

MODELIZACION NUMERICA DE CARGAS DE VIENTO SOBRE UN TANQUE DE ALMACENAMIENTO DE COMBUSTIBLE

Juan P. Saldía^a, Gustavo J. Krause^{a,b}, Sergio A. Elaskar^{a,b} y Pascal Bruel^c

^a*Departamento de Aeronáutica, Facultad de Ciencias Exactas, Físicas y Naturales, Universidad Nacional de Córdoba*

^b*Instituto de Estudios Avanzados en Ingeniería y Tecnología, IDIT-UNC-CONICET*
<http://www.inv.idit.efn.uncor.edu>

^c*CNRS - University Pau Pays Adour, LMAP - Inria CAGIRE Team, Av. de l'Université, 64013 Pau, Francia*

Palabras clave: RANS, CFD, tanques, viento.

Resumen. Uno de los problemas estructurales detectados en tanques de almacenamiento de combustible es la falla por pandeo debido a cargas de viento. La adecuada estimación de estas cargas es importante para la evaluación de la integridad estructural de los mismos. En este contexto, se presenta un estudio numérico empleando la metodología Reynolds Averaging Navier Stokes (RANS) para la predicción de cargas de presión producida por el flujo de viento atmosférico sobre un tanque de almacenamiento cilíndrico. Distribuciones de presión media obtenidas empleando distintos modelos de turbulencia RANS, son comparadas con las mediciones relevadas en un túnel de viento de capa límite atmosférica para un tanque con techo cerrado de forma plana y techo cónico de 25 grados. Diferentes relaciones de aspecto y números de Reynolds representativos de las condiciones presentes en tanques de almacenamiento de combustible expuestos a la atmósfera son considerados. Detalles sobre la metodología numérica empleada y aspectos de la implementación computacional son discutidos y presentados. Finalmente, se introducen las conclusiones obtenidas a partir del presente análisis numérico.

Keywords: RANS, CFD, tanks, wind.

Abstract. One of the structural problems detected on oil storage tanks is wind-induced buckling failure. Accurate estimation of wind loads is important for the evaluation of structural integrity of these facilities. In this context, a numerical study is presented, employing the Reynolds Averaging Navier Stokes (RANS) methodology for the prediction of wind-induced pressure loads over a cylindrical storage tank. Mean pressure distributions obtained through RANS turbulence models, are compared with atmospheric boundary layer wind tunnel experimental measurements for a tank with both closed planar and conical roof shapes. Different aspect ratios and Reynolds numbers representative of the conditions present in oil storage tanks exposed to the atmosphere are considered. Details regarding both the employed numerical methodology and the computer implementation are discussed and presented. Finally, the conclusions obtained based on the present numerical study are introduced.

1. INTRODUCCIÓN

Tanques de almacenamiento son empleados en la industria petroquímica para el almacenamiento de líquidos tales como combustible, petróleo y líquidos petroquímicos. Los tanques de almacenamiento de combustible son generalmente estructuras de acero cilíndricas de pared delgada, cuya relación de aspecto altura/diámetro, se encuentra en valores del orden de 0.1 a 1. Los tanques generalmente poseen un techo de forma cónica o roma que puede bien estar anclado sobre la sección superior del cilindro o bien flotando. Existen también tanques sin techo abiertos a la atmósfera, aunque estos no serán tratados en el presente trabajo. Dado que el espesor de la pared de estos tanques es generalmente muy pequeño en relación al diámetro, con relaciones diámetro/espesor que varían en el orden de 500 a 1000, es que este tipo de estructuras son proclives a presentar falla causada por pandeo (Godoy, 2016).

Existe evidencia en la literatura de pandeo en tanques de almacenamiento de combustible causado por la acción de las cargas de viento, por ejemplo pandeo y daño estructural debido a eventos de vientos de alta intensidad Godoy (2007). Existen también ejemplos de fallas bajo vientos regionales, especialmente destacable la falla por pandeo durante la etapa de construcción de tanques ubicados en la Patagonia Norte a velocidades de viento por debajo de la velocidad de diseño reportada en Jaca y Godoy (2010).

La falla en tanques de almacenamiento de combustible afecta en forma directa al sistema de producción del cual el tanque forma parte, con la posible pérdida económica que esto provoca. De no menor importancia, es que la falla de este tipo de tanques puede provocar derrames de combustible al ambiente, los cuales pueden ser causa de contaminación del suelo, agua y/o la provocación de incendios en las zonas circundantes, con los consecuentes efectos económicos, sociales y ambientales que esto implica (Chang y Lin, 2006).

Una adecuada estimación de las cargas de presión ejercidas por el viento atmosférico sobre la superficie de tanques, en especial de la presión máxima en el meridiano incidente al viento, es importante en la evaluación del efecto producido sobre la estructura por las mismas (Flores y Godoy, 1998). Tales estimaciones han sido reportadas en la literatura mediante ensayos experimentales empleando túneles de viento. En MacDonald et al. (1988) se presenta un estudio experimental del efecto de la relación de aspecto y forma del techo sobre tanques y silos aislados de techo cónico con relación de aspecto $0,5 \leq H/D \leq 2$. En este trabajo se destaca la importancia que posee la similitud de las condiciones atmosféricas en el ensayo, debido a la influencia que esta tiene sobre las cargas de presión relevadas sobre el tanque. Se realiza una exhaustiva comparación de los resultados obtenidos con gran parte de los trabajos más relevantes llevados a cabo con anterioridad.

Una alternativa a los estudios experimentales lo constituyen las técnicas de modelización numérica provistas por la disciplina de Dinámica de Fluidos Computacional (CFD). El empleo de CFD en el estudio del flujo de viento sobre tanques de combustible, favorece la posibilidad de modelar condiciones en donde los estudios experimentales se encuentran limitados por factores tales como las dimensiones del túnel y sus características, la dificultad de obtener condiciones de similitud con las del viento atmosférico, entre otras. Una ventaja adicional, lo constituye el hecho de que los resultados de CFD, brindan una caracterización de todo el campo de movimiento, permitiendo la posibilidad de aportar un mejor entendimiento del comportamiento de los efectos de la estela y de separación del flujo (Godoy, 2016).

