

SIMULACIÓN DE LA ACCIÓN DEL VIENTO SOBRE UN TANQUE DE ALMACENAMIENTO USANDO EL CÓDIGO FLUENT

Mauro Grioni^a, Sergio A. Elaskar^{a,b} y Anibal E. Mirasso^c

^aCONICET

^b*Inst. de Estudios Avanzados en Ingeniería y Tecnología, UNC-CONICET
Fac. de Cs. Exactas, Físicas y Naturales, Universidad Nacional de Córdoba, Av. Vélez Sarfield 1611,
X5018JMX Córdoba, Argentina*

^c*Inst. de Mecánica Estructural y Riesgo Sísmico, Fac. de Ingeniería, Universidad Nacional de Cuyo,
Centro Universitario, Parque General San Martín s/n, M5502JMA Mendoza, Argentina*

Palabras Clave: CFD, Viento, Tanque de almacenamiento.

Resumen. A fin de mejorar el diseño racional de estructuras fijas, resulta necesario estudiar la acción del flujo de aire alrededor de las mismas. Tal es el caso de los tanques y silos de almacenamiento, donde la estimación de las acciones debidas al viento y sus consecuencias, inciden en el diseño y optimización estructural. En este trabajo se presenta un análisis numérico por medio de dinámica de fluido computacional (CFD) del campo de movimiento alrededor de un tanque metálico con el objetivo de obtener la distribución de presiones de viento sobre el mismo. El estudio se realiza mediante el uso del programa comercial Ansys Fluent que implementa el método de volúmenes finitos. La validación del código se realizó mediante la reproducción numérica del flujo alrededor de una esfera para distintos números de Reynolds. Seguidamente se desarrollaron modelizaciones numéricas del flujo de viento actuando sobre un tanque cilíndrico del que se tienen datos experimentales en túnel de viento. Los resultados obtenidos muestran buena concordancia con los valores experimentales.

1 INTRODUCCIÓN

Las estructuras de cáscara delgada se usan con frecuencia en muchas ramas de la ingeniería como aviación, torres de enfriamiento, tuberías, recipientes a presión y recipientes para almacenamiento de sólidos o fluidos. En particular una tipología estructural de interés son los tanques cortos destinados a almacenamiento de líquidos. Estos tanques, generalmente de acero, cilíndricos, se encuentran expuestos a la acción del viento presentando estados límites de diseño asociados a inestabilidad geométrica. La evolución de la respuesta estructural precisa de estimativas adecuadas acerca de dichas presiones sobre las estructuras. Tales estimaciones pueden llevarse a cabo mediante estudios físicos en túnel de viento, o mediante simulaciones numéricas mediante la dinámica computacional de fluidos (en inglés, *Computational Fluid Dynamics*, CFD).

Estudios detallados relacionados con carga de viento sobre cilindros incluyen ensayos en túnel de viento, como los realizados por [Maher \(1966\)](#) sobre tanques cilíndricos con techo cónico y esférico. [Purdy et al. \(1967\)](#) estudiaron la distribución de presión del viento sobre tanques con techo flotante, variando la relación altura-radio desde cilindros cortos (típicos de tanques) hasta largos (típicos de silos) para cuantificar el efecto de las dimensiones sobre la distribución de presión. Estudios posteriores fueron realizados por [Esslinger et al. \(1971\)](#) y [Greiner \(1998\)](#) entre los más destacados, que se refieren a silos por su relación de alto y diámetro. [MacDonald et al. \(1988\)](#) presentaron distribuciones de presiones en tanques con techo cónico. Este ha servido de base para algunos estudios que se desarrollan en este trabajo. [Portela and Godoy \(2005a, b\)](#) han reportado resultados de ensayos en túnel de viento para tanques con techo cónico y esférico.

Sin embargo, los estudios experimentales resultan muchas veces limitados por las dimensiones del túnel o por las características requeridas para el ensayo. Una manera de modelar situaciones más complejas, es mediante técnicas computacionales a través de simulaciones CFD. En esa línea de trabajo [Falcinelli et al. \(2002, 2003, 2011\)](#) presentaron distribuciones de presión de viento sobre tanques cilíndricos con techo cónico aislados, analizando también la influencia de la topografía para considerar la ubicación de la estructura con respecto a accidentes topográficos, como sierras o lomadas. En los últimos años se han realizado simulaciones numéricas de viento tanto sobre tanques aislados como dentro de piletas de contención ([Soria Castro et al. 2012, 2013](#)).

A fin de alcanzar un mejor entendimiento del flujo alrededor de tanques y silos, se realizaron simulaciones CFD por medio del software Ansys Fluent como herramienta para resolver las ecuaciones de Navier-Stokes con modelos turbulentos de la clase RANS, Reynolds Average Navier-Stokes. Primero, se validó el código simulando el flujo alrededor de una esfera para distintos números de Reynolds y luego, se desarrollaron modelizaciones numéricas del flujo de viento actuando sobre un tanque cilíndrico.

2 ECUACIONES DE GOBIERNO

Para este trabajo, las ecuaciones que gobiernan el comportamiento de los flujos analizados son las ecuaciones de Navier-Stokes -[Ec. \(2\)](#)- y la ecuación de continuidad -[Ec. \(1\)](#)- promediadas en el tiempo más las ecuaciones que surgen del modelo de turbulencia utilizado.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho U_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial(\rho U_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho U_i U_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \overline{\rho u_i u_j} \right] \quad (2)$$

donde ρ es la densidad del fluido, t es el tiempo, U_i es la componente media de la velocidad en la dirección x_i , P es la presión, μ la viscosidad dinámica y u' es la componente fluctuante de la velocidad.

Como un resultado del promediado de Reynolds, términos adicionales son introducidos dentro de las ecuaciones de Navier-Stokes. Estos términos, $-\overline{\rho u_i u_j}$ son conocidos como las tensiones de Reynolds, y a fin de lograr el cierre de las Ecs. (1) y (2), deben ser modeladas. La hipótesis de Boussinesq plantea que las tensiones de Reynolds deben ser proporcionales a los gradientes de las velocidades media.

$$\tau_{ij} = -\overline{\rho u_i u_j} = \mu_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \left(\rho k + \mu_t \frac{\partial U_k}{\partial x_k} \right) \delta_{ij} \quad (3)$$

donde μ_t es la viscosidad turbulenta, k es la energía cinética turbulenta y δ_{ij} es el delta de Kronecker.

Cada modelo de turbulencia RANS calcula la viscosidad turbulenta μ_t de una manera diferente. En este trabajo se han utilizado distintos modelos de turbulencia para llevar a cabo las simulaciones, pero todos pertenecen a los modelos de viscosidad "Eddy" (EVM) que aplican la hipótesis de Boussinesq para el cierre del problema.

