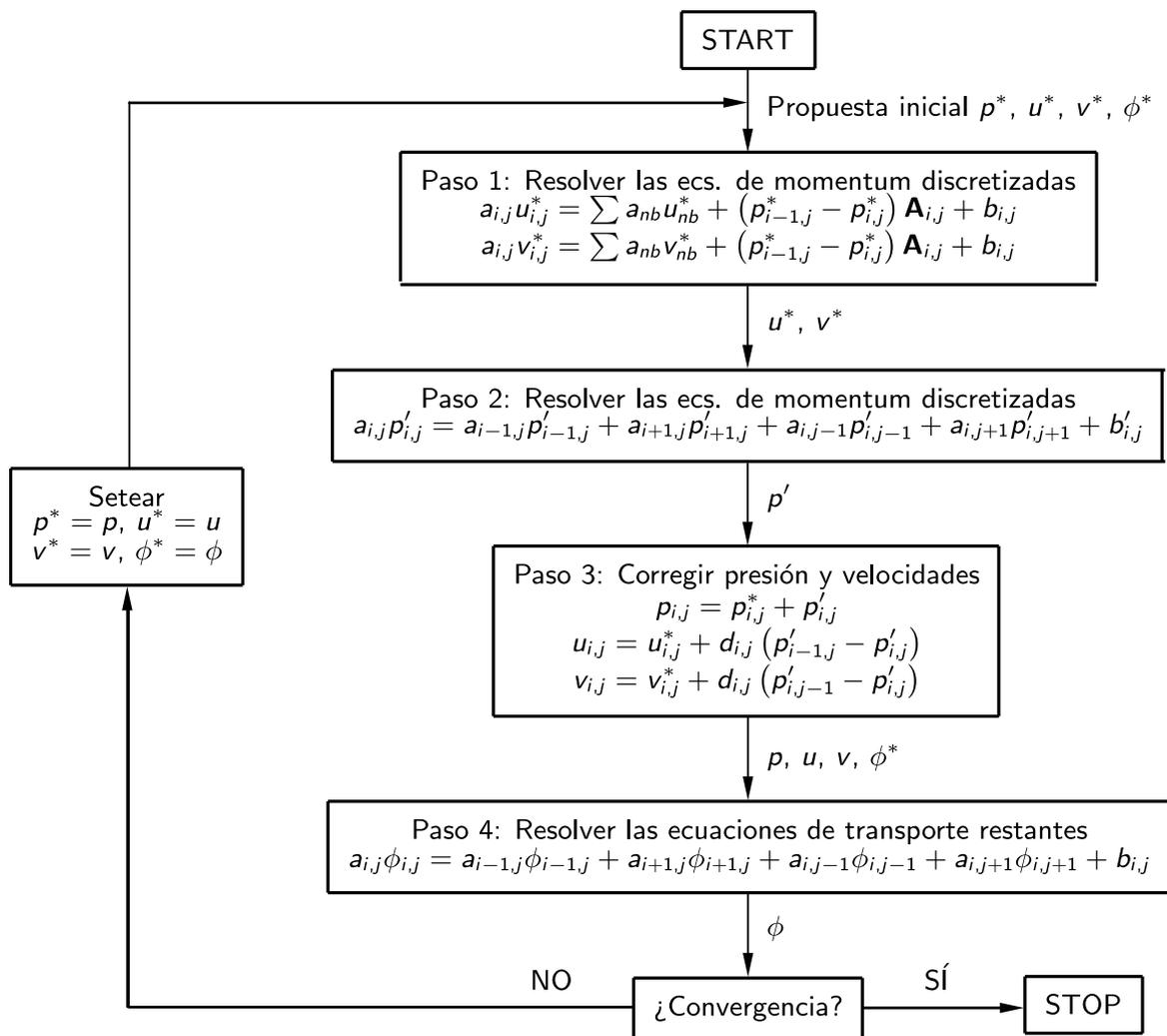


Figura 1: Diagrama de flujo de algoritmo SIMPLE

2.2.3. Implementación de la velocidad de la capa límite atmosférica

Experimentalmente los perfiles de velocidad atmosféricos se generan por la introducción de elementos en la superficie del túnel, aguas arriba del modelo. Numéricamente, en cambio, debe imponerse la condición de borde de la velocidad de entrada, además considerando el modelo de turbulencia usado, deben imponerse los valores correctos de k , ε y μ_t . La modelización de la capa límite atmosférica (Atmospheric Boundary Layer, ABL) se basa en el trabajo de

Hargreaves y Wright (2007). Anteriormente Richards y Hoxey (1993), hicieron las siguientes consideraciones sobre el modelado de una capa límite:

- La velocidad vertical es cero.
- La presión es constante en dirección vertical y dirección de la corriente libre. (Esto es solamente válido para casos donde la capa límite a modelar se extiende verticalmente hasta unas decenas de metros, es decir cuando se pueda considerar que el gradiente de presión con la altura sea de una influencia de segundo orden).
- La tensión de corte, τ_0 es constante a través de la capa límite,

$$\mu_t \frac{\partial u}{\partial z} = \tau_0 = \rho u_*^2 \quad (18)$$

donde u_* es la velocidad de fricción.