El flujo de viento sobre estructuras como las que competen a este trabajo se caracteriza por presentar considerables efectos de turbulencia. La aplicación industrial de CFD a este tipo de problemas se basa generalmente en métodos de modelización de la turbulencia conocidos co-

mo Reynolds-averaged Navier-Stokes (RANS). La simplicidad, robustez y relativo menor costo computacional de estos modelos hace que sean preferidos frente a otros modelos de turbulencia más sofisticados tales como Large Eddy Simulation (LES) ó Direct-Numerical Simulation (DNS), y es esperable que esta tendencia continúe en el futuro próximo (Hanjalić y Kenjereš, 2008).

La aplicación de técnicas de CFD para el análisis del flujo de viento sobre tanques de combustible es relativamente reciente: Pasley y Clark (2000) presentan un estudio del efecto del viento sobre tanques de almacenamiento de combustible con techo flotante empleando CFD, orientado al análisis de la difusión de contaminantes. Said et al. (2008) presentan un estudio experimental y numérico del flujo sobre un cilindro aislado y de dos cilindros en tándem empleando para la solución numérica un modelo RANS del tipo Reynolds-Stress Model (RSM). Tanto la relación de aspecto de los cilindros utilizados en este trabajo, que fue igual a 2.5, como el rango de número de Reynolds considerados, del orden de 8×10^3 a 6×10^4 no son suficientemente representativos tanto de la geometría como de las condiciones del flujo sobre tanques de combustible. Más recientemente, Castro et al. (2016) realizaron un estudio numérico del flujo de viento atmosférico de tanques de petróleo dispuestos en tándem. Se emplearon modelos de turbulencia tipo RANS de la familia $\kappa - \epsilon$, realizándose la comparación de los resultados obtenidos de las cargas de presiones sobre un tanque aislado con resultados experimentales presentados en Portela y Godoy (2005). Se presentan además resultados numéricos sobre el efecto del apantallamiento de dos tanques dispuestos en tándem, incluyendo en este análisis el efecto de la forma del techo del tanque enfrentado al viento. No se realizaron comparaciones con resultados experimentales en este último caso.

En este trabajo se presentan resultados numéricos obtenidos mediante modelos RANS de la familia $k - \epsilon$ con el fin de evaluar la capacidad de los mismos de predecir las cargas de presión inducidas por el viento atmosférico sobre un tanque aislado. Las condiciones del modelo numérico corresponden a las del ensayo experimental en un túnel de viento de capa límite atmosférica considerando un modelo de tanque rígido reportado en MacDonald et al. (1988). En particular se presenta una comparación de la distribución de presiones medias obtenidas mediante los modelos $k - \epsilon$ estándar, $k - \epsilon$ RNG y $k - \epsilon$ realizable con resultados experimentales sobre tanques de techo plano y cónico a diferentes relaciones de aspecto y números de Reynolds representativos de las condiciones del flujo sobre un tanque de almacenamiento de combustible.

2. DESCRIPCION DEL MODELO

2.1. Ecuaciones de gobierno

En el modelado del flujo de viento en la capa límite atmosférica neutralmente estable (ABL, por sus siglas en inglés) se considera un flujo turbulento incompresible, para el cual se ignoran los efectos de gradientes de temperatura, fuerzas de Coriolis y fuerzas másicas. Bajo estas hipótesis las ecuaciones RANS estacionarias correspondientes a la conservación de la masa y momento se escriben como:

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\rho \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \left[\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right] - \overline{\rho u'_i u'_j} \right) \quad (2)$$

en donde \bar{u}_i, u'_i denotan la componente media y fluctuante de la velocidad en la dirección x_i de un sistema de ejes cartesiano respectivamente, \bar{p} la componente media de la presión, ρ la densidad y μ la viscosidad dinámica.

El tensor de tensiones de Reynolds $\overline{\rho u'_i u'_j}$ se modela según la hipótesis de Boussinesq (Schmitt, 2007):

$$-\overline{\rho u'_i u'_j} = \mu_T \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} k \delta_{ij} \quad (3)$$

en donde μ_T es la viscosidad turbulenta y k , la energía cinética turbulenta por unidad de masa, es definida como:

$$k \equiv \frac{1}{2} \overline{u'_i u'_i} \quad (4)$$

2.2. Modelos RANS

En el modelo $k - \epsilon$ estándar (Jones y Launder, 1972) la viscosidad cinemática turbulenta $\nu_T \equiv \frac{\mu}{\rho}$ se obtiene de:

$$\nu_T = C_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \quad (5)$$

en donde ϵ denota la disipación turbulenta y C_μ es una constante del modelo. Las ecuaciones de transporte de la energía cinética y disipación turbulentas para un flujo estacionario se escriben como:

$$\frac{\partial (k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\nu + \frac{\nu_T}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + \mathcal{P}_k - \epsilon \quad (6)$$

$$\frac{\partial (\epsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\nu + \frac{\nu_T}{\sigma_\epsilon} \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right) + C_{\epsilon 1} \frac{\mathcal{P}_k \epsilon}{k} - C_{\epsilon 2} \frac{\epsilon^2}{k} \quad (7)$$

donde el término de producción de energía cinética turbulenta \mathcal{P}_k se obtiene de:

$$\mathcal{P}_k = 2\nu_T S_{ij} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \quad (8)$$

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (9)$$

Las constantes del modelo asumen los siguientes valores: $C_{\epsilon 1} = 1.44$; $C_{\epsilon 2} = 1.92$; $C_\mu = 0.09$; $\sigma_k = 1.0$; $\sigma_\epsilon = 1.3$

