

## **Estudio del Efecto de la Altitud sobre el Comportamiento de Motores de Combustión Interna. Parte 1: Funcionamiento**

### **Study of the Altitude Effect on Internal Combustion Engine Operation. Part 1: Performance**

**Magín Lapuerta (1), Octavio Armas (1), John R. Agudelo (2) y Carlos A. Sánchez (2)**

(1) Universidad de Castilla-La Mancha, Escuela Técnica Superior de Ingenieros Industriales, Camilo José Cela s/n, 13071 Ciudad Real-España (e-mail: [magin.lapuerta@uclm.es](mailto:magin.lapuerta@uclm.es))

(2) Universidad de Antioquia, Grupo GASURE, Calle 67 N°. 53-108, A.A. 1226, Medellín-Colombia

---

#### **Resumen**

En este trabajo se estudia el efecto de la altitud sobre la potencia en motores de aspiración natural y turbosobrealimentados sin sistemas correctores, en función de la presión ambiental. La altitud sobre el nivel del mar tiene un notable efecto sobre la densidad del aire y su composición. Dado que los motores de combustión interna tienen sistemas de admisión y de inyección de combustible volumétricos, la altitud modifica el ciclo termodinámico de operación, y en consecuencia las prestaciones, así como las condiciones locales de combustión, y por tanto la formación de contaminantes. Se ha obtenido una expresión que permite calcular el incremento de relación de compresión del turbogrupo, necesario para evitar cualquier pérdida de potencia al aumentar la altitud.

**Palabras claves:** *motores de combustión, efecto de altitud, funcionamiento de motores, potencia*

---

#### **Abstract**

The present study shows the effect of altitude on the performance of both naturally aspirated and turbocharged internal combustion engines without corrective systems, as a function of pressure in the environment. Altitude above sea level has a notable effect on the density of air and its composition. Given that internal combustion engines have volumetric-based fuel systems, altitude can modify their thermodynamic cycle of operation, and consequently their performance, local combustion conditions, and formation of pollutants. An expression has been

obtained which allows calculation of the increase of the compression ratio of the turbogroup required to avoid power loss with increase in altitude.

**Keywords:** *combustion engines, altitude effects, engine performance, power*

---

## INTRODUCCIÓN

La disminución de la presión y la temperatura atmosférica afecta a la densidad del aire y su composición, y en consecuencia, a las prestaciones de toda máquina térmica. Este problema es más acentuado en máquinas térmicas de desplazamiento volumétrico como los motores de combustión interna alternativos, y dentro de ellos, aún más en los de aspiración natural.

El rendimiento indicado disminuye con la altitud debido principalmente a que la presión en el cilindro es menor a lo largo de todo el ciclo del motor, si bien otros efectos relacionados con la incorporación del combustible también influyen. Todo ello provoca una pérdida de potencia indicada. Aunque la potencia de pérdidas mecánicas se reduce ligeramente con la altitud debido a que la potencia de pérdidas de bombeo y la de rozamiento se reducen por la disminución de la contrapresión de escape y de presión en el cilindro respectivamente, esta disminución es mucho menos significativa que la de la potencia indicada. Por ello, algunos autores suponen el cambio en la potencia de pérdidas mecánicas como un porcentaje constante de la variación de la potencia indicada a medida que cambia la altitud (Xiaoping *et al.*, 1996), mientras que otros directamente la desprecian (SAE J1349, 1995; Heywood, 1988), suponiendo idéntica disminución para la potencia indicada y para la efectiva. Esta última suposición implica que el peso de las pérdidas mecánicas crezca frente a una potencia indicada que disminuye y que por lo tanto la pérdida relativa de potencia efectiva sea incluso mayor que la indicada y creciente al disminuir el rendimiento mecánico del motor.

Lizhong *et al.* (1995) realizaron ensayos en un motor diesel de inyección directa, aspiración natural, de 3.3 litros de cilindrada total y cuatro cilindros. Dejando constante el dosado relativo, obtuvieron una disminución del 24% en la potencia efectiva y un incremento del consumo específico de combustible cercano al 4% al operar a 2000 msnm (metros sobre el nivel del mar). Adicionalmente estudiaron el efecto que tenía dejar constante el consumo de combustible de máxima economía (consumo específico de combustible mínimo), obteniendo con el mismo motor, una disminución en la potencia efectiva en torno al 16% y un incremento en el consumo específico de combustible mínimo en torno al 6% al operar a la misma altura (2000 msnm).