- La energía cinética turbulenta, k , y la relación de disipación, ε , satisfacen sus respectivas ecuaciones, lo que se reduce a:

$$\frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial z} \right) + G_k \frac{\varepsilon}{k} - \rho \varepsilon = 0 \quad (19)$$

$$\frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial z} \right) + C_{\varepsilon 1} G_k \frac{\varepsilon}{k} - C_{\varepsilon 2} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} = 0 \quad (20)$$

Por último, sugirieron que las ecuaciones que deben satisfacerse son:

$$u = \frac{u_*}{\kappa} \ln \left(\frac{z + z_0}{z_0} \right) \quad (21)$$

$$k = \frac{u_*^2}{\sqrt{C_\mu}} \quad (22)$$

$$\varepsilon = \frac{u_*^2}{\kappa (z + z_0)} \quad (23)$$

$$G_k = \mu_t \left(\frac{\partial u}{\partial z} \right)^2 \quad (24)$$

Siguiendo estas premisas, y a partir de condiciones de borde con leyes de variación matemáticas ya implementadas en el software, se programa la velocidad de entrada que sigue la ley de Ec. Esto permite repetir el perfil de capa límite implementado en el ensayo original.

3. MODELO IMPLEMENTADO

Se presenta la descripción del modelo implementado, geometría, mallado, condiciones de borde, etc.

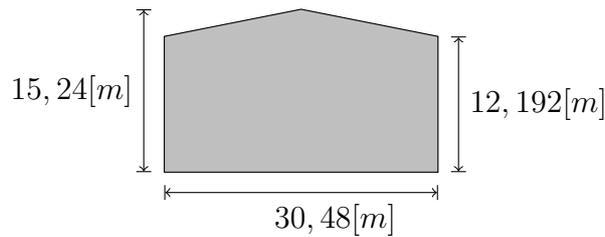


Figura 2: Esquema de tanque analizado

3.1. Tanques

Los tanques para petróleo tienen formato cilíndrico, según la literatura y trabajos anteriores (Falcinelli et al., 2002; Portela y Godoy, 2007), un modelo genérico y plausible de ser tomado como ejemplo es de diámetro 100 [ft] (30,48 [m]) y de altura 50 [ft] (15,24 [m]), con techo cónico. El análisis de un tanque como este, aislado, será tomado de referencia para las comparaciones realizadas (Fig. 2).

3.2. Diques de contención

El diseño de la pileta de contención se basa en consideraciones de simplicidad geométrica, ya que dada la gran cantidad de formas y tamaños usados no hay un modelo estándar. El único requerimiento que se tiene es que el dique debe al menos poder contener 1,5 veces el volumen del tanque que se encuentra en su interior.

La primera consideración de análisis que se hace es suponer que los diques son cuadradas, y tienen una altura de un tercio de la parte cilíndrica del tanque, es decir $h = 4$ [m]. A partir de estos datos y considerando que el tanque analizado se puede descomponer en dos volúmenes, un cilindro de radio r y altura h_1 y un cono recto de altura h_2 . Se tiene:

- Volumen del cilindro

$$V_{cil} = \pi r^2 h_1 \quad (25)$$

- Volumen del cono

$$V_{cono} = \frac{\pi r^2 h_2}{3} \quad (26)$$

- Volumen del prisma (dique):

$$V_p = abc \quad (27)$$

Considerando un prisma de base cuadrada ($a = b$), de altura un tercio del cilindro ($c = h_1/3$) que contiene N veces el volumen del tanque, es posible despejar el valor de la arista de la base.

$$a = \sqrt{N\pi r^2 \left(h_1 + \frac{h_2}{3} \right) \frac{3}{h_1}} \quad (28)$$

Reemplazando los valores, $h_1 = 12,192$ [m] $h_2 = 2,8575$ [m] $r = 15,24$ [m], y tomando N como parámetro, se obtienen los diferentes tamaños de pileta cuadrada (tabla 2). Donde se presenta el valor de arista elegido para dimensionar los respectivos diques (ver Fig.3). En este trabajo se presentan resultados para los tres tamaños menores.

	N	a [m]	Tomamos
1	1,5	59,49777	60
2	2	68,70211	69
3	2,5	76,81129	77
4	3	84,14255	85
5	4	97,15945	97
6	5	108,62757	108

Tabla 2: Lado de la pileta cuadrada

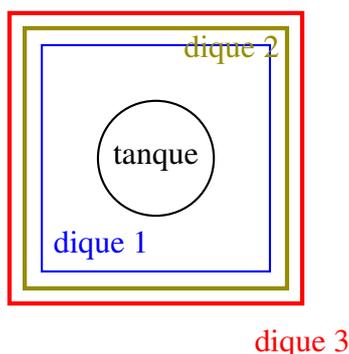


Figura 3: Esquema en planta de los diques analizados

3.3. Acerca de la malla

En función de la existencia de dos malladores disponibles, se realizaron dos tipos de mallados. Se presentan comparaciones de los mallados y los resultados obtenidos para el caso del tanque aislado, en las Figs. 4. De dichas comparaciones se reafirma la propuesta de trabajos anteriores (Soria Castro et al. (2012)), donde se propuso que los resultados son sensibles al mallado usado.

3.3.1. snappyHexMesh

Los primeros mallados se realizaron empleando el mallador no estructurado snappyHexMesh, a partir de una superficie triangularizada (malla .stl) que representa el sólido a modelar, en este caso se modeló las paredes, piletas y tanques.