Las dos variantes del modelo $k - \epsilon$ consideradas son el modelo $k - \epsilon$ RNG y el modelo $k - \epsilon$ realizable. En el esquema $k - \epsilon$ RNG (Yakhot et al., 1992), la ecuación para el transporte de la disipación turbulenta se obtiene de:

$$\frac{\partial (\epsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\nu + \frac{\nu_T}{\sigma_\epsilon} \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right) + C_{\epsilon 1 \text{RNG}} \frac{\mathcal{P}_k \epsilon}{k} - C_{\epsilon 2 \text{RNG}} \frac{\epsilon^2}{k} - \frac{C_{\mu \text{RNG}} \eta^3 (1 - \eta/\eta_0) \epsilon^2}{1 + \beta \eta^3} \frac{\epsilon^2}{k} \quad (10)$$

con

$$\eta \equiv \sqrt{2 S_{ij} S_{ij}} \frac{k}{\epsilon} \quad (11)$$

Las constantes por defecto del modelo son: $\sigma_k = 0.72$; $\sigma_\epsilon = 0.72$; $C_{\mu \text{RNG}} = 0.085$; $C_{\epsilon 1 \text{RNG}} = 1.42$; $C_{\epsilon 2 \text{RNG}} = 1.68$; $\eta_0 = 4.38$; $\beta = 0.012$.

En el modelo $k - \epsilon$ realizable el parámetro C_μ no es constante, sino una función de las tasas de deformación y vorticidad medias, y de las propias variables turbulentas, y se encuentra dado por:

$$C_\mu = \frac{1}{A_0 + A_s U^{(*)} \frac{k}{\epsilon}} \quad (12)$$

en donde, para un sistema de referencia con rotación nula se tiene:

$$A_0 = 4.04, A_s = \sqrt{6} \cos \phi, \phi = \frac{1}{3} \cos^{-1} \left(\sqrt{6}W \right), W = \frac{S_{ij}S_{jk}S_{ki}}{\tilde{S}}, \tilde{S} = \sqrt{S_{ij}^2}$$

$$U^{(*)} = \sqrt{S_{ij}S_{ij} + \Omega_{ij}\Omega_{ij}}, \quad \Omega_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right)$$

Mientras que la ecuación de evolución de la energía cinética turbulenta es similar al modelo estándar, la ecuación de la disipación turbulenta se convierte en:

$$\frac{\partial \epsilon}{\partial t} + \frac{\partial (\epsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\nu + \frac{\nu_T}{\sigma_k} \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right) + C_1 \sqrt{2S_{ij}S_{ij}} \epsilon - C_2 \frac{\epsilon^2}{k + \sqrt{\nu_T} \epsilon} \quad (14)$$

en donde el parámetro C_1 se expresa según:

$$C_1 = \max \left(0.43, \frac{\eta}{\eta + 5} \right)$$

El modelo se completa con los siguientes valores para las constantes: $C_2 = 1.9$; $\sigma_k = 1.0$; $\sigma_\epsilon = 1.2$.

2.3. Modelado de la capa límite atmosférica

En el modelado de las condiciones del flujo en la capa límite atmosférica (ABL, por sus siglas en inglés) neutralmente estable se asume un flujo homogéneo que satisface las siguientes condiciones: (i) velocidad vertical nula, (ii) presión constante y (iii) tensión de corte constante. Considerando un sistema de ejes cartesiano para el cual la dirección x coincide con la del viento, y la dirección z coincide con la vertical medida desde la posición del suelo, [Richards y Hoxey \(1993\)](#) proponen el uso del perfil de velocidades, k y ϵ dados por:

$$U(z) = \frac{u^*}{\kappa} \ln \left(\frac{z + z_0}{z_0} \right) \quad (15)$$

$$k = \frac{u^{*2}}{\sqrt{C_\mu}} \quad (16)$$

$$\epsilon = \frac{u^{*3}}{\kappa(z + z_0)} \quad (17)$$

en donde ρu^{*2} es la tensión de corte constante, κ es la constante de von Karman (≈ 0.4) y z_0 corresponde a la rugosidad aerodinámica.

Utilizando el valor de $\kappa = 0.4$, [Richards y Hoxey \(1993\)](#) deducen que el valor de $\sigma_\epsilon = 1.11$ debe ser utilizado en el modelo $k - \epsilon$ para satisfacer las condiciones de homogeneidad en la ecuación de transporte de la energía cinética turbulenta en la ABL. Más recientemente, [Richards y Norris \(2011\)](#) amplían la discusión anterior al modelo $k - \epsilon$ RNG, encontrando que un valor de $C_{\epsilon 1RNG1} = 0.92$ debe ser utilizado para satisfacer similares restricciones. En cuanto al esquema $k - \epsilon$ realizable, no fue realizada en este trabajo ninguna modificación de los parámetros constantes del modelo.

2.4. Metodología numérica

El sistema de ecuaciones RANS estacionario es discretizado según un esquema de volúmenes finitos colocalizado centrado en las celdas y resuelto mediante el algoritmo de acoplamiento segregado presión-velocidad SIMPLE (Ferziger y Peric, 2001). La implementación computacional de este esquema corresponde a la disponible en el software para simulación CFD OpenFOAM® v6. (Weller et al., 1998). Para la discretización espacial de los operadores diferenciales, fue elegida una integración de tipo gaussiana con diferentes esquemas de interpolación de forma tal de obtener un segundo orden de precisión. En el cálculo de los gradientes se empleó una interpolación lineal limitada en las celdas, en tanto en el operador divergencia fue empleada una interpolación de tipo upwind. Para el operador laplaciano se empleó interpolación lineal con correcciones para tener en cuenta la no-ortogonalidad de la malla. Un solver estabilizado tipo gradiente conjugado preconditionado fue utilizado para la solución de la presión y la velocidad. Un preconditionador tipo Cholesky incompleto basado en la diagonal fue utilizado para la presión, en tanto que un preconditionador incompleto LU fue empleado para la velocidad. Las variables turbulentas fueron resueltas con un solver suavizado tipo Gauss-Seidel. La solución numérica avanza desde las condiciones iniciales correspondientes a una ABL homogénea en todo el dominio hasta obtener una reducción en el residuo de todas las variables menor o igual a 1×10^{-5} .