Xiaoping *et al.*, (1996) desarrollaron un modelo para predecir el efecto de la presión y la temperatura ambiente sobre motores diesel turboalimentados (TC). Manteniendo constantes el régimen de giro del motor, la masa de combustible inyectado y la temperatura ambiente, obtuvieron una disminución en la potencia efectiva cercana al 4% al pasar de 0 a 3000 msnm. El efecto de la temperatura lo obtuvieron dejando constantes el régimen de giro, la masa de combustible inyectado y la altura sobre el nivel del mar. Al disminuir la temperatura ambiente de 20 a -15°C observaron un aumento de la potencia efectiva en torno al 7%. La compensación de potencia proporcionada por el turbogruppo se debió al incremento del dosado relativo y por tanto de la temperatura de escape, y a la disminución de la contrapresión de escape al aumentar la altitud.

En motores de encendido provocado con lazo de control cerrado, el requerimiento de dosado estequiométrico obliga a la unidad de control electrónico del motor a inyectar menos cantidad de combustible a medida que aumenta la altura sobre el nivel del mar (menor disponibilidad de aire atmosférico). La menor temperatura exterior obliga a avanzar el ángulo de encendido ya

que disminuye la velocidad de combustión. Olin y Maloney (1999) desarrollaron un algoritmo de cálculo basado en las ecuaciones de flujo a través de válvulas, que permite corregir los parámetros de la unidad de control electrónico en función de la presión barométrica.

Con el fin de establecer una base de comparación común es necesario aplicar factores de corrección para convertir la potencia en el terreno a potencia en condiciones estándar y viceversa. Esta corrección suele ser del tipo:

$$\frac{N_i}{N_{i0}} = \left( \frac{p}{p_0} \right)^a \cdot \left( \frac{T}{T_0} \right)^b \quad (1)$$

donde  $N_i$ ,  $p$  y  $T$  son la potencia indicada, presión y temperatura del lugar de operación respectivamente, el subíndice 0 indica condiciones de referencia (normalmente 0 msnm).

La corrección por humedad se suele incorporar en el término de presión, restando de ésta la presión del vapor de agua atmosférico. En este trabajo no se aborda dicho efecto, que con diferencia influye menos sobre las prestaciones del motor que la presión y temperatura (Soares y Sodré, 2002).

Los valores de los exponentes  $a$  y  $b$  varían según el tipo de motor y las condiciones de operación. Éstos no provienen de un análisis teórico de las ecuaciones, sino que obedecen a un ajuste experimental para correlacionar el tipo de motor y las condiciones atmosféricas. El exponente  $a$  suele tomar el valor de la unidad para motores diesel y de encendido provocado (MEP) de aspiración natural, tanto de aplicación estacionaria como de automoción. La norma ISO 1585 (1992) adoptada también por la sociedad de normas técnicas de Brasil (Sodré y Soares, 2003) recomienda para MEP de automoción un valor de  $a=1.2$  y resta de la presión atmosférica la del vapor de agua.

El exponente  $b$  suele variar entre -0.5 y -1 para motores de aspiración natural independientemente del tipo de aplicación, estacionaria o automoción, mientras que para motores sobrealimentados suele tomar valores mayores que la unidad. La norma ISO 3046-1 (1995) recomienda usar  $b = -0.75$  para motores diesel de aspiración natural de aplicaciones estacionarias, mientras que la norma SAE J816b (1979) recomienda valores de  $b = -0.7$  para el mismo tipo de motor. Ambas normas coinciden en recomendar valores de  $a=1$  y  $b=-0.5$  para MEP de aspiración natural que usan combustibles líquidos.