3 CASO DE VALIDACIÓN

El flujo sobre esferas ha sido ampliamente documentado con experimentos de laboratorio durante varios años con muchos estudios describiendo el flujo cualitativa y cuantitativamente. Varias mediciones del flujo alrededor de una esfera han sido reportados por [Achenbach \(1972\)](#); [Taneda \(1978\)](#), [Brun et al. \(1980\)](#) y [Sakamoto and Haniu \(1990\)](#). En este trabajo se prestó particular atención a la predicción de la distribución de presión y al coeficiente de arrastre para distintos números de Reynolds debido a que se cuenta con datos experimentales ([Achenbach, 1972](#)) del campo de movimiento alrededor de una esfera de 200mm de diámetro en un flujo uniforme.

3.1 Convergencia de Malla

Un estudio de convergencia de malla es presentado sobre la esfera de 200 mm de diámetro para un número de Reynolds de 3.18×10^5 y utilizando el modelo de turbulencia $k-\omega$ SST ([Menter, 1994](#)). El trabajo fue llevado a cabo de una manera consistente con lo especificado por [Roache \(1994\)](#), en donde plantea una metodología para el reporte uniforme de resultados de refinamiento de malla, basada en la extrapolación de Richardson ([Richardson, 1927](#)). Roache generalizó dicha extrapolación mediante la introducción de métodos de orden p^{th} y para valores de tasa de refinamiento de malla r resultando;

$$f_{\text{exacto}} \approx f_1 + (f_1 - f_2)/(r^p - 1) \quad (4)$$

La extrapolación es realizada para al menos dos soluciones de mallas diferentes. Sin embargo, un estudio de convergencia requiere un mínimo de tres soluciones de mallas ([Stern et al. 2001](#)), a fin de estimar con exactitud el orden de convergencia (p) y chequear que la solución está dentro del rango asintótico de convergencia.

En este trabajo, la tasa de refinamiento de malla r , fue constante;

$$r = \frac{(\Delta_x 1)}{(\Delta_x 2)} = \frac{(\Delta_x 2)}{(\Delta_x 3)} \quad (5)$$

siendo $\Delta_x 1$, $\Delta_x 2$ y $\Delta_x 3$ la discretización espacial de la malla 1, 2 y 3 respectivamente. El valor utilizado en este trabajo fue de $r=1.4$. Esto implica que en la malla de referencia (Malla 2) la cantidad de elementos en las 3 direcciones (x , y , z) es 1.4 veces más que para la malla considerada gruesa (Malla 3). Lo mismo ocurre para la malla considerada fina (Malla 1) que resulta en 1.4 veces más cantidad de elementos en las tres direcciones que para la malla de referencia (Malla 2). La [Tabla 1](#) resume este parámetro usado por medio de normalizar las mallas con respecto a la Malla 1 considerada como malla refinada.

	Malla 1	Malla 2	Malla 3
Malla normalizada	1	1.4	1.96
Nº de elementos [millones]	≈ 6.7	≈ 2.2	≈ 0.8

Tabla 1: Información de las mallas analizadas.

La normalización se obtiene a partir de relacionar la discretización espacial de la malla más fina (Malla 1) con la discretización de cada una de las mallas analizadas. Esto está relacionado con la tasa de refinamiento r , tal como se expresa en la Ec. (5). A partir de dicha ecuación la malla más fina (Malla 1) puede ser obtenida como 1.4 veces la Malla 2. Mientras que, para el caso de la normalización de la malla gruesa (Malla 3), la Malla 1 se obtiene como 1.96 (1.4×1.4) veces la Malla 3. A continuación se muestran las expresiones de la normalización para cada malla utilizada:

$$\text{Normalización Malla 1} = \frac{(\Delta_x 1)}{(\Delta_x 1)} = 1$$

$$\text{Normalización Malla 2} = \frac{(\Delta_x 1)}{(\Delta_x 2)} = 1.4$$

$$\text{Normalización Malla 3} = \frac{(\Delta_x 1)}{(\Delta_x 3)} = 1.96$$

La variable de control para el estudio de refinamiento de malla fue el coeficiente de arrastre de la esfera y los parámetros de simulación para las tres mallas analizadas se muestran en la [Tabla 2](#).

Parámetros de simulación	
Densidad [kg/m ³]	1.225
Viscosidad [kgm/s]	1.789×10^{-05}
Nº Reynolds	3.18×10^{05}
Modelo de turbulencia	$k-\omega$ SST

Tabla 2: Parámetros de simulación para el estudio de convergencia de malla.

El coeficiente de arrastre y los requerimientos computacionales obtenidos para cada malla analizada se puede ver en la [Tabla 3](#). La comparación del requerimiento de memoria computacional de trabajo expresada en GB RAM necesaria para cada malla, corresponde a ejecutar las simulaciones utilizando 7 nodos en paralelo (particiones) por medio de una computadora con un procesador i7-4771 de 3.5GHz y 32 GB RAM disponibles.

	Malla 1	Malla 2	Malla 3
Tiempo [s] / iteración	11.5s	4.0s	1.5s
Recurso [GB RAM]	17.8	9.2	6.4
Cd	0.1608	0.1653	0.1729

Tabla 3: Coeficiente de arrastre y requerimientos computacionales para cada malla.

Una de las condiciones para poder aplicar la extrapolación de Richardson es que las mallas estén dentro del rango asintótico. Una forma de evaluar la condición de convergencia de los resultados es por medio de determinar la tasa de convergencia definida como:

$$R = \frac{\varepsilon_{21}}{\varepsilon_{32}} \quad (6)$$

$$R = \frac{Cd_2 - Cd_1}{Cd_3 - Cd_2} = 0.59$$

en donde se tiene que:

- 1- Convergencia monotónica; $0 < R < 1$
- 2- Convergencia oscilatoria; $R < 0$
- 3- Divergente; $R > 1$

El orden p para la Ec. (4) corresponde al orden de convergencia y puede ser estimado por medio de siguiente ecuación acorde con [Stern et al, \(2001\)](#);

$$p = \frac{\ln(\varepsilon_{32}/\varepsilon_{21})}{\ln(r)} \quad (7)$$

$$p = \ln((0.1729 - 0.1653)/(0.1653 - 0.1608))/\ln(1.4) = 1.557$$

El esquema de solución utilizado en Fluent fue de segundo orden ($p=2$). Pero se sabe que un código de CFD utiliza un algoritmo numérico que proporcionará un orden teórico de convergencia. Es por esto, que las condiciones de contorno, modelos numéricos, y la malla, reducen este orden de modo que el *orden observado de convergencia* será probablemente menor como es obtenido para este caso.

El coeficiente de arrastre estimado para un espaciado cero de la malla se obtiene a partir de la Ecuación (4).

$$f_{\text{exacto}} = f_1 + \frac{(f_1 - f_2)}{r^p - 1} = 0.1608 + \frac{(0.1608 - 0.1653)}{1.4^{1.557} - 1} = 0.154$$

La comparación del coeficiente de arrastre para las tres mallas analizadas y la estimación de la solución exacta por medio de la extrapolación de Richardson en función de la malla normalizada se observa en la [Figura 1](#).