2.5. Condiciones de borde

En la entrada los perfiles de velocidad, energía cinética turbulenta y su tasa de disipación son dados por las Ecs. (15-17) respectivamente. En la salida todas las variables del flujo son asumidas como completamente desarrolladas, imponiéndose un valor de presión nulo.

El tratamiento de las condiciones de borde en la cota inferior del dominio merece especial atención y ha sido tratado por diversos autores, los cuales introducen distintas estrategias para obtener condiciones de homogeneidad en la solución numérica de la ABL en el contexto del modelo $k - \epsilon$. Entre estas estrategias, se tienen la imposición de la igualdad entre las tasas de disipación y producción turbulentas en la primer celda adyacente al suelo (Richards y Hoxey, 1993) y el uso de funciones de pared rugosa con constantes de rugosidad modificada (Hargreaves y Wright, 2007) o funciones de rugosidad especiales (Parente et al., 2011) que buscan empalmar la ley logarítmica de la pared con la dada por el perfil de velocidades propio de la ABL. En esta última, que es la empleada en este trabajo, se utiliza una ley de la pared dada por $u = \frac{u^*}{\kappa \ln(Ez^+)}$, donde la constante E y la distancia adimensional z^+ se definen como:

$$E = \frac{\nu}{z_0 u^*}, \quad z^+ = \frac{(z + z_0) u^*}{\nu} \quad (18)$$

Esta ley de pared es implementada en OpenFOAM® v.6 mediante una condición sobre la viscosidad turbulenta denominada *nutkAtmRoughWallFunction*.

En el borde superior del dominio Richards y Hoxey (1993) también remarcaron el hecho de que una tensión de corte constante $\tau = \rho u^{*2}$ debe ser impuesta de forma de conservar las condiciones de homogeneidad de la ABL. Se imponen además condiciones de gradiente nulo para k y gradiente fijo dado por:

$$\frac{\partial \epsilon}{\partial z} = -\frac{u^{*3}}{\kappa z_t^2} \quad (19)$$

para ϵ , la cual se deriva del perfil de la ABL, y en donde z_t corresponde a la cota superior del dominio.

Finalmente, sobre la superficie del tanque se utilizó una ley de pared suave, en tanto que en las secciones laterales del dominio se asumen condiciones de gradiente nulo para todas las variables.

3. RESULTADOS

En este trabajo se ha utilizado como base los resultados provistos en el estudio experimental del flujo en túnel de viento de capa límite atmosférica en un tanque aislado reportado en [MacDonald et al. \(1988\)](#). En particular, se han obtenido resultados numéricos para tanques cilíndricos de tres relaciones de aspecto altura (H)/diámetro (D) iguales a 0.5, 1 y 2, para los cuales el flujo incidente tiene un número de Reynolds basado en la velocidad de la corriente libre a la altura del tanque, igual a 2.5×10^5 , 2.9×10^5 y 3.4×10^5 respectivamente. Para estos tres casos se han obtenido resultados numéricos correspondientes a dos configuraciones del techo del tanque: techo plano y techo cónico de 25° . El diámetro del tanque para todos los casos resueltos es similar e igual a 0.2 m, en tanto que la rugosidad aerodinámica z_0 que se tiene de las condiciones del ensayo es igual a 0.0002 m.

3.1. Dominio computacional y mallado

El dominio computacional se ha elegido siguiendo las recomendaciones dadas por [Tominaga et al. \(2008\)](#) en donde se establece que debería ser utilizado un dominio para el cual la relación de bloqueo sea menor al 3 % en el modelado numérico del flujo de viento sobre estructuras. Un análisis de sensibilidad de la solución a la geometría del dominio, aquí no presentado, permitió establecer un dominio de las dimensiones detalladas en la Fig. 1, la cual es finalmente la geometría elegida para todos los casos estudiados. La discretización geométrica del dominio fue realizada empleando el software de acceso libre Gmsh ([Geuzaine y Remacle, 2009](#)).

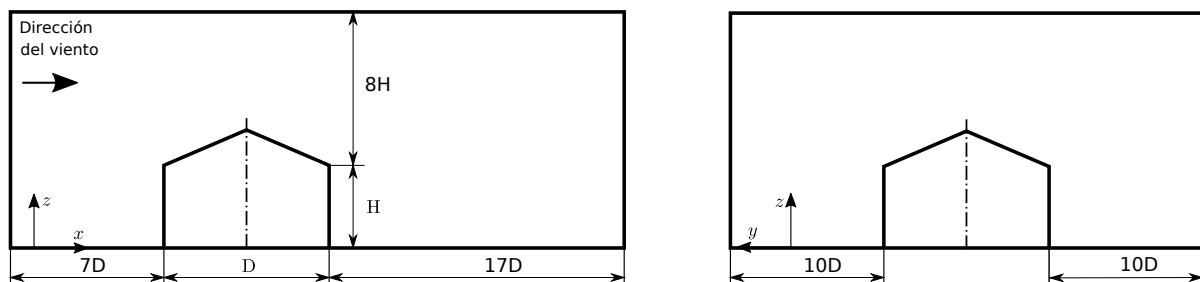


Figura 1: Definición del dominio computacional.

Para cada dominio considerado se realizaron tres mallas hexaédricas multibloque de menor a mayor grado de refinamiento. La relación de elementos en cada dirección para grados de refinamientos sucesivos es aproximadamente igual a 1.5 de acuerdo a los lineamientos establecidos por [Franke et al. \(2004\)](#). La malla más gruesa posee en promedio un número de celdas aproximado de 2×10^5 , la media de 6.5×10^5 y la más fina de 2.3×10^6 . El mallado de la capa límite en la región adyacente a la pared se realizó imponiendo una ley de progresión geométrica para la cual se obtuvo una distancia adimensional promedio y^+ aproximadamente igual a 120 en todos los casos resueltos, asegurando que la primer celda se ubica en la capa logarítmica y permitiendo por lo tanto el uso de funciones de pared estándar. De un análisis de la sensibilidad de la solución a la malla sobre una de las condiciones estudiadas, se encontró que la diferencia entre la distribución de presión obtenida para la malla media y fina es aproximadamente menor a 1 %, por lo que se decidió proceder con la utilización de la malla media para el cómputo de

las restantes condiciones. Una vista general de la malla de refinamiento medio se muestra en la Fig. 2.