Los pasos seguidos para realizar la malla (a modo de receta) son:

- generar la malla superficial del sólido a modelar, como una superficie triangularizada y guardarla en formato .stl (o estereolitográfico). Como se trata de varios cuerpos, se deben ubicar los mismos en las coordenadas globales correctas.
- con el mallador *blockMesh* generar el volumen de control (VC), como si fuera una caja exterior. Al hacer esto se debe tener en cuenta el tamaño y la proporción de cada celda generada, a fin de no tener una malla base de una excesiva extensión.
- correr la utilidad *surfaceFeatureExtract* para corregir las aristas de las superficies stl.
- ubicar el archivo *.eMesh en la carpeta triSurface.

- preparar el archivo de generación para la malla snappyHexMesh. En este caso se aplicaron diferentes niveles de mallado usando *distance* sobre los tanques y sobre el terreno.
- correr snappyHexMesh, verificar malla con checkMesh y gráficamente (*ParaView*).

3.3.2. Trelis (ex- CUBIT)

Trelis es un mallador comercial derivado del más antiguo CUBIT, desarrollado por *SANDIA National Laboratories*. Se trabajó con la versión de prueba, obteniéndose una malla diferente un tanto más regular que la lograda con snappyHexMesh. Como consecuencia de la comparación entre ambos malladores, se tiene la Fig. 4, que presenta las distribuciones de C_p conseguidas. Se decanta por emplear el software *Trelis*. Esta herramienta permite el empleo de varios tipos de elementos de malla; tetraedros, pirámides o hexaedros.

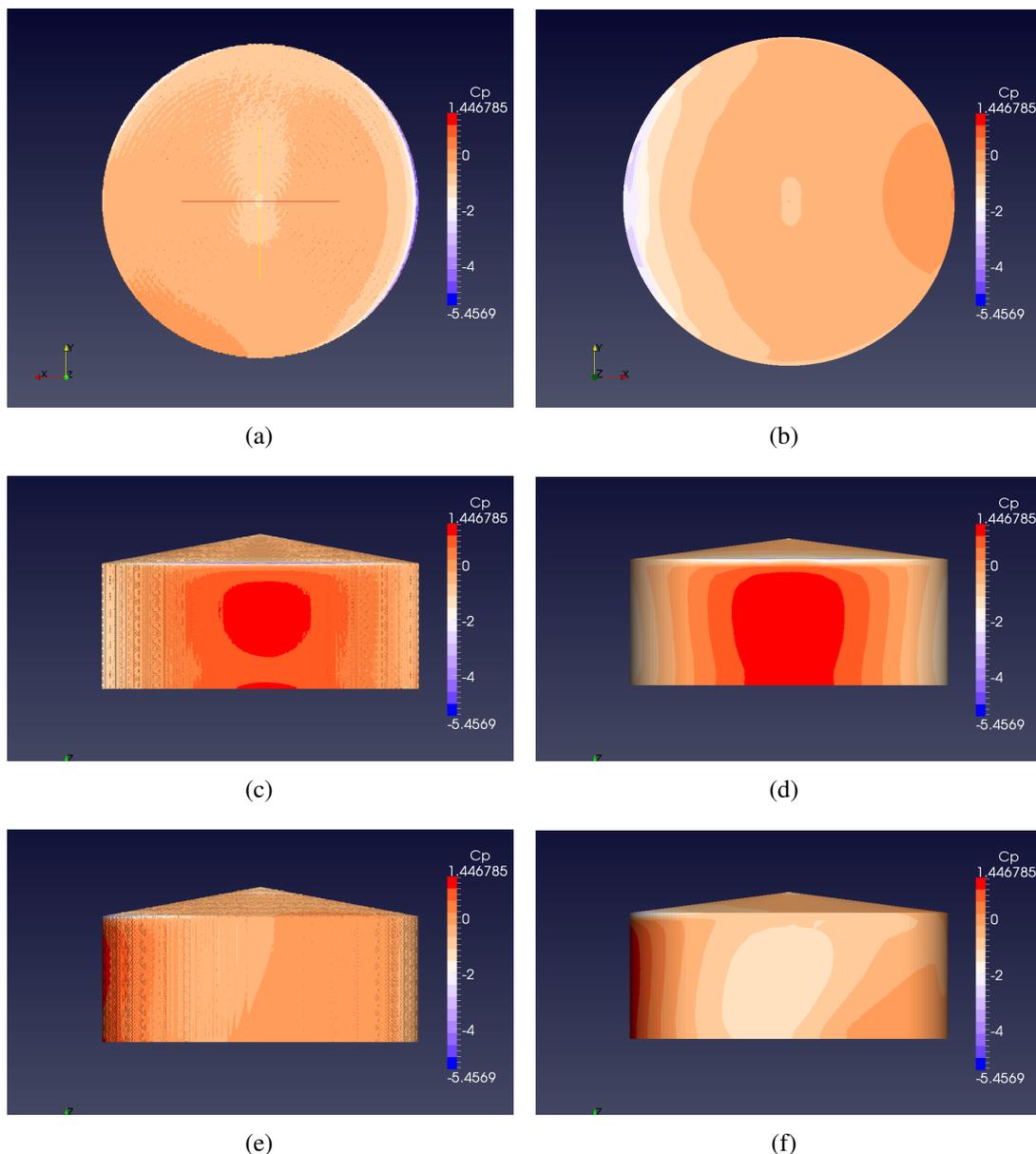


Figura 4: Valores de C_p obtenidos, (a)(c)(e) mallador snappyHexMesh, (b)(d)(f) mallador trelis.

Para los diques de contención, directamente se empleó el mallador trellis (Fig. 5).