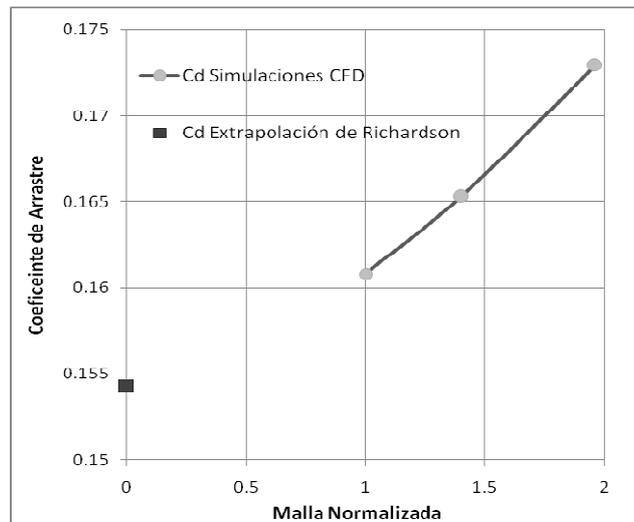


Figura 1: Coeficiente de arrastre para las tres mallas y la estimación por extrapolación de Richardson.

Roache sugiere determinar un índice de convergencia de malla GCI (Grid Convergence Index) para proveer una manera consistente de reportar los resultados de un estudio de convergencia de malla. El valor del GCI se obtiene de la siguiente manera:

$$GCI_{i+1,i} = F_s \frac{|\epsilon_{i+1,i}|}{f_i (r^p - 1)} \quad (8)$$

donde F_s es un coeficiente de ajuste. Se recomienda para este coeficiente un valor de $F_s=1.25$ para comparación de tres o más mallas.

$$GCI_{21} = F_s \frac{|\epsilon_{21}|}{f_1 (r^p - 1)} = 1.25 \frac{|0.1653 - 0.1608|}{0.1608(1.4^{1.557} - 1)} = 2.41$$

$$GCI_{32} = F_s \frac{|\epsilon_{32}|}{f_2 (r^p - 1)} = 1.25 \frac{|0.1729 - 0.1653|}{0.1653(1.4^{1.557} - 1)} = 3.96$$

El GCI_{21} se interpreta en el sentido que el resultado para la malla de referencia (Malla 2) está dentro de aproximadamente un 2.41% de la solución numérica asintótica para la magnitud dependiente (C_d). Esto resulta en un valor aceptable de margen de la resolución de la malla. Además el recurso computacional requerido para esta malla resulta aceptable tanto en recurso como en tiempos de simulación, adoptándose de esta forma la Malla 2 para los estudios posteriores.

3.2 Modelo de turbulencia

Con el fin de definir un modelo de turbulencia que se ajuste de la mejor forma a los resultados obtenidos experimentalmente por ensayos en túnel (Achenbach, 1972) se propuso trabajar con diferentes modelos de turbulencia. Las opciones comúnmente usadas para resolver numéricamente los flujos turbulentos industriales son las ecuaciones de Navier-Stokes de Reynolds promediada (RANS) más un modelo de viscosidad "Eddy" (EVM), basado en la hipótesis de Boussinesq, para el cierre del sistema de ecuaciones, como se mencionó anteriormente.

Teniendo en cuenta esto, en este estudio, se seleccionaron los siguientes modelos de

turbulencia: Standard $k-\varepsilon$ (Launder and Spalding, 1974), Standard $k-\omega$ (Wilcox, 1998), $k-\omega$ SST (Menter, 1994), SST transition (Menter et al, 2006). Los cuales fueron analizados para distintos números de Reynolds (ver Tabla 4).

Casos simulados				
Nº Reynolds	1.62×10^5	3.18×10^5	1.14×10^6	5.0×10^6
Velocidad [m/s]	11.83	23.22	83.24	365.10

Tabla 4: Velocidades para el flujo de entrada.

La malla utilizada corresponde a la obtenida del estudio de convergencia de malla. Esta resulta en una malla estructurada (Figura 2) con modelado de la capa límite. La discretización en elementos se realizó con el software ANSYS ICEM CFD (2013) y se obtiene a partir de subdividir el volumen de control por medio de bloques (blocking). El mallado de la capa límite alrededor de la esfera se realizó por medio del uso de la herramienta O-grid.

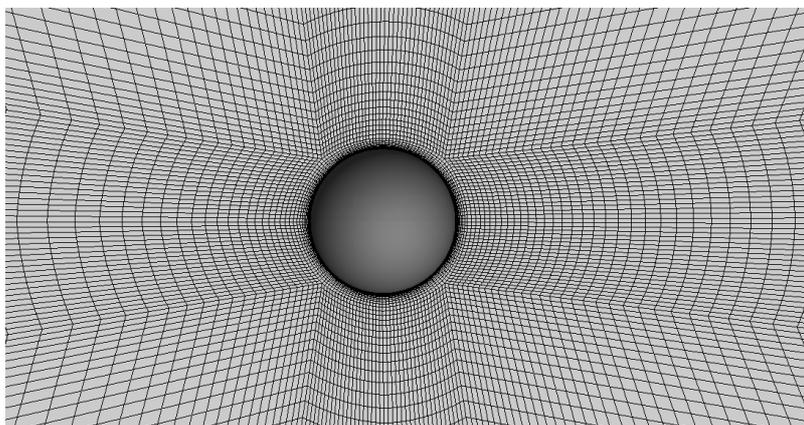


Figura 2: Mallado utilizado para modelar el flujo alrededor de la esfera.

Los resultados obtenidos para el coeficiente de arrastre sobre la esfera en función del número de Reynolds para los modelos de turbulencia propuestos se muestran en la Figura 3. Además, se muestran los resultados obtenidos mediante estudios experimentales por Achenbach (1972).

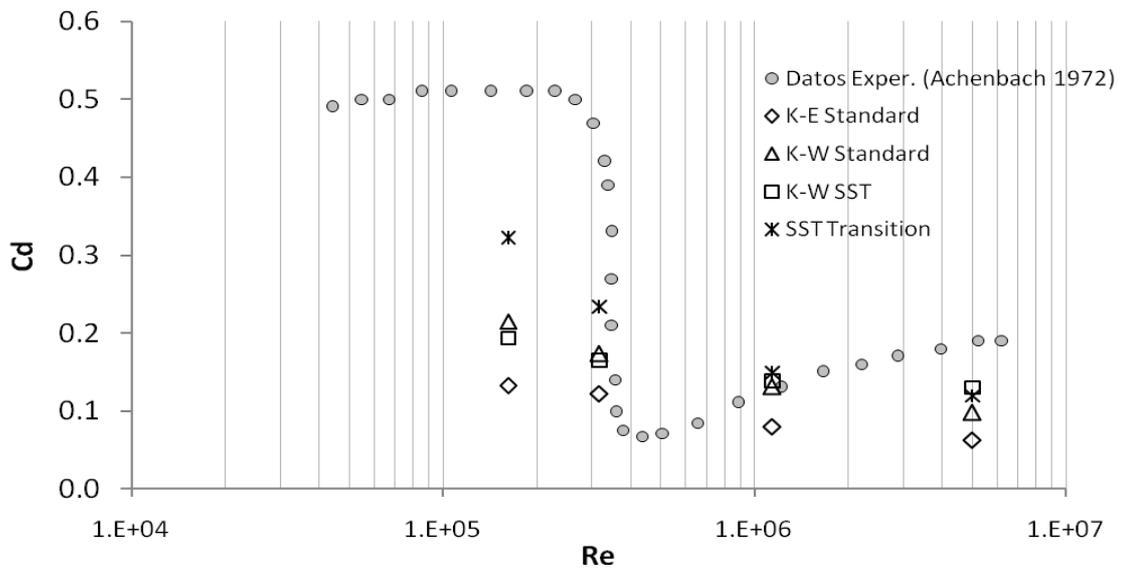


Figura 3: Coeficiente de arrastre para flujo uniforme sobre una esfera en función del número de Reynolds.