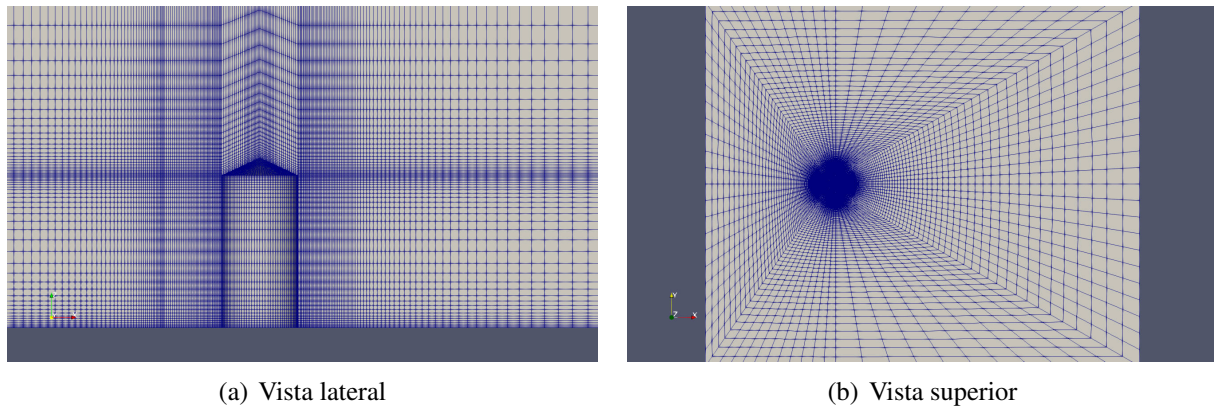


Figura 2: Vistas de la malla de refinamiento medio.

3.2. Discusión

En la Fig. 3 se muestran las líneas de contorno de la presión media correspondientes a la solución numérica empleando el modelo $k - \epsilon$ RNG para el caso del tanque de relación de aspecto igual a 1 y techo cónico. La coordenada x tiene el sentido y dirección del flujo de viento, en tanto que la coordenada azimutal θ medida es definida desde el punto de impacto.

Para el techo cónico pueden identificarse dos zonas de alta presión negativa: una burbuja de separación localizada cerca del borde de ataque y una región alineada perpendicularmente al flujo en la región central del techo, ambas concordantes con las mediciones experimentales presentadas en MacDonald et al. (1988). En la pared lateral del tanque se observa que la presión alcanza un mínimo en una región aproximadamente igual al 70 % de la altura del tanque. Se observa además que la posición de separación del flujo varía desde aproximadamente 90° para la zona adyacente al suelo a un valor constante igual a 135° a partir de una altura igual al 50 % del tanque.

En las Figs. (4-6) se presentan los resultados numéricos de la distribución de presiones media sobre la pared del tanque para las tres relaciones de aspecto y dos configuraciones del techo consideradas. Se comparan los resultados obtenidos mediante los modelos RANS $k - \epsilon$ estándar, $k - \epsilon$ RNG y $k - \epsilon$ realizable con resultados experimentales de túnel de viento presentados por MacDonald et al. (1988). En todos los casos, los resultados corresponden a una altura z constante. Esta posición de medición en el ensayo original, fue elegida debido a que representaba la zona para la cual se obtenían tanto el máximo como el mínimo en los valores de las presiones medias.

En la Fig. 4 se muestran los resultados obtenidos para el tanque de relación de aspecto 0.5 a una altura igual a 0.062 m y un Reynolds igual a 2.5×10^5 , tanto para la configuración de techo plano como cónico. Es de notar en este y los restantes casos, que la forma del techo prácticamente no tiene incidencia sobre los resultados experimentales obtenidos a las alturas de la pared consideradas. Se observa que desde la zona del punto de impacto hasta la posición de 70° los tres modelos predicen valores similares, notándose una mejor concordancia con los resultados experimentales para el caso del techo cónico. La posición de la presión mínima presenta una diferencia de aproximadamente 10° , obteniéndose la menor diferencia para el modelo $k - \epsilon$