Para MEP de automoción la norma DIN 70020 (1986) recomienda  $a=1$  y  $b=-0.5$  con condiciones atmosféricas de referencia de  $p_0=1.01325$  bar y  $T_0=293$  K. La norma SAE J 1349 (1995) recomienda  $a=1$  y  $b=-0.5$ , pero resta de la presión la del vapor de agua en la atmósfera, siendo las condiciones de referencia  $p_0=0.99$  bar,  $T_0=302.4$  K y  $p_{0v}=0.013$  bar. Este factor de corrección se recomienda para un rango de presiones entre 0.95 y 1.01 bar y entre 288.5 y 316.3 K. La norma japonesa JIS D 1001 (Sodré y Soares, 2003), es similar a la norma SAE J1349 (1995), sólo que el valor de  $b$  es -0.75 y las condiciones de referencia son  $p_0=1.01325$  bar,  $T_0=293$  K. La norma ISO 1585 (Sodré y Soares, 2003) recomienda valores de  $b=-0.6$ , siendo las condiciones de referencia  $p_0=1$  bar,  $T_0=298$  K y  $p_{0v}=0.01$  bar. Este factor de corrección se recomienda para un rango de presiones entre 0.8 y 1 bar y un rango de temperaturas entre 288 y 308 K.

En la práctica, los valores más usados en la literatura para motores de aspiración natural son  $a=1$  y  $b=-0.5$ , que Heywood (1988) justifica por la dependencia directa entre la potencia y

el gasto admitido, el cual depende del producto  $P_{adm} \cdot T_{adm}^{-0.5}$ . Existen, sin embargo, algunos autores que limitan la validez de esta correlación. Por ejemplo, Harari y Sher (1993)

encontraron que los valores antes mencionados aplicados a motores de encendido provocado (MEP) de dos tiempos, solo tienen validez a regímenes de giro inferiores a 6000 rpm y presiones atmosféricas desde 70 kPa. Para regímenes de giro mayores a 6000 rpm, propusieron factores de corrección  $a=2$  y  $b=-0.8$  y cuya validez se extiende hasta los 44 kPa.

En Varela, (2001) se define la altura de restablecimiento del compresor para motores turbosobrealimentados de aviación como aquella a la cual el compresor está siendo utilizado a su capacidad máxima, con la misión de mantener la densidad igual a la de referencia, y por lo tanto la potencia desarrollada. Para lograr esto último es necesario mantener el gasto de aire independiente de las condiciones a la salida del compresor ( $p_{adm,0}$  y  $T_{adm,0}$ ), lo que hace

necesario mantener la relación  $p_{adm} \cdot T_{adm}^{-0.5}$  constante, justificación que coincide con la propuesta por Heywood (1988). Relacionando este término con los datos de presión y temperatura de remanso de la toma dinámica y la velocidad de vuelo de diseño de la aeronave, existen métodos para determinar la relación de compresión en el compresor necesaria para recuperar el gasto másico de admisión, y por tanto la potencia del motor.

Human et al. (1990) simularon el efecto de la altura (1800 msnm) en un sistema de muestreo a volumen constante (CVS) generando depresiones y contrapresiones en los colectores de admisión y escape. En un motor Caterpillar 3208 de aspiración natural, V-8, 10.4 litros de cilindrada, obtuvieron una disminución del par a plena carga (12%) al aumentar la altura, la cual fue aproximadamente constante en todo el rango de regímenes de giro del motor. En un motor Cummins NTCC-350 turboalimentado, 6 cilindros en línea, de 14 litros de cilindrada total, obtuvieron una disminución del par a plena carga entre 15 y 30% a velocidades inferiores a 1200 rpm (régimen de par máximo). A partir de este régimen de giro no se apreció diferencia al variar la altura, mostrando la importancia del turboalimentador. Chaffin y Ullman (1994) emplearon la misma instalación anterior para estudiar los efectos sobre las emisiones y las prestaciones en un motor Detroit Diesel serie 60, de 11.1 litros de cilindrada, 6 cilindros en línea, turboalimentado, postenfriado, que utilizaba un sistema de control electrónico con corrección por presión barométrica (DDEC II) operando a la altura de Ciudad de México (2160 msnm). En la prueba transitoria obtuvieron una disminución en el trabajo (kWh) en torno al 6.5%, y un incremento en el consumo específico de combustible en torno a 1.5% con respecto a 245 msnm. En la prueba estacionaria a plena carga midieron disminuciones en la potencia inferiores al 2% a 1200, 1500 y 1800 rpm, lo que mostró la importancia del turbocompresor y del control electrónico. Graboski y McCormick (1997) y McCormick *et al.* (1999) obtuvieron tendencias semejantes a 1600 msnm en un motor Cummins B5.9G de gas natural de quemado pobre con control de lazo cerrado y turboalimentado. El par efectivo a plena carga disminuyó en torno a 20% a regímenes de giro inferiores a 1600 rpm, y a partir de este régimen, no se apreció diferencia al variar la altura sobre el nivel del mar.