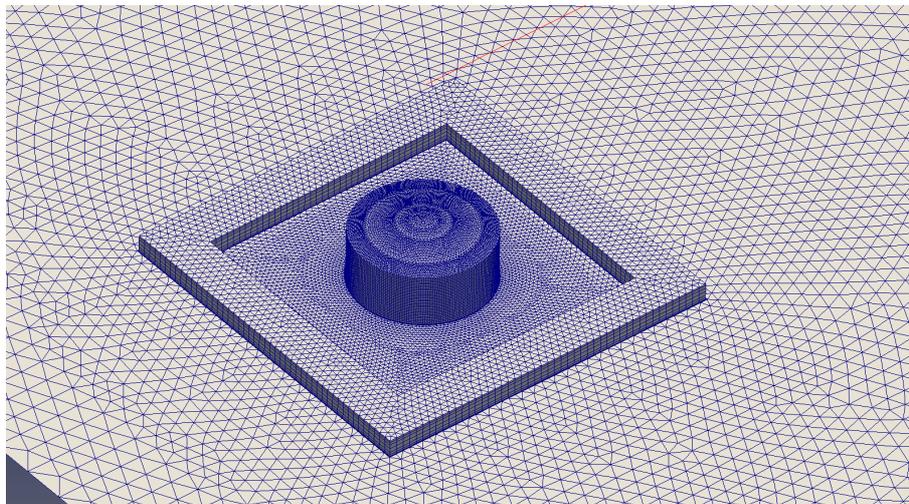


Figura 5: Mallado de pileta cuadrada tipo 1 usando Trelis

3.4. Acerca del modelo numérico

Para este trabajo se empleó la versión 1.7.1 del paquete OpenFOAM, siendo el solver usado *simpleFoam*. El empleo de este modelo de cálculo, se encuentra validado en trabajos anteriores [Soria Castro et al. \(2012\)](#).

Para la implementación del cálculo se dispuso de la paralelización del software usando *mpi-run*, para ello se realiza una descomposición del dominio en el número de procesadores, cuatro en este caso. Esto consiste en dividir el número de celdas totales de la malla en el número de procesadores para asignarles a cada uno esa parte a resolver. A modo de ejemplo se presenta la descomposición de dominio realizada sobre la malla correspondiente al caso de pileta cuadrada tipo 3, (Fig. 6), donde cada color corresponde a un procesador diferente.

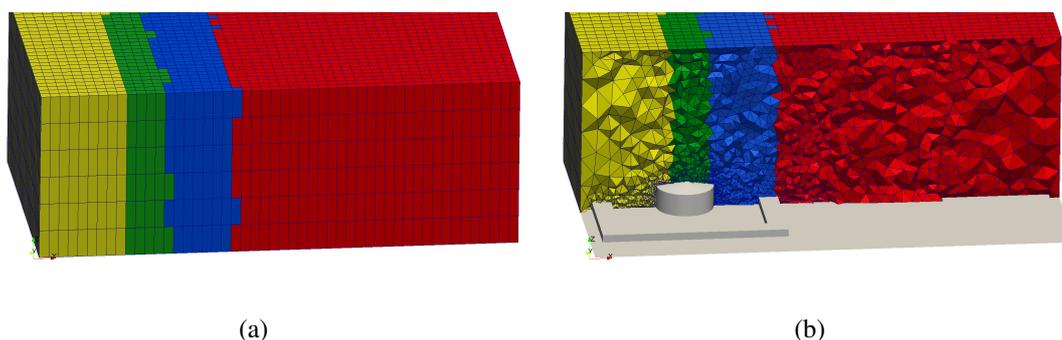


Figura 6: Descomposición del dominio.

3.5. Capa límite atmosférica

La capa límite atmosférica a repetir, está dada por la fórmula

$$U = v_{ref} \ln \left(\frac{z}{z_0} \right) \quad (29)$$

Considerando los parámetros $z_0 = 0,002059[m]$ y $v_{ref} = 7,6378[m/s]$, se tiene el perfil de velocidades empleado.

Para la aplicación de esta condición de borde, a partir de una condición de borde tipo, se compiló un nuevo código de C++.

3.6. Condiciones de borde

Se aplicaron las siguientes de condiciones de borde para cada patch, tabla 3. (Esto debería ser revisado)

<i>patch</i>	<i>U</i>	<i>k</i>	ε	<i>p</i>	ν_t
<i>inlet</i>	ABL	\$turbulentKE	ABLinletEpsilon	zG	calculated
<i>outlet</i>	zG	inletOutlet	zG	(0)	calculated
<i>sides</i>	slip				
<i>terreno</i>	(0,0,0)	kqrWallFunction	epsilonWallFunction	zG	nutkAtmRoughWF
<i>silos_patch0</i>	(0,0,0)	kqrWallFunction	zG	zG	nutkWallFunction
<i>top</i>	slip				

Tabla 3: Patches y BC's

4. RESULTADOS

Si bien la forma estándar de comparar resultados es mediante el coeficiente de presión (C_p) en la superficie de los diferentes cuerpos (Ec. 12), para estos casos, además, se presentan resultados de presiones para evaluar las diferencias entre los diferentes tamaños de diques.

4.1. Casos analizados previamente

Para desarrollar adecuadamente el caso del tanque adentro del dique, primero desarrollamos un análisis de la configuración de un tanque con una pared aguas arriba, luego trabajamos con el tanque y el dique propiamente dicho.