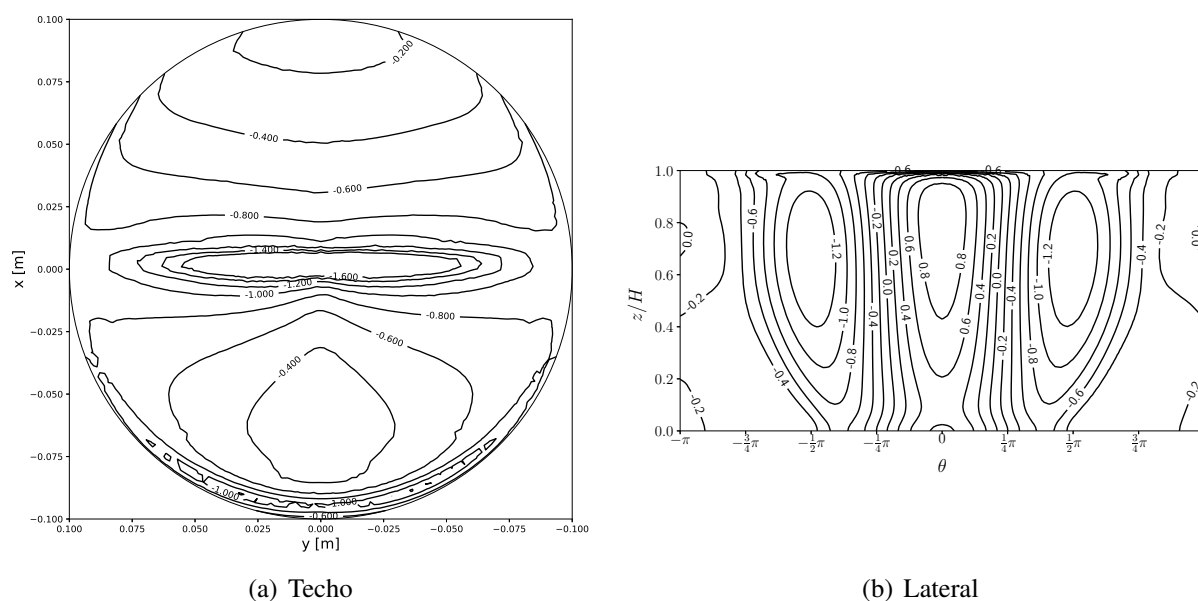


Figura 3: Líneas de contorno de presiones medias sobre la superficie del tanque de techo cónico de 25°. Modelo $k - \epsilon$ RNG. Relación de aspecto $H/D = 1$. Reynolds = 2.9×10^5 .

realizable, si bien éste es el que presenta mayor difusión en la magnitud de este valor. En una posición aproximadamente igual a 120° se presenta separación del flujo a partir del cual se tiene un valor de presión constante. Los tres modelos sobreestiman en forma similar, tanto la posición de la separación como una subestimación de la presión constante negativa, observándose una mejor concordancia para el caso del techo cónico.

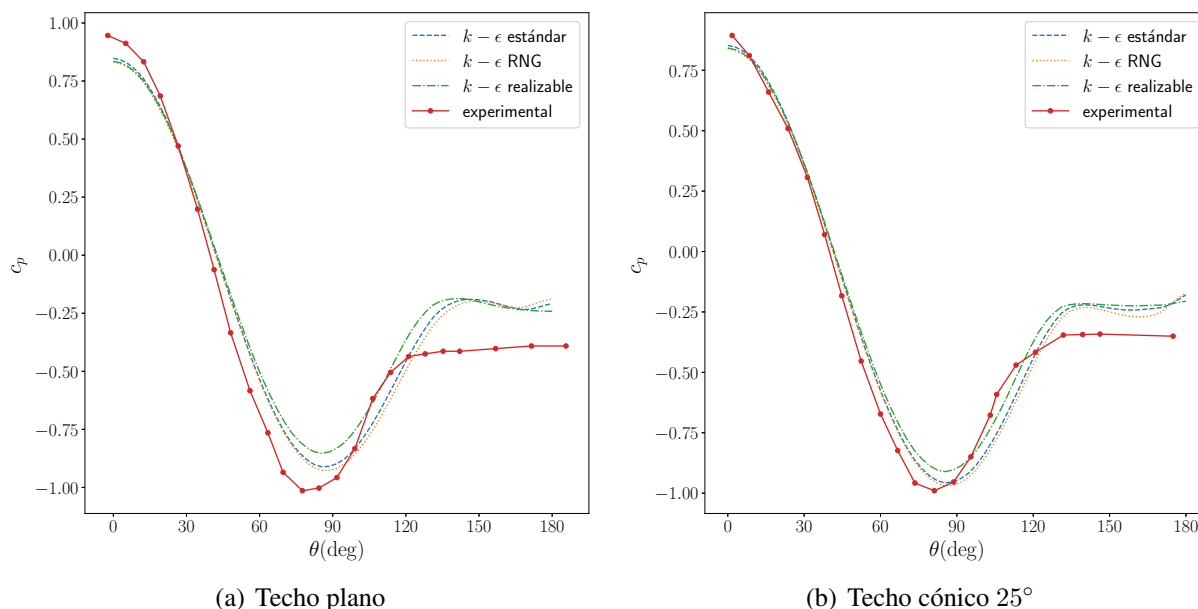


Figura 4: Distribución de presiones medias sobre la superficie del tanque. Relación de aspecto $H/D = 0.5$. Posición $z = 0.062$ m. Reynolds = 2.5×10^5 .

Similar al caso anterior, en la Fig. 5 se muestran los resultados obtenidos para el tanque de relación de aspecto 1 a una altura igual a 0.162 m y un Reynolds igual a 2.9×10^5 . En

este caso se nota una mejora con respecto al modelo base, en la captura de la presión máxima obtenida en la zona de impacto, para ambas variantes del modelo $k - \epsilon$ estándar. Tal como es notado por los autores del estudio experimental, a medida que aumenta la relación de aspecto existe un aumento del coeficiente de presión mínima, siendo éste de un valor aproximadamente igual a -1.4. El modelo $k - \epsilon$ RNG brinda la mejor estimación de esta magnitud, para ambas configuraciones del techo. El punto de separación se obtiene en este caso para una posición aproximadamente igual a 130° . En la zona detrás del punto de separación, puede notarse que sólo el modelo $k - \epsilon$ realizable presenta una mejor captura tanto de la posición de la separación como de la tendencia de esta región a asumir un valor constante de presión. No obstante, todos los modelos subestiman el valor de la presión mínima, y en contraposición al caso anterior, se obtiene una mejor concordancia de los resultados en la región de flujo separado para el caso de techo plano.