En vista de lo anterior, los fabricantes de motores han desarrollado diversos métodos para compensar el efecto de la altitud en sus motores, tales como la implementación de la turboalimentación o el uso de sensores barométricos que retroalimentan a la unidad de control electrónico para que actúe corrigiendo los parámetros de la inyección de combustible. Se han implementado algunos métodos de corrección por presión barométrica que no requieren el uso de sensores adicionales. Estos utilizan algoritmos de cálculo basados en las ecuaciones de flujo compresible a través de una restricción. Las entradas al algoritmo se obtienen de los sensores existentes en el motor (Olin y Maloney, 1999).

En este artículo se cuantifican algunos de estos efectos; y se hace una estimación del efecto de la altitud sobre las prestaciones de motores de aspiración natural y turboalimentados sin sistemas correctores en función de la presión ambiental.

## PLANTEAMIENTO

La altitud sobre el nivel del mar,  $z$ , tiene un importante efecto sobre las condiciones en las que se encuentra el aire y sobre su composición. Además de las variaciones de temperatura propias de las distintas capas de la atmósfera, la presión del aire disminuye a medida que crece la altitud del punto de medida, debido a la reducción del peso de la columna que soporta por encima, reducción que se debe tanto a la menor altura de la columna como a la menor densidad,  $r$ , del aire que la ocupa. Más concretamente, la variación de la presión a lo largo de un elemento diferencial de altura es debida al peso del aire que ocupa ese elemento por unidad de sección, es decir:

$$\frac{dp}{dz} = -g\rho \quad (2)$$

Este doble efecto de la disminución de la presión y de la densidad no es la única consecuencia de la altitud que pueda afectar al desarrollo de actividades humanas. Además, debido al diferente peso molecular de los componentes del aire, éste varía también su composición. En un elemento diferencial de volumen, este cambio de composición es causado por la variación de la presión parcial de cada componente  $i$ , generada como consecuencia de su diferencia de peso con respecto al de la mezcla de gases. Siendo  $n_i$  el número de moles y  $PM_i$  el peso molecular del componente  $i$ :

$$\frac{dp_i}{dz} = -g \frac{dn_i (PM_i - PM_a)}{dV} \quad (3)$$

No es objeto de la psicrometría estudiar las condiciones del aire más allá de la troposfera, pero sí conviene al menos conocer qué ocurre en el espesor atmosférico en el que puede existir población humana. Para ello, es necesario aceptar algunas hipótesis en relación a las siguientes cuestiones:

### *Comportamiento termodinámico del aire*

La hipótesis más habitual en psicrometría es suponer comportamiento de gas ideal, ya que el factor de compresibilidad del aire, cuando la presión es inferior a 1 atm y la temperatura rara vez sobrepasa los límites  $[-20,50]$  °C, es muy próximo a la unidad, y por tanto, el error cometido al considerarlo como gas perfecto es muy pequeño. Expresada en función de la densidad,  $r$ , la ecuación de estado del gas ideal (siendo  $R_a$  la constante másica del aire):

$$p = \rho R_a T \quad (4)$$

### *Perfil térmico de la columna de aire*

La hipótesis más sencilla consiste en suponer que la temperatura es uniforme al variar la altitud (columna isoterma). Sin embargo, esta hipótesis puede no ser muy precisa ya que es conocida la reducción de temperatura del aire con la altitud a lo largo del espesor de la troposfera (algo más de 10 km). Esta reducción puede manifestarse, bien suponiendo una tasa de enfriamiento constante (puede tomarse, por ejemplo, 6.5 K/km, o bien un perfil triangular con una temperatura constante de  $-55^\circ\text{C}$  a 11000 m de altitud (Conan, 1990). En cualquier caso, en el rango de altitud habitable, la gran cantidad de factores que pueden influir sobre la temperatura del aire hace muy difícil disponer de hipótesis adecuadas. Debe tenerse presente,

por tanto, que las expresiones que siguen permiten sólo obtener valores orientativos, y que las variaciones locales de temperatura pueden corregir dichos valores.