4.1.1. Pared aguas arriba

Se realiza un modelo de una pared de 10 [m] de altura, de relación $L/H = 1$. Donde el volumen de control tiene una extensión de 150 [m] aguas abajo de la pared y 50[m] aguas arriba de la misma.

Luego, se realizan las corridas implementando las mismas condiciones de borde que se emplearan en el modelo completo (Fig. 7). La idea de este análisis es proveer un marco de referencia de la física del problema, y visualizar los mayores gradientes de velocidad.

De este análisis surge que el tanque se encontrará inmerso en la estela de obstáculo, y permite predecir la aparición de un vórtice en la base del recipiente, que es esperable produzca una sobrepresión.

4.1.2. Tanque aislado

El primer resultado obtenido es sobre el tanque aislado (figs. 9(a) 10(a), 11(a), 12(a)), que nos sirve para tener de referencia en las comparaciones y poder verificar la influencia del dique de contención.

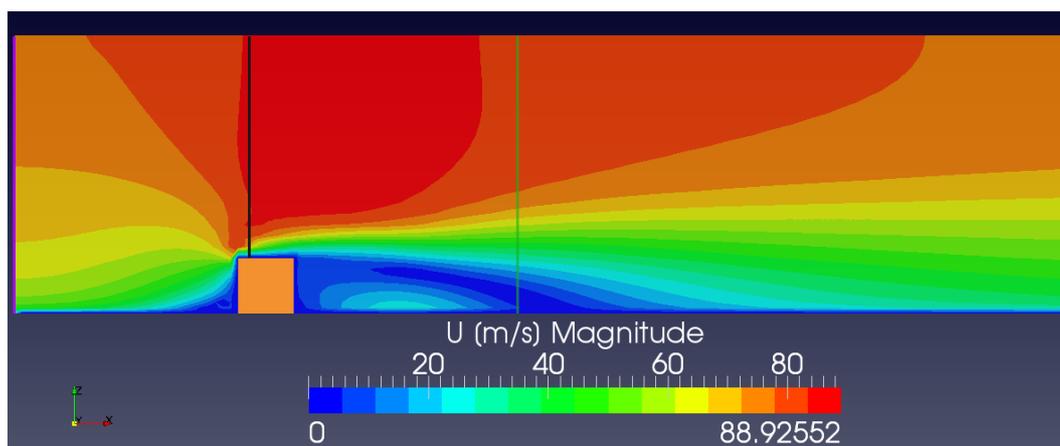


Figura 7: Distribución de velocidades por interferencia de la pared.

Previamente se determinó el tamaño de volumen de control adecuado para el tanque, realizando un análisis de sensibilidad. El cual consistió en ampliar variar los límites en dirección y evaluando la presión máxima sobre el tanque, como resultado (ver Fig. 8). A partir de estos resultados, se propone usar una extensión de $y = 400[m]$, $z = 100[m]$ y $x = 300[m]$ aguas abajo del obstáculo.

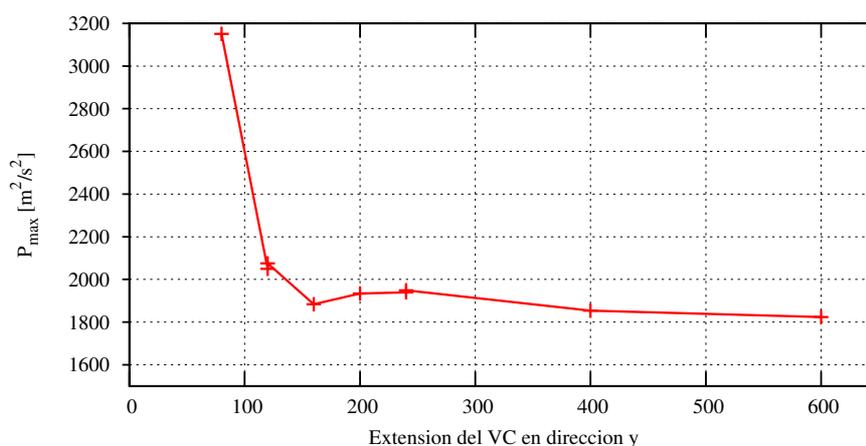


Figura 8: Análisis de sensibilidad

En este caso en particular se presenta una asimetría en los resultados de presión a sotavento (Fig. 12(a)), dicho efecto también fue evidenciado empleando una versión mas reciente del software de cálculo.

4.2. Tanque con dique

En función de lo descrito previamente, se presentan los resultados obtenidos para los casos de recipientes con diferentes tamaños de diques de contención.

Tal cual lo esperable, la pared protege al tanque, e incluso corre el centro de máxima presión hacia arriba, lo que no resulta tan beneficioso, ya que es donde los espesores de chapa del recipiente son menores. Sin embargo, otro efecto observado es la disminución del pico de succión que se presenta en el borde del techo cónico, el cual se propone como un efecto derivado de la disminución de la energía cinética del flujo incidente, producto del impacto con la pared.