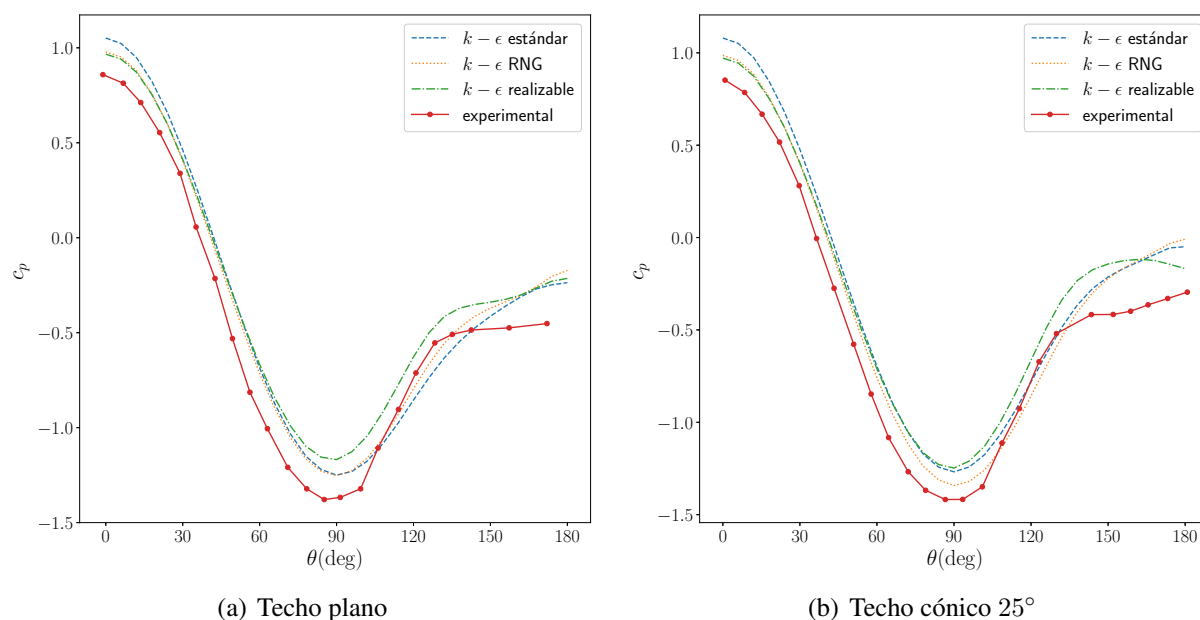


Figura 5: Distribución de presiones medias sobre la superficie del tanque.

Relación de aspecto $H/D = 1$. Posición $z = 0.162$ m. Reynolds $= 2.9 \times 10^5$.

En la Fig. 6 se muestran los resultados obtenidos para el tanque de relación de aspecto 2 a una altura igual a 0.312 m y un Reynolds igual a 3.4×10^5 . Manteniendo la tendencia anterior, el valor del coeficiente de presión mínima aumenta en este caso a un valor aproximadamente igual a -1.6. Similar al caso anterior, en la zona de impacto se obtiene una mejora en la captura de la presión máxima al emplear las variantes del modelo $k - \epsilon$ estándar, presentándose la mejor concordancia para el modelo $k - \epsilon$ realizable. Nuevamente, la mejor concordancia para la captura de la presión mínima se da para el modelo $k - \epsilon$ RNG, mientras que el modelo $k - \epsilon$ realizable, presenta una mejor captura de la separación, cuya posición y presión mínima constantes por detrás de la separación son similares al caso anterior.

4. CONCLUSIONES

En este trabajo se han presentado resultados numéricos empleando la metodología RANS para el flujo de viento en la capa límite atmosférica sobre un tanque de almacenamiento de combustible. Mediante los modelos $k - \epsilon$ estándar y las variantes $k - \epsilon$ RNG y $k - \epsilon$ realizable

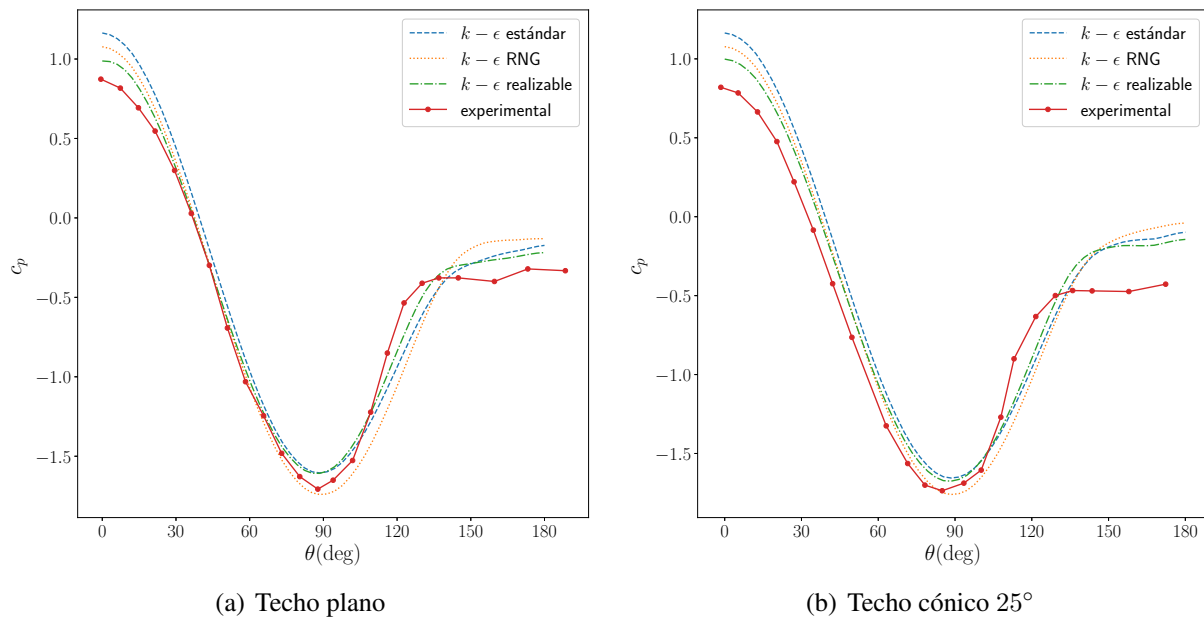


Figura 6: Distribución de presiones medias sobre la superficie del tanque.
Relación de aspecto $H/D = 2$. Posición $z = 0.312$ m. Reynolds $= 3.4 \times 10^5$.