Suponiendo comportamiento del aire como gas ideal, las variaciones de la presión con la altitud (ecuación 2) y de la fracción molar del componente  $i$  ( $X_i$ ) con la altitud (ecuación 3) se transforman en las siguientes ecuaciones, la primera de las cuales es conocida como ecuación hidrostática:

$$\frac{dp}{p} = -\frac{g}{R_a T} dz \quad (5)$$

$$\frac{dX_i}{X_i} = -\frac{g}{RT} (PM_i - PM_a) dz \quad (6)$$

Siendo  $R$  la constante universal de los gases, y  $R_a$  la específica del aire. Si se supone un perfil isoterma de la columna de aire, la integración de estas ecuaciones desde la altitud del nivel del mar (subíndice 0) hasta una altura genérica conduce a sendas leyes exponenciales:

$$p = p_0 e^{-\frac{gz}{R_a T}} \quad (7)$$

$$X_i = X_{i0} e^{-\frac{gz}{RT} (PM_i - PM_a)} \quad (8)$$

Mientras que si se supone un perfil triangular  $dT=Kdz$ , la integración de las anteriores ecuaciones diferenciales da como resultado leyes de tipo potencial:

$$p = p_0 \left( \frac{T}{T_0} \right)^{-\frac{g}{R_a K}} \quad (9)$$

$$X_i = X_{i0} \left( \frac{T}{T_0} \right)^{-\frac{g}{RK} (PM_i - PM_a)} \quad (10)$$

Los resultados de presión ambiental obtenidos con ambas hipótesis se representan en la [Fig. 1](#) para valores de altitud en el rango habitable. Las líneas continuas representan la columna isoterma a -20, -10, 0, 10 y 20°C de abajo hacia arriba respectivamente. Al igual que en las siguientes figuras, los resultados obtenidos bajo la hipótesis de columna isoterma corresponden a diversos valores de la temperatura de ésta, mientras que los obtenidos con columna triangular corresponden a una temperatura de 20°C a cota cero con vértice en -55°C a cota 11000 m.

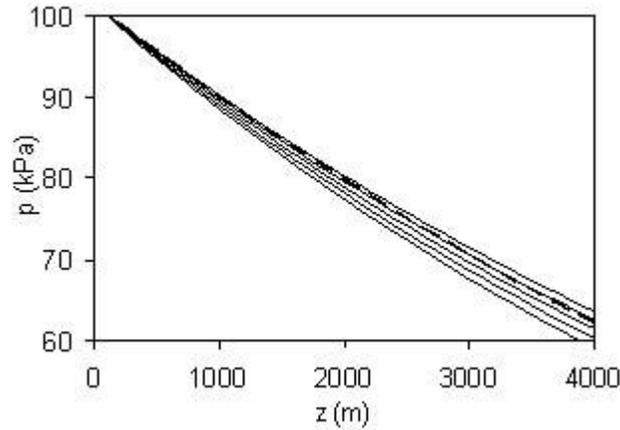


Fig. 1: Efecto de la altitud sobre la presión atmosférica. Columna isoterma ( $\frac{3}{4}$ ) y columna triangular (---) con  $T_{(z=0)} = 20^{\circ}\text{C}$

En esta figura se aprecia un efecto más notable al variar la presión con la altitud que al variar la temperatura, lo que se corresponde con los resultados experimentales de Soares y Sodré, (2002).

En concreto, la fracci3n molar de oxígeno en el aire disminuye con la altitud, al ser el oxígeno ( $PM_{O_2}=32 \text{ kg/kmol}$ ) más pesado que el aire ( $PM_a < 29 \text{ kg/kmol}$ ), tal y como se observa en la Fig. 2, al aplicar las dos hip3tesis de perfil térmico planteadas. Las líneas continuas representan la columna isoterma a  $-20, -10, 0, 10$  y  $20^{\circ}\text{C}$  de abajo hacia arriba respectivamente. De otro lado, la fracci3n molar del n tr3geno aumenta ligeramente al ser algo más ligero que el aire. La compensaci3n de estos dos efectos hace que las variaciones del peso molecular del aire seco sean muy pequeñas.