En la [Tabla 5](#) se presenta el recurso computacional requerido para llevar adelante las simulaciones para cada modelo de turbulencia analizado.

Modelos de turbulencia	Tiempo [s]/iter.	Recurso [GB Ram]
$k-\varepsilon$ Standard	3.0	≈ 9.0
$k-\omega$ Standard	3.6	≈ 9.0
$k-\omega$ SST	4.0	≈ 9.0
SST Transition	5.7	≈ 9.0

Tabla 5: Requerimientos computacionales para cada modelo de turbulencia.

La forma de comparar las presiones obtenidas sobre la esfera para diferentes números de Reynolds es mediante el coeficiente de presión (C_p) en la superficie de la misma. La definición de dicho coeficiente es:

$$C_p = \frac{p - p_\infty}{\frac{1}{2} \rho_\infty V_\infty^2} \quad (9)$$

donde V_∞ , p_∞ y ρ_∞ son la velocidad, presión y densidad en la zona del flujo sin perturbar; y p es la presión que se desea adimensionalizar (en este caso es la presión sobre la esfera).

En la [Figura 4](#) se presenta la distribución del coeficiente de presión sobre la esfera y velocidad en un plano de simetría para uno de los casos analizados.

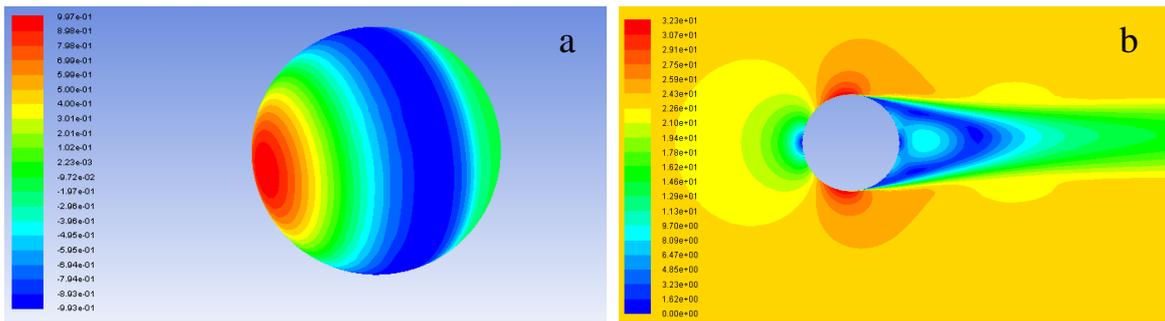


Figura 4: Distribución del coeficiente de presión sobre la esfera (a) y velocidad en un plano de simetría (b) para un Reynolds = 3.18×10^5 con el modelo de turbulencia $k-\omega$ SST.

En las [Figura 5-8](#) se muestran las distribuciones del coeficiente de presión (C_p) alrededor de la esfera en función del ángulo medido desde el punto de estancamiento (ϕ) para los distintos números de Reynolds analizados y para cada modelo de turbulencia utilizado, en comparación con los datos experimentales de Achenbach.

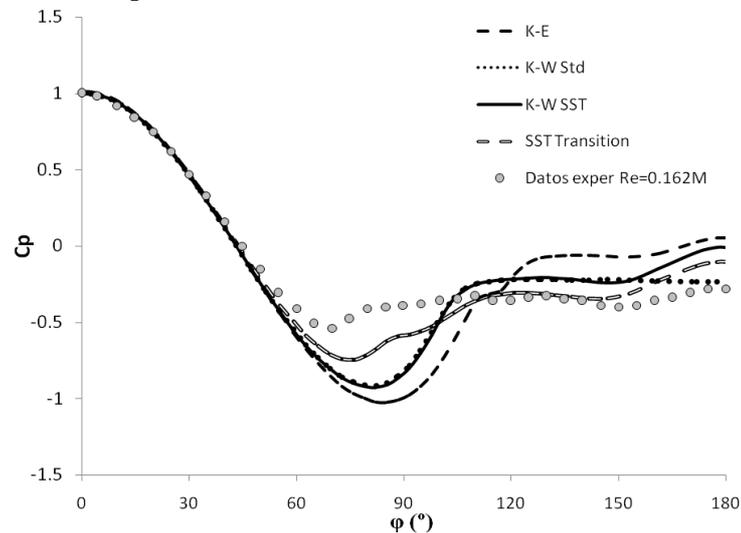


Figura 5: Coeficiente de presión sobre la esfera para $Re=1.62 \times 10^5$.

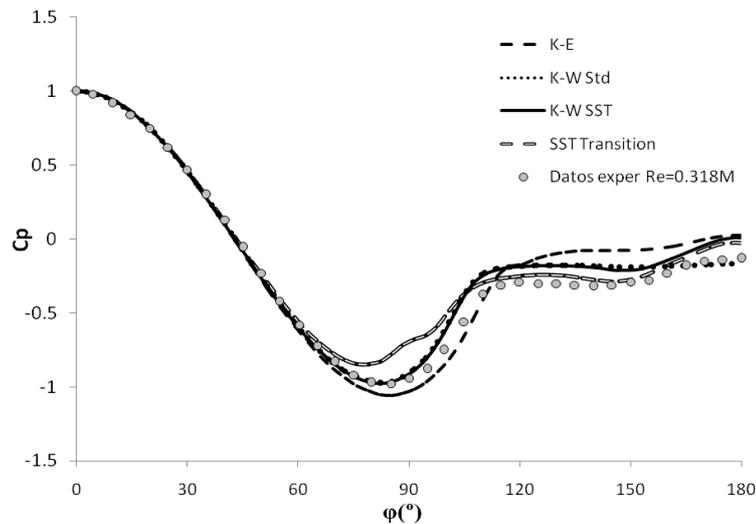


Figura 6: Coeficiente de presión sobre la esfera para $Re=3.18 \times 10^5$.