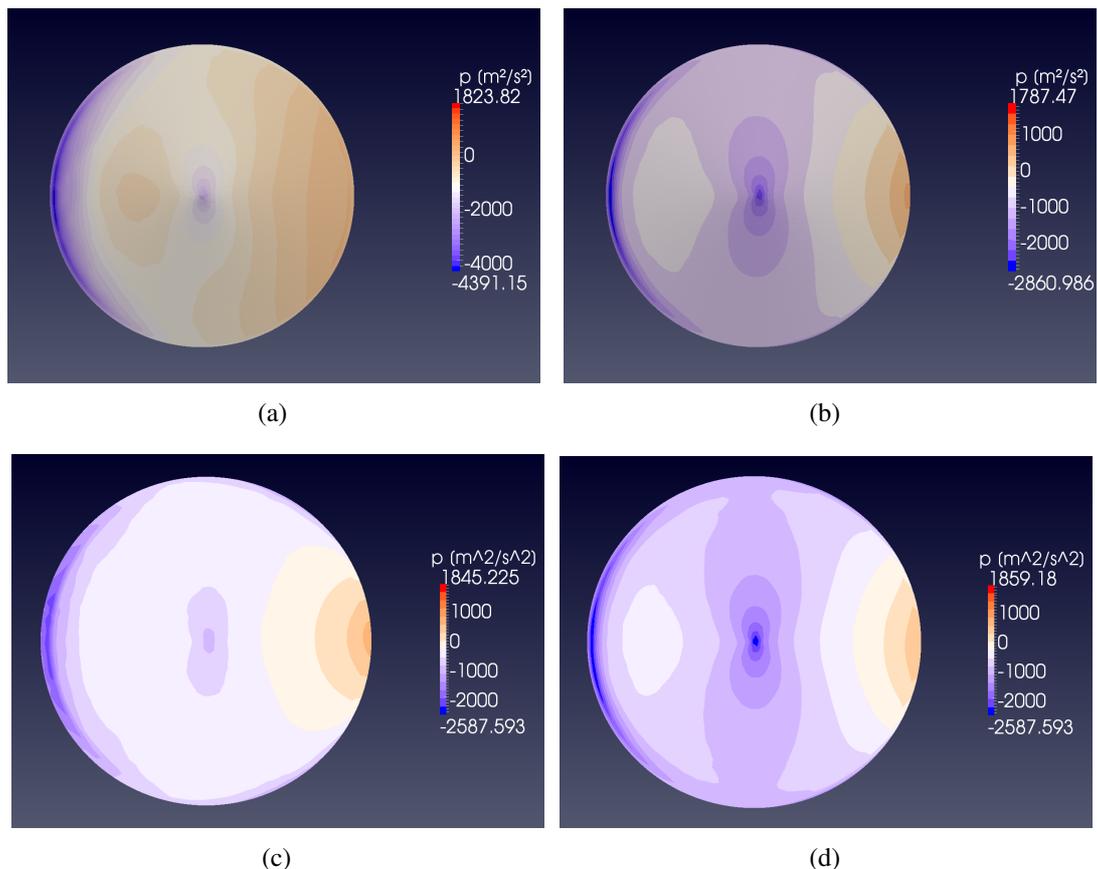


Figura 9: Valores de presión obtenidos en el techo (plano XY) barlovento a la izquierda, casos: (a) Tanque aislado (b) Tanque con dique 1, (c) Tanque con dique 2, (d) Tanque con dique 3.

Asimismo, se observa una zona de sobre presión en la base recipiente, la cual no aparece en el tanque aislado, este efecto, visualizando el campo de movimiento, es consecuencia de la interacción entre el flujo que se desprende de la pared, la zona de recirculación y la interferencia del recipiente. Estos efectos se observan en los tres casos analizados.

Una proposición anterior al trabajo, suponía que conforme aumenta la distancia entre la pared del dique y el recipiente, el efecto de la protección del obstáculo sería menor, sobre todo en la superficie a barlovento. El caso del dique 1, el cuál es más cercano, protege más al recipiente de la acción del viento e incluso disminuye el pico de máxima presión con respecto al tanque aislado (Fig. 11(b)). Aproximadamente un 5 % menos. En el dique 3 aumenta el pico de presión, sin embargo sigue siendo el área donde este actúa, menor al caso aislado (Fig. 11(d)).

La objeción al análisis anterior, es que se observa un contrasentido en el caso 2 (ver Fig. 11(c)), donde el área de máxima presión es mayor que en los otros dos casos. Siendo que se espera que dicho dique sea algo intermedio entre el caso 1 y 3. La comparación de los resultados, principalmente en las presiones en el tapa del tanque (Fig. 9(c)), muestran que dicho caso presenta anomalías o posibles errores en la forma en que ha sido modelado (mallado, condiciones no contempladas, etc.). Lo que implica que es necesario poner un mayor énfasis en revisar este caso.

Para el estudio de las presiones a sotavento (Fig. 12), sólo se observa una perceptible asimetría en el caso del tanque aislado. Mientras, los casos de tanque en el interior de dique, son aproximadamente simétricos.