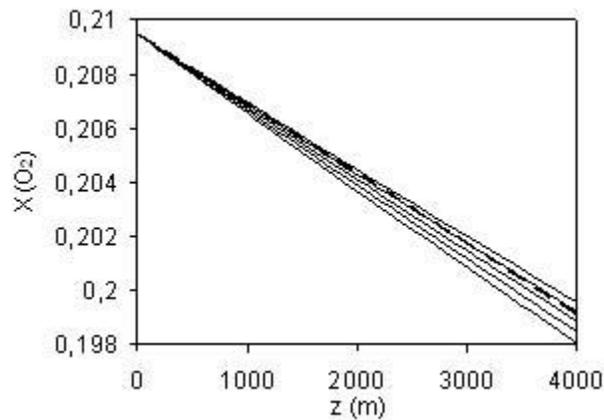


Fig. 2: Efecto de la altitud sobre la fracci3n molar de oxígeno. Columna isoterma ( $\frac{3}{4}$ ) y columna triangular (---) con  $T_{(z=0)} = 20^{\circ}\text{C}$

La concentraci3n m sica de oxígeno en el aire ( $C_{O_2}$ ) disminuye con la altitud, tanto porque se reduce su fracci3n molar en el aire como porque cae la densidad de éste. En efecto:

$$C_{O_2} = \frac{m_{O_2}}{V} = \frac{X_{O_2} P}{R_{O_2} T} \quad (11)$$

Sustituyendo en esta fórmula las expresiones, obtenidas con la hipótesis de columna isoterma, de la variación de la presión y la fracción molar de oxígeno, ecuaciones (7) y (8) respectivamente; y escribiendo el resultado en función de la concentración de oxígeno a cota cero:

$$C_{O_2} = C_{O_2 0} e^{-\frac{gz}{R_{O_2} T}} \quad (12)$$

y haciendo lo propio a partir de las expresiones obtenidas con la hipótesis de columna triangular, ecuación (9) y ecuación (10):

$$C_{O_2} = C_{O_2 0} \left( \frac{T}{T_0} \right)^{\left( \frac{g}{R_{O_2} K} + 1 \right)} \quad (13)$$

La [Fig. 3](#) muestra que a medida que la altitud aumenta la concentración de oxígeno disminuye, cualquiera que sea la temperatura ambiental. En la figura las líneas continuas representan la columna isoterma a -20, -10, 0, 10 y 20°C respectivamente de arriba hacia abajo. La reducción en la concentración de oxígeno es menos pronunciada al aplicar la hipótesis de columna triangular.

En cualquier caso, de los dos efectos que contribuyen a la disminución de la concentración de oxígeno con la altitud, el más importante es, con diferencia, el efecto de la presión. Pero además, es necesario indicar que los cambios de fracción molar (consecuencia de un proceso de difusión molecular) son normalmente inapreciables, debido a la preponderancia de los movimientos convectivos macroscópicos que desplazan los gases verticalmente (Wayne, 2000).

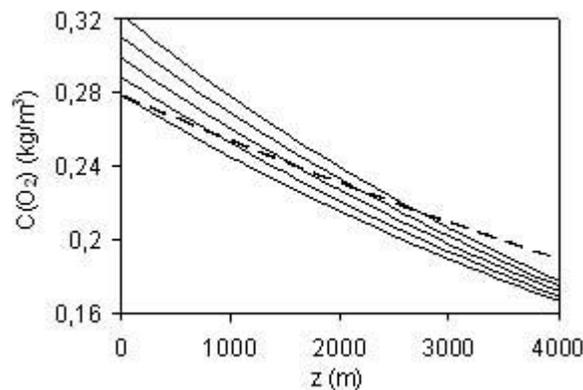


Fig. 3: Efecto de la altitud sobre la concentración de oxígeno. Columna isoterma ( $\frac{3}{4}$ ) y columna triangular (---) con  $T_{(z=0)} = 20^\circ\text{C}$

Los efectos mostrados sobre la presión, temperatura, fracción molar de oxígeno y su concentración, pueden a su vez tener distinta influencia sobre las prestaciones del motor, sobre el proceso de combustión y sobre las emisiones contaminantes. En este trabajo solo se presentan las conclusiones más relevantes sobre las prestaciones del motor, dejándose para un trabajo posterior el estudio de los efectos sobre la combustión y las emisiones.