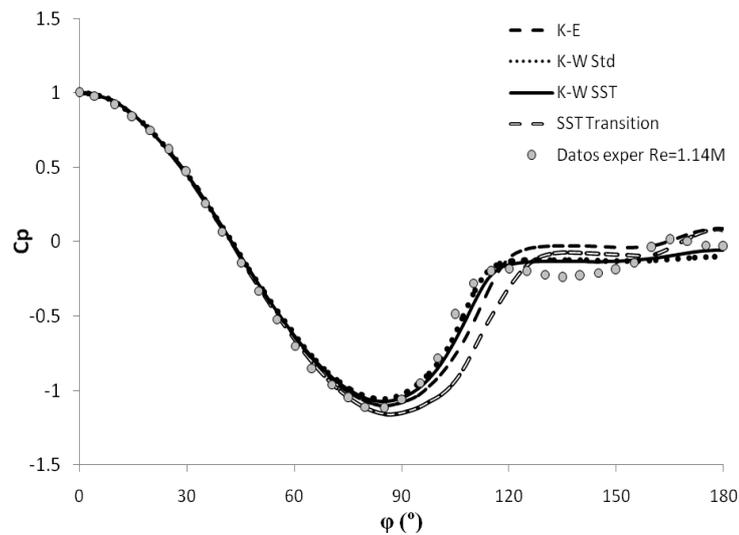


Figura 7: Coeficiente de presión sobre la esfera para $Re=1.14 \times 10^6$.

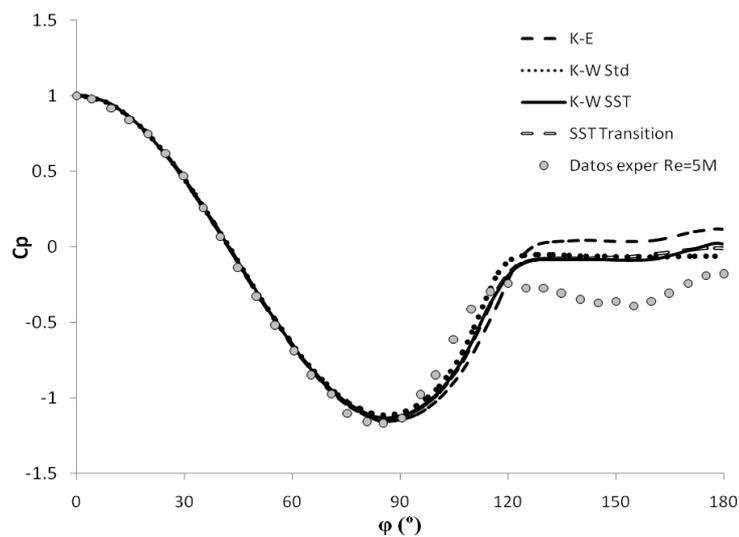


Figura 8: Coeficiente de presión sobre la esfera para $Re=5 \times 10^6$.

Algunas de las conclusiones que se pueden establecer a partir del estudio de diferentes modelos de turbulencia sobre la esfera son:

- * Para números de Reynolds bajos ningún método es completamente adecuado debido a que la separación del flujo se produce antes que para Reynolds mayores.

- * Cuando el flujo está separado, los esquemas no ajustan del todo bien. De todas maneras, considerando que este estudio tiene utilidad en los posteriores análisis de tanques de reservorios, en este tipo de estructuras las mayores presiones se encuentran en la zona de flujo adherido.

- * El esquema $k-\omega$ SST parece mostrar una mejor aproximación a los datos experimentales, teniendo en cuenta todos los números de Reynolds analizados y además, considerando que el costo computacional (recurso y tiempo) se considera aceptable para poder llevar adelante las simulaciones.

4 TANQUE CILÍNDRICO

La acción del viento sobre un tanque cilíndrico de relación Altura/Diámetro = 1 con tapa plana es desarrollado en esta sección. El modelo tiene una altura y diámetro de 20cm y se considera el efecto del perfil de la capa límite del flujo incidente. Este problema específico fue estudiado mediante ensayos en túnel de viento por [MacDonald et al. \(1988\)](#). En dicho trabajo se utiliza una distribución de velocidades en la altura para simular la capa límite atmosférica, que sigue la siguiente ley logarítmica:

$$U = u_{\text{ref}} \ln\left(\frac{z}{z_0}\right) \quad (10)$$

donde; U es la componente de la velocidad media en x ; u_{ref} es un parámetro que ajusta la intensidad de la corriente incidente; z es la altura respecto del piso y z_0 es la altura de rugosidad. De acuerdo al ensayo realizado por Macdonald el número de Reynolds fue de 2.9×10^{05} (con referencia a la velocidad media del flujo a la altura de la pared del tanque). De la definición del número de Reynolds se tiene que:

$$\text{Re} = \frac{\rho U D}{\mu} \quad (11)$$

siendo en este caso la longitud característica D , el diámetro del tanque. Despejando la velocidad y utilizando los mismos valores de densidad y viscosidad definidos para el caso de la esfera se llega a:

$$U = 21.18 \text{ m/s}$$

siendo U la velocidad a la altura de la pared del tanque de $z=0.20\text{m}$.

Teniendo en cuenta este valor de velocidad, el valor de altura de rugosidad del ensayo experimental ($Z_0=0.0002\text{m}$), y la altura correspondiente a la cual se obtiene dicha velocidad ($z=0.2\text{m}$) se tiene que:

$$u_{\text{ref}} = 3.066 \text{ m/s}$$

El perfil de velocidades obtenido para la capa límite atmosférica -[Ec. \(10\)](#)- fue introducida como condición de entrada por medio funciones definidas por el usuario (UDF-User Define Function) provisto por el código [Ansys Fluent \(2013\)](#). La condición impuesta sobre el piso fue sin deslizamiento y se consideró sin rugosidad. La intensidad de turbulencia longitudinal se fijo en 17% de acuerdo a lo establecido por el ensayo de Macdonald para la altura del tanque.

La malla utilizada se realizó con la misma técnica implementada para el caso de la esfera (malla estructurada), salvo que en este caso se refino la zona del piso del modelo de forma tal de obtener una correcta modelación de la capa límite atmosférica ([Figura 9](#)).