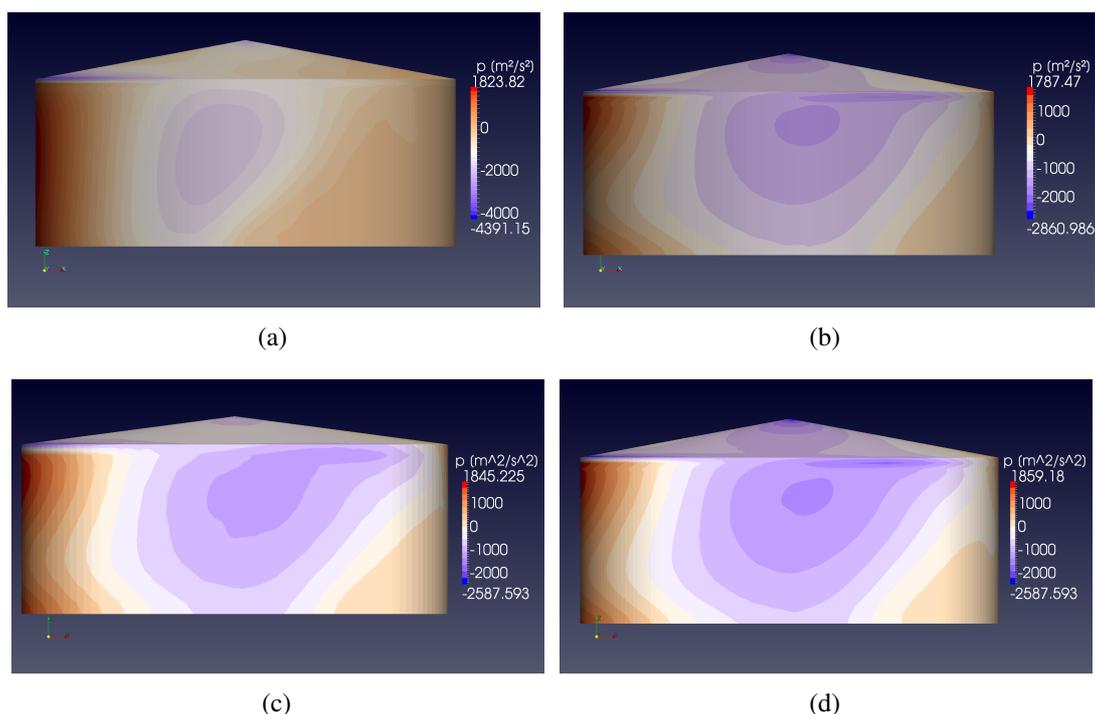


Figura 10: Valores de presión obtenidos en el plano XZ, barlovento a la izquierda, casos: (a) Tanque aislado (b) Tanque con dique 1, (c) Tanque con dique 2, (d) Tanque con dique 3.

Para el caso de las presiones laterales, plano XZ (Fig. 10), no se encuentran diferencias remarcables entre las diferentes configuraciones con dique. En cambio, nuevamente se observa la distinción respecto del tanque solo, donde las presiones de succión no son tan elevadas ni de distribución tan puntual.

5. CONCLUSIONES

- El empleo de los diques de contención de baja altura, como en este caso, producen un efecto beneficioso en las presiones que debe soportar el recipiente, disminuyendo el área donde está sometido a mayores esfuerzos.
- El efecto de los diques hace que las distribuciones de presión, entre un tanque dentro o fuera del mismo, no sean comparables.
- La interacción entre los torbellinos producidos en el interior del dique, origina sobre presiones en la base tanque de baja intensidad.
- El caso de estudio dique 2 presenta resultados conflictivos, que merecen un análisis particularmente más detallado.
- Es necesario el estudio de una mayor cantidad de configuraciones a fin de establecer un patrón de comportamiento, y poder inferir una relación entre el tamaño del recipiente y el dique de contención.
- Sería importante estudiar un dique de tamaño tal que la separación con el recipiente sea ostensiblemente mayor, a fin de observar si el efecto es similar a tanque aislado.

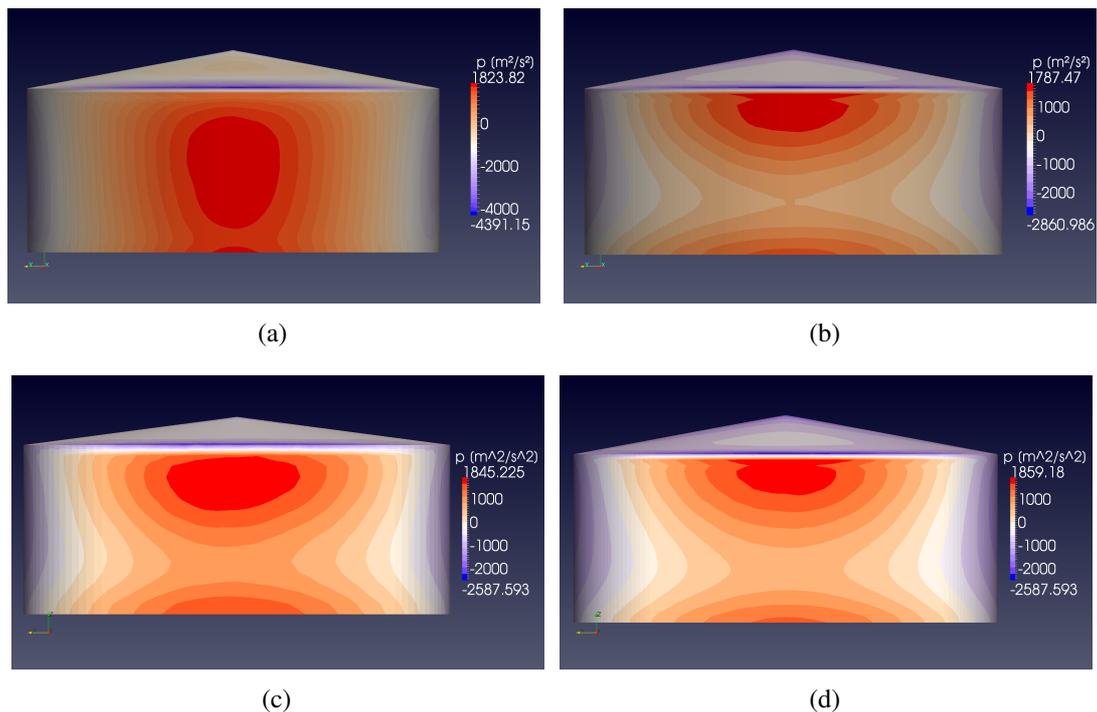


Figura 11: Valores de presión obtenidos en el plano a barlovento, casos: (a) Tanque aislado (b) Tanque con dique 1, (c) Tanque con dique 2, (d) Tanque con dique 3.