## EFEECTO SOBRE LAS PRESTACIONES

Las prestaciones máximas de cualquier motor alternativo vienen limitadas por la capacidad de renovar la masa de aire en el cilindro, que para una configuración determinada (cilindrada, sección de entrada en válvulas y geometría de colectores, etc.), se expresa por medio del rendimiento volumétrico ( $h_v$ ). Para cuantificar el efecto de la altitud sobre estas variables en motores de aspiración natural puede hacerse uso de la ecuación (1) para la potencia indicada y de la ecuación (14) para  $h_v$  (Heywood, 1988), (Harari y Sher, 1993), (Soares y Sodré, 2002):

$$\frac{\eta_v}{\eta_{v0}} = \left( \frac{T}{T_0} \right)^b \quad (14)$$

Tomando  $b=-0.5$  en la ecuaci3n (1) y haciendo uso de la hip3tesis de columna triangular (partiendo de 20°C a  $z=0$  msnm), se obtienen los efectos mostrados en la [Fig. 4](#).

Por otra parte la norma ISO 3046-1 (1995) recomienda el uso de la ecuaci3n (15) para ajustar la potencia efectiva de motores estacionarios por variaci3n en las condiciones ambientales. En esta ecuaci3n, el factor de correcci3n de la potencia indicada, se ajusta con el rendimiento mecánico:

$$\frac{N_e}{N_{e0}} = \frac{N_i}{N_{i0}} - 0.7 \left( 1 - \frac{N_i}{N_{i0}} \right) \left( \frac{1}{\eta_m} - 1 \right) \quad (15)$$

donde  $N_e$  es la potencia efectiva,  $h_m$  es el rendimiento mecánico del motor; y para el cculo de relaci3n de potencias indicadas se propone, si se desprecia el efecto de la humedad del ambiente y de la temperatura del refrigerante del aire de admisi3n, la misma ecuaci3n (1), donde los exponentes  $a$  y  $b$  toman diferentes valores en funci3n del tipo de motor y de las condiciones de operaci3n. Para motores diesel de aspiraci3n natural cuya potencia estaría limitada por insuficiente exceso de aire,  $a=1$  y  $b=-0.75$ ; mientras que para motores diesel cuatro tiempos, turboalimentados, sin interenfriador (*intercooler*), de media o baja velocidad recomienda  $a=1$  y  $b=-2$ , independientemente del grado de sobrealimentaci3n del motor. La ecuaci3n (15) es igual a la ecuaci3n (1) cuando no se considera el efecto del rendimiento mecánico ( $h_m=1$ ).

Al representarla gráficamente ([Fig. 4](#)) se observa, tal y como se ha mencionado, que al disminuir el rendimiento mecánico del motor, las pérdidas de potencia efectiva se acentúan con respecto de las de potencia indicada. Las líneas representan los casos de  $h_m = 1, 0.95, 0.9, 0.85$  y  $0.8$  de arriba hacia abajo respectivamente.

Además, esta disminuci3n de la potencia con la altura es aproximadamente constante en todo el rango de régimen de giro del motor, por lo que puede extenderse también al par (Human et al., 1990), (Lizhong et al., 1995).

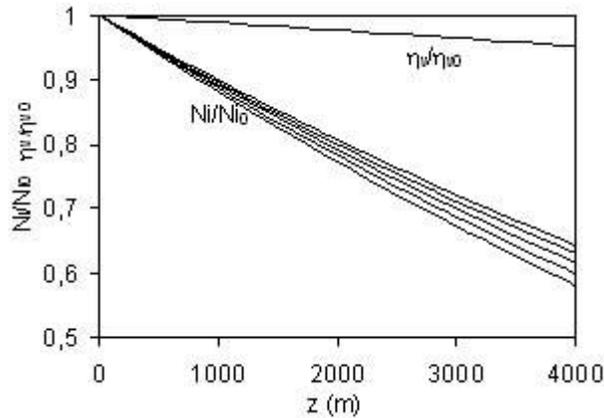


Fig. 4: Efecto de la altitud sobre el rendimiento volumétrico ( $h_w/h_{v0}$ ) y la potencia efectiva máxima ( $N_i/N_{i0}$ ) de un motor de aspiración natural suponiendo columna triangular