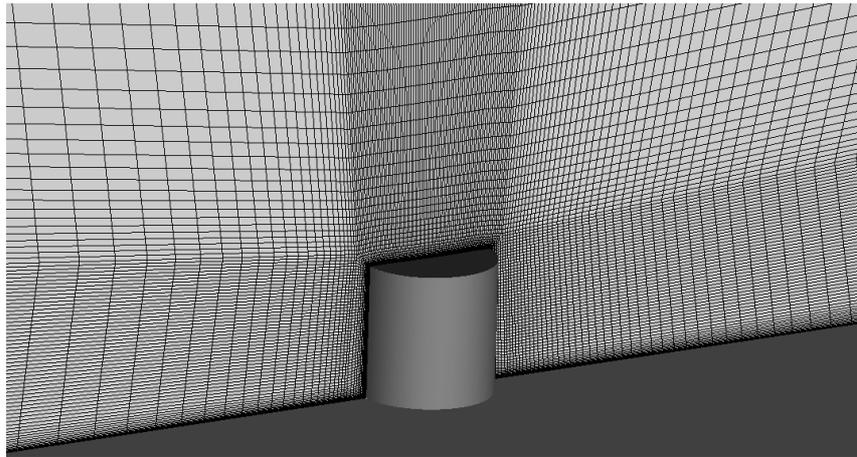
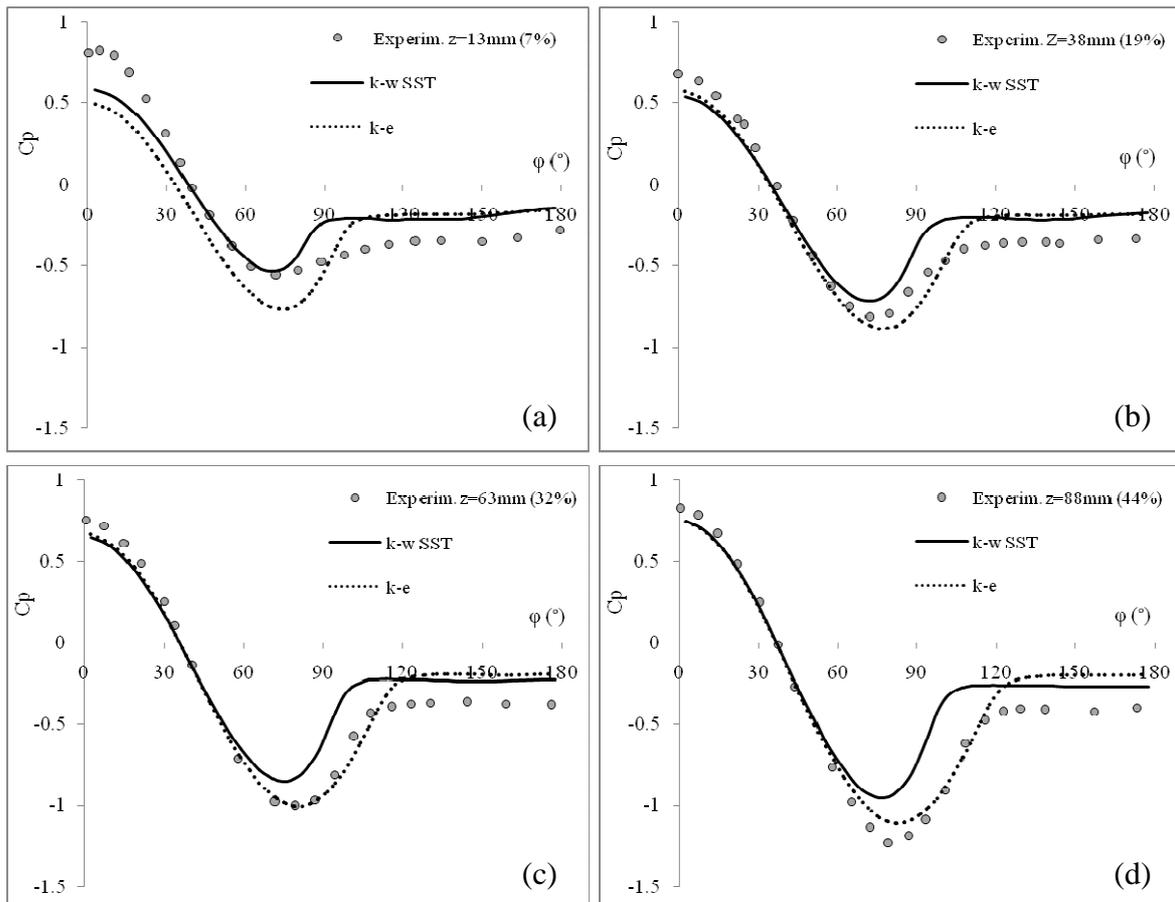


Figura 9: Malla utilizada para el modelado del tanque.

En la [Figura 10](#) se muestran las distribuciones del coeficiente de presión (C_p) sobre la superficie del tanque en función del ángulo (ϕ) medido desde el punto de estancamiento. Las comparaciones con C_p experimentales ([MacDonald et al. 1988](#)) se realizan en diferentes planos horizontales medidos desde la base del silo.



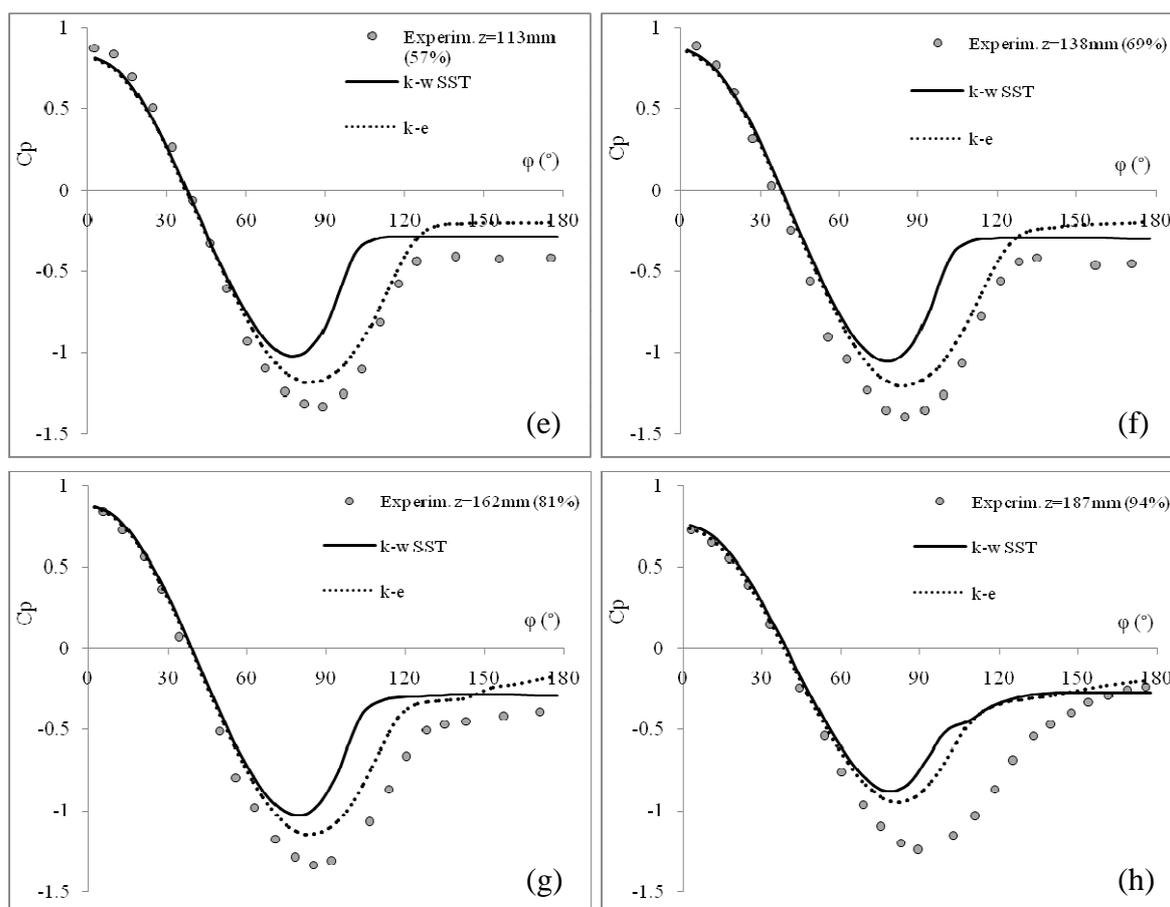


Figura 10: Comparación del coeficiente de presión para distintas alturas (z) del tanque: (a) 13mm; (b) 38mm; (c) 63mm; (d) 88mm; (e) 113mm; (f) 138mm; (g) 162mm y (h) 187mm .