REFERENCIAS

OpenFOAM: User Guide, 2010.

Falcinelli O., Elaskar S., y Godoy L. Influence of topography on wind pressures in tanks using cfd. *Latin American Applied Research*, 41(4):379–388, 2011.

Falcinelli O., Elaskar S., Godoy L., y Tamagno J. Efecto de viento sobre tanques y silos mediante cfd. *Mecánica Computacional*, XXI:256–273, 2002.

Hargreaves D. y Wright N. On the use of the k- model in commercial cfd software to model the neutral atmospheric boundary layer. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 95(5):355–369, 2007.

Myers P.E. *Aboveground Storage Tanks*. McGraw Hill, 1997.

Noret E., Prod'homme G., Yalamas T., Reimeringer M., Hanus J.L., y Duong D.H. Safety of atmospheric storage tanks during accidental explosions. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 16(9):998–1022, 2012.

Portela G. y Godoy L. Wind pressures and buckling of aboveground steel tanks with dome roof. *Journal of Constructional Steel Research*, 61:808–824, 2005a.

Portela G. y Godoy L. Wind pressures and buckling of cylindrical steel tanks with conical roof. *Journal of Constructional Steel Research*, 61:786–807, 2005b.

Portela G. y Godoy L. Wind pressures and buckling in grouped steel tanks. *Wind and Structures: An International Journal*, 10(1):1–22, 2007.

Richards P. y Hoxey R. Appropriate boundary conditions for computational wind engineering models using the k-epsilon turbulence model. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 46–47(0):145–153, 1993. ISSN 0167-6105. doi:10.1016/0167-6105(93)90124-7.

Rotter J.M. y Schmidt H.E. *Buckling of Steel Shells: European Design Recommendations*.

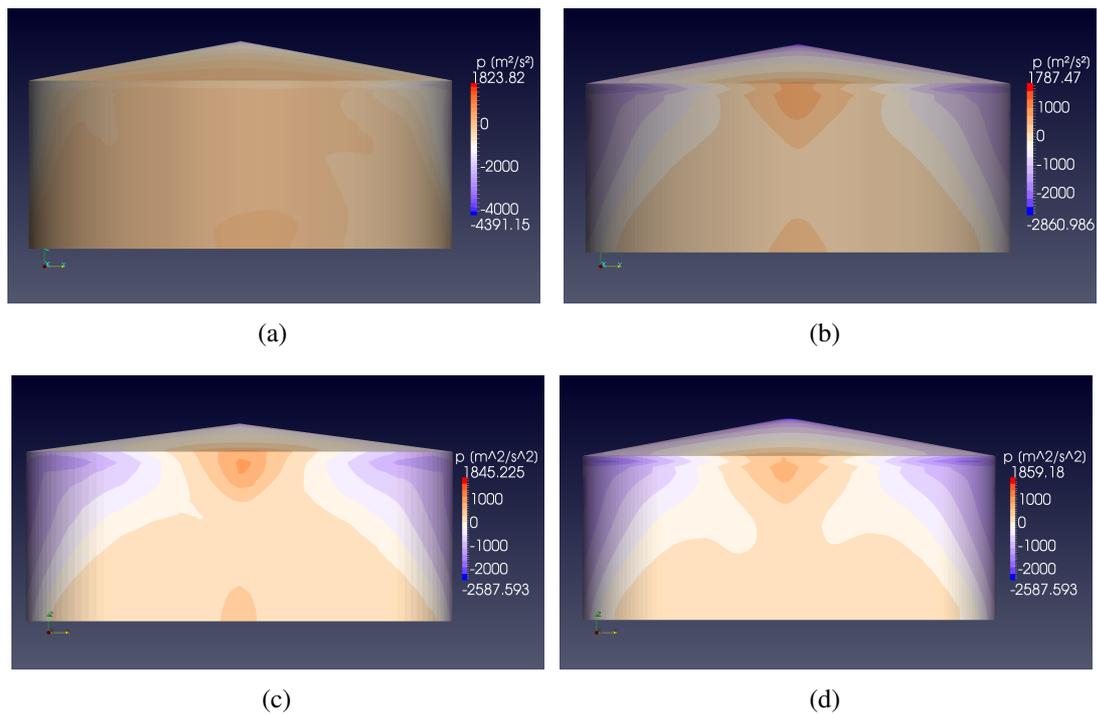


Figura 12: Valores de presión obtenidos en el plano a sotavento, casos: (a) Tanque aislado (b) Tanque con dique 1 (c) Tanque con dique 2 (d) Tanque con dique 3

ECCS Technical Committee 8 on Structural Stability, Eurocode 3, 2008.

Soria Castro L.M., Elaskar S., y Godoy L. Modelado De La Acción Del Viento Sobre Tanques Empleando Openfoam. *Mecánica Computacional*, XXXI(2):345–358, 2012.

Versteeg H. y Malalasekera W. *An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method*. Pearson Education Limited, 2007. ISBN 9780131274983.