se obtuvieron y presentaron resultados de la distribución media de presiones para un tanque de relación de aspecto altura/diámetro iguales a 0.5, 1 y 2 para números de Reynolds iguales a 2.5×10^5 , 2.9×10^5 y 3.4×10^5 , respectivamente. Se contrastaron las soluciones obtenidas, con resultados en ensayo en tunel de viento de capa límite atmosférica reportados por [MacDonald et al. \(1988\)](#). Del presente estudio numérico se desprenden las siguientes conclusiones:

- Los modelos RANS empleados permiten obtener una buena concordancia con las características generales del flujo sobre la superficie del tanque, tanto para el techo plano como para el techo cónico.
- El modelo $k - \epsilon$ estándar presenta la menor concordancia en la captura de la presión máxima en el punto de impacto. Tanto el modelo $k - \epsilon$ RNG como el modelo $k - \epsilon$ realizable mejoran la resolución de la misma. El comportamiento de los resultados en esta región no presentan sensibilidad a la forma del techo.
- Los tres modelos presentan similar comportamiento y una buena concordancia con las mediciones experimentales en la región de presión positiva.
- La presión mínima es capturada en forma distinta por los tres modelos, presentando el modelo $k - \epsilon$ RNG la mejor captura de la magnitud de la misma y el modelo $k - \epsilon$ realizable la solución con mayor difusión en todos los casos.
- En cuanto a las características de la zona de separación del flujo, todos los modelos presentan una subestimación de la presión mínima detrás del punto de desprendimiento, pudiéndose observar que en general, el modelo $k - \epsilon$ realizable presenta una mejor calidad de la solución en esta región. Se observa además una sensibilidad de la solución numérica a la forma del techo en la región de flujo separado, la cual no tiene concordancia con los resultados experimentales.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen a los proyectos MINCyT-ECOSud PA17A07, PUE2016-IDIT, PICT2017-3931 y SECyT-UNC. Este trabajo utilizó el Cluster Eulogia del CCAD-UNC, que forma parte del SNCAD-MinCyT, Argentina.

REFERENCIAS

- Castro L.M.S., Elaskar S.A., y Godoy L.A. Presiones debidas a viento en tanques de petróleo alineados en tándem mediante CFD. *Mecánica Computacional Vol. XXXIV*, páginas 775–794, 2016.
- Chang J.I. y Lin C.C. A study of storage tank accidents. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 19(1):51 – 59, 2006.
- Ferziger J. y Peric M. *Computational Methods for Fluid Dynamics, 3rd Ed.* Springer, 2001.
- Flores F.G. y Godoy L.A. Buckling of short tanks due to hurricanes. *Engineering Structures*, 20(8):752 – 760, 1998.
- Franke J., Hirsch C., Jensen A., Krüs H., Schatzmann M., Westbury P., Miles S., Wisse J., y Wright N. Recommendations on the use of CFD in wind engineering. En J. van Beeck, editor, *Proceedings of the International Conference on Urban Wind Engineering and Building Aerodynamics*. COST action C14, 2004.
- Geuzaine C. y Remacle J. Gmsh: A 3-D finite element mesh generator with built-in pre- and post-processing facilities. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 79(11):1309–1331, 2009.
- Godoy L.A. Performance of storage tanks in oil facilities damaged by hurricanes Katrina and Rita. *Journal of Performance of Constructed Facilities*, 21(6):441–449, 2007.
- Godoy L.A. Buckling of vertical oil storage steel tanks: Review of static buckling studies. *Thin-Walled Structures*, 103:1 – 21, 2016.
- Hanjalić K. y Kenjereš S. Some developments in turbulence modeling for wind and environmental engineering. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 96(10):1537 – 1570, 2008.
- Hargreaves D. y Wright N. On the use of the $k - \epsilon$ model in commercial CFD software to model the neutral atmospheric boundary layer. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 95(5):355 – 369, 2007.
- Jaca R.C. y Godoy L.A. Wind buckling of metal tanks during their construction. *Thin-Walled Structures*, 48(6):453 – 459, 2010.
- Jones W. y Launder B. The prediction of laminarization with a two-equation model of turbulence. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 15:301–314, 1972.
- MacDonald P., Kwok K., y 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(2):165 – 187, 1988.
- Parente A., Gorré C., van Beeck J., y Benocci C. Improved $k - \epsilon$ model and wall function formulation for the rans simulation of abl flows. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 99(4):267 – 278, 2011.
- Pasley H. y Clark C. Computational fluid dynamics study of flow around floating-roof oil storage tanks. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 86(1):37 – 54, 2000.
- Portela G. y Godoy L.A. Shielding effects and buckling of steel tanks in tandem arrays under wind pressures. *Wind and Structures: An International Journal*, 8(5):325–342, 2005.

- 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):145–153, 1993.
- Richards P. y Norris S. Appropriate boundary conditions for computational wind engineering models revisited. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 99:257–266, 2011.
- Said N.M., Mhiri H., Bournot H., y Palec G.L. Experimental and numerical modelling of the three-dimensional incompressible flow behaviour in the near wake of circular cylinders. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 96(5):471 – 502, 2008.
- Schmitt F. About Boussinesq's turbulent viscosity hypothesis: historical remarks and a direct evaluation of its validity. *Comptes Rendus Mécanique*, 335(9,10):617–627, 2007.
- Tominaga Y., Mochida A., Yoshie R., Kataoka H., Nozu T., Yoshikawa M., y Shirasawa T. AIJ guidelines for practical applications of CFD to pedestrian wind environment around buildings. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 96:1749–1761, 2008.
- Weller H.G., Tabor G., Jasak H., y Fureby C. A tensorial approach to computational continuum mechanics using object-oriented techniques. *Computers in Physics*, 12(6):620–631, 1998.
- Yakhot Y., Orszag S., Thangam S., Gatski T., y Speziale C. Development of turbulence models for shear flows by a double expansion technique. *Physics of Fluids A*, 4(7):1510–1520, 1992.