En líneas generales se observa que los resultados se aproximan de forma aceptable para el rango de ángulos y para las distintas alturas de comparación. Sin embargo, se observa que los esquemas no ajustan del todo bien en la predicción del punto del desprendimiento de estela y la presión en esta zona.

Otra diferencia destacable es que los datos experimentales no cambian significativamente con la altura, excepto para la altura de 13mm donde el efecto de la fricción con el suelo y los vórtices de base son más relevantes. Por el contrario, para los resultados numéricos los cambios para distintas alturas son más notables, encontrándose zonas más uniformes en la secciones de altura intermedia.

En la [Figura 11](#) y [Figura 12](#) se observan los contornos del coeficiente de presión a lo largo de la circunferencia del tanque para los modelos de turbulencia $k-\varepsilon$ y $k-\omega$ SST. Debido a que estas imágenes son una proyección de la pared cilíndrica del tanque sobre un plano, se tiene en este caso una escala cosenoidal para representar el barrido angular. La altura del tanque se adimensionalizó con respecto a la altura total del tanque (0.2m).

Para ambos modelos de turbulencia, el valor de presión máxima positiva se obtiene sobre el meridiano posterior del tanque (línea de impacto frontal correspondiente a $\varphi=0^\circ$), mientras que la máxima succión ocurre a un ángulo cercano a 90° desde la línea de impacto. Los valores máximos de presión y succión se obtuvieron en la zona alrededor del 75% de la altura del tanque. Además, se observa que el modelo de turbulencia modifica principalmente los valores máximos de succión, pero no así las presiones máximas. Esto también se puede ver en la [Figura 10](#).

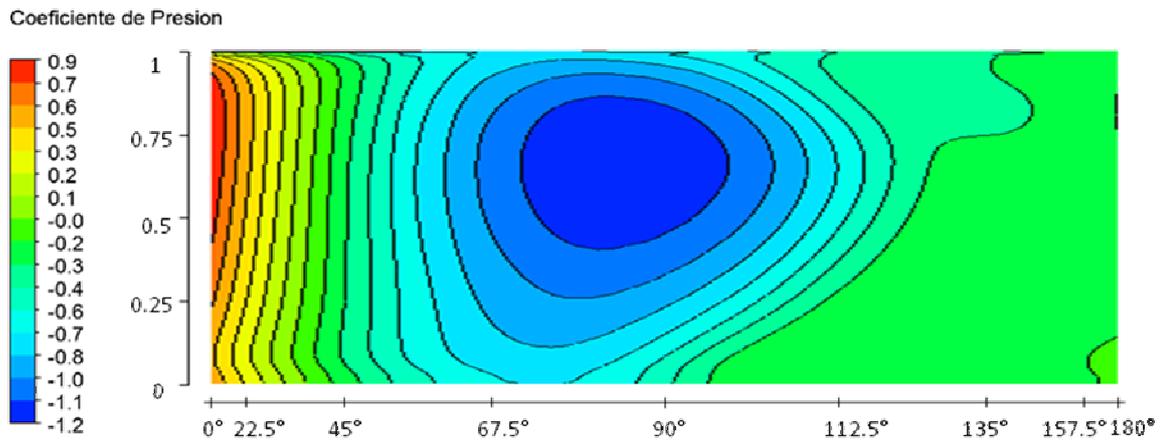


Figura 11: Contornos del coeficiente de presión sobre la pared cilíndrica del tanque (modelo $k-\varepsilon$).

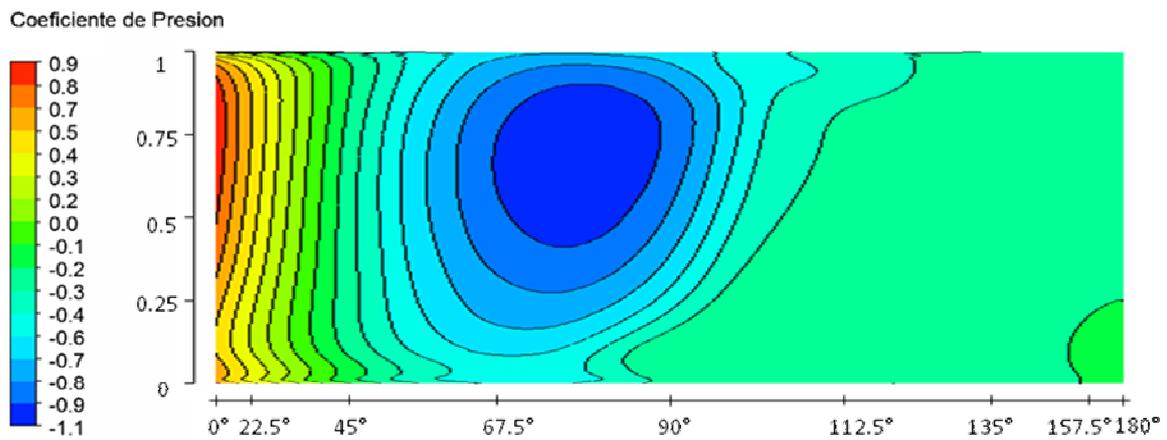


Figura 12: Contornos del coeficiente de presión sobre la pared cilíndrica del tanque (modelo $k-\omega$ SST).

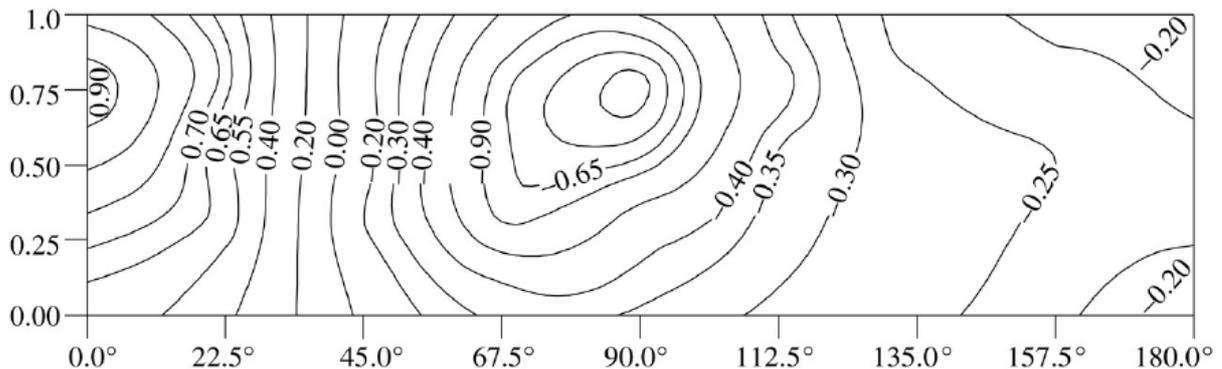


Figura 13: Coeficiente de presión obtenidos en el ensayo experimental de [Portela and Godoy 2005a](#).

Si se compara la distribución del coeficiente de presión sobre la pared lateral del tanque, con datos de ensayos experimentales publicados por [Portela and Godoy \(2005a\)](#) (ver [Figura 13](#)), se observa que la distribución de presión sobre la pared resulta semejante en cuanto a sus características generales, como ubicaciones de los puntos de máxima y mínima presión, y forma de las curvas de iso-Cp. Además, se observa que los valores de succión en la distribución de presiones laterales encontradas por [Portela and Godoy \(2005a\)](#) son significativamente menores que los medidos por [Macdonald et al. 1988](#). Para el caso del ensayo experimental realizado por [Portela y Godoy](#), el tanque contaba de techo cónico, relación de altura/diámetro de 0.43 y para un número de Reynolds de 3.65×10^5 .

5 CONCLUSIONES

En el presente trabajo se validó el código Fluent mediante simulación del flujo alrededor de una esfera. Dicha simulación fue de gran utilidad para analizar diferentes modelos de turbulencia en distintos números de Reynolds. Además se realizó un análisis de convergencia de malla mediante una metodología que propone un Índice de Convergencia de Malla (GCI) a fin de reportar de manera uniforme los resultados de refinamiento obtenidos con CFD. Las presiones máximas obtenidas sobre la superficie de la esfera para cada modelo de turbulencia mostraron buena concordancia con los datos experimentales. Mientras que, los modelos fallaron al predecir el desprendimiento de la capa límite y la presión en esta zona. Teniendo en cuenta los distintos números de Reynolds analizados, el modelo de turbulencia $k-\omega$ SST mostraría una mejor aproximación a los datos experimentales.

Además, se estudió la distribución de la presión ejercida por acción del viento sobre un tanque cilíndrico con techo plano. Los resultados obtenidos con los modelos de turbulencia $k-\varepsilon$ y $k-\omega$ SST mostraron buena concordancia con los valores experimentales en las secciones del tanque de altura intermedia, mientras que para las secciones de mayor y menor altura la concordancia fue menor. Por otra parte, los resultados obtenidos con el modelo de turbulencia $k-\varepsilon$ mostraron un mayor ajuste a los datos experimentales.

A manera de conclusión final, el ajuste aceptable entre las simulaciones numéricas realizadas y los datos experimentales sustenta la aplicación del software Ansys Fluent como herramienta para alcanzar un mejor entendimiento del flujo alrededor de tanques y silos.

REFERENCIAS

- Achenbach, E., Experiments on the flow past spheres at very high Reynolds numbers. *Journal of Fluid Mechanics*, 54, 565, 1972.
- Ansys Fluent 15.0 UDF Manual, 2013.
- Ansys ICEM CFD 15.0 Inc, 2013.
- Brun E.A., Martinot-Lagarde A., and Mathieu J., *Mecánica de los Fluidos*, Vol. 2, Ed. Labor, Barcelona, 1980.
- Esslinger M., Ahmed S., and Schroeder H., Stationary wind loads of open topped and roof topped cylindrical silos. *Journal of Structural Division*, pp. 1-8, 1971.
- Falcinelli O., Elaskar S., Godoy L., and Tamagno J., Efecto de viento sobre tanques y silos mediante CFD. *Mecánica Computacional*, XXI:256-273, 2002.
- Falcinelli O., Elaskar S., and Godoy L., Influencia de la topografía sobre presiones por viento en tanques usando CFD. *Mecánica Computacional*, XXII, 2003.
- Falcinelli O., Elaskar S., and Godoy L., Influence of topography on wind pressure in tanks using CFD. *Latin American Applied Research*, 41:379-388, 2011.
- Greiner R., Cylindrical shells: wind loading, Capítulo 17 en: *Silos*, Ed. C. J. Brown y L. Nilssen, EFN Spon, London, pp. 378-399, 1998.
- Launder, B., and Spalding, D., The Numerical Computation of Turbulent Flows, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 3(2), pp. 269-289, 1974.
- MacDonald P., Kwok K., and Holmes J., Wind loads on circular storage bins, silos and tanks: I. Point pressure measurements on isolated structures. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 31:165-188, 1988.
- Maher F., Wind loads on dome-cylinders and dome-cone shapes. *ASCE Journal of Structural Division*, 92:79-96, 1966.
- Menter, F.R., Two Equations Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications. *AIAA Journal*, 32(8), pp. 1598-1605, 1994.

- Menter, F.R., Langtry, R.B., Likki, S.R., Suzenx, Y.B., Huang, P.G., and Völker, S., A Correlation-Based Transition Model Using Local Variables-Part I: Model formulation. *ASME Journal of Turbomachinery*, 128:413-422, 2006.
- Portela G. and Godoy L. Wind pressures and buckling of cylindrical steel tanks with conical roof. *Journal of Constructional Steel Research*, 61:786-807, 2005a.
- Portela G. and Godoy L. Wind pressures and buckling of cylindrical steel tanks with a dome roof. *Journal of Constructional Steel Research*, 61:808-824, 2005b.
- Purdy D., Maher F., and Frederik D., Model studies of wind loads on flat-top cylinders. *ASCE Journal of Structural Division*, 93:379-395, 1967.
- Richardson, L.F., The Deferred Approach to the Limit. *Transactions of the Royal Society of London*, Series A, Vol. 226, pp. 299-361. Part I, Single Lattice. Part II, Interpenetrating Lattices by J. A. Gaunt, 1927.
- Roache, P.J., Perspective: A method for uniform reporting of grid refinement studies. *Journal of Fluids Engineering*, 116 (3), 405-41, 1994.
- Sakamoto H., and Haniu H., A study of vortex shedding from spheres in a uniform flow. *Journal of Fluids Engineering*, 112, 386, 1990.
- Soria Castro, L., Elaskar, S., and Godoy, L., Modelado de la acción del viento sobre tanques empleando OpenFOAM. *Mecánica Computacional*, XXXI, 345-358, 2012.
- Soria Castro, L., Elaskar, S., and Godoy, L. Modelado de la acción del viento sobre tanques en el interior de un dique de contención. *Mecánica Computacional*, XXXII, 549-565, 2013.
- Stern, F., Wilson, R.V., Coleman, H.W., and Paterson, E.G., Comprehensive approach to verification and validation of cfd simulations part 1: Methodology and procedures. *Journal of Fluids Engineering*, 123 (4), 793-802, 2001.
- Taneda, S., Visual observations of the flow past a sphere at Reynolds numbers between 10^4 and 10^6 , *Journal of Fluid Mechanics*, 85, 187, 1978.
- Wilcox, D., *Turbulence Modeling for CFD*, DCW Industries, Inc. La Cañada, CA, 1998.