En los motores diesel turboalimentados, el efecto de la altitud sobre la potencia no puede obtenerse como una superposición de los efectos sobre el turbocompresor y sobre el motor alternativo, puesto que ambas máquinas están interrelacionadas. De hecho, el gasto de aire ( $\dot{m}_a$ ) que el compresor es capaz de trasegar suele corregirse por medio de la siguiente ecuación (similar a la corrección de potencia de un motor de aspiración natural):

$$\frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_{a0}} = \frac{p}{p_0} \cdot \left( \frac{T}{T_0} \right)^{-0.5} \quad (16)$$

Un motor con determinado turbogrupo regulado para que entregue la cantidad de aire necesaria en el punto de máximo par, al nivel del mar tendría un comportamiento, en el mapa par efectivo – régimen ( $M-n$ ), similar al representado en la [Fig. 5a](#).

En línea continua se ha representado el par máximo en función del régimen de giro que el motor es capaz de entregar a nivel del mar. Al trabajar en altitud, existe una zona a bajo régimen de giro en la que el turbogrupo no tiene efecto positivo sobre el gasto de aire que llega al motor, de manera que éste no es capaz de entregar el par exigido a nivel del mar. A partir de un determinado régimen, la sobrealimentación anula el defecto de aire provocado por la altitud, de manera que no sólo se compensa dicho efecto, sino que el turbo podría llegar a introducir más aire en el motor y con ello lograr más par efectivo.

Para compensar el efecto de falta de aire por la altitud en todo el rango de regímenes, los motores suelen equiparse con un turbogrupo capaz de compensar dicho efecto a cualquier régimen de giro, incorporando para la Zona de Regulación sistemas de control como válvula de control de flujo (*waste-gate*), turbina de geometría variable (TGV), etc. ([Fig. 5b](#)).

Puede suponerse que el motor sobrealimentado se comporta como un motor de aspiración natural sometido a la presión y temperatura de admisión (después del compresor). Denominando  $p_{adm}$  y  $T_{adm}$  a la presión y temperatura de la admisión y adoptando las expresiones propuestas por Heywood (1988) para motores de aspiración natural, la expresión queda:

$$\left(\frac{N_i}{N_{i0}}\right)_{T.C.} = \frac{P_{adm}}{P_{adm,0}} \cdot \left(\frac{T_{adm}}{T_{adm,0}}\right)^{-0.5}$$

$$= \frac{P_{adm}}{P} \cdot \frac{P}{P_0} \cdot \frac{P_0}{P_{adm,0}} \cdot \left(\frac{T_{adm}}{T} \cdot \frac{T}{T_0} \cdot \frac{T_0}{T_{adm,0}}\right)^{-0.5} \quad (17)$$

Escribiendo esta expresión en función del grado de sobrealimentación a la altitud  $z$  ( $\pi = p_{adm}/p$ ), y del grado de sobrealimentación al nivel del mar ( $\pi_0 = p_{adm,0}/p_0$ ), y relacionando las condiciones de entrada y salida del compresor por medio de una transformación politrópica de exponente  $n$ , se obtiene la siguiente expresión:

$$\left(\frac{N_i}{N_{i0}}\right)_{T.C.} = \left(\frac{\pi}{\pi_0}\right)^{0.5 + \frac{0.5}{n}} \cdot \frac{p}{p_0} \cdot \left(\frac{T}{T_0}\right)^{-0.5} \quad (18)$$

En la Fig. 6 se representa la variación de la potencia indicada con la altitud para diferentes grados de sobrealimentación, siendo las líneas  $p/p_0 = 1, 1.2, 1.4,$  y  $1.6$ , respectivamente de abajo hacia arriba. Las curvas se han obtenido con la ecuación (18), suponiendo un exponente politrópico  $n=1.4$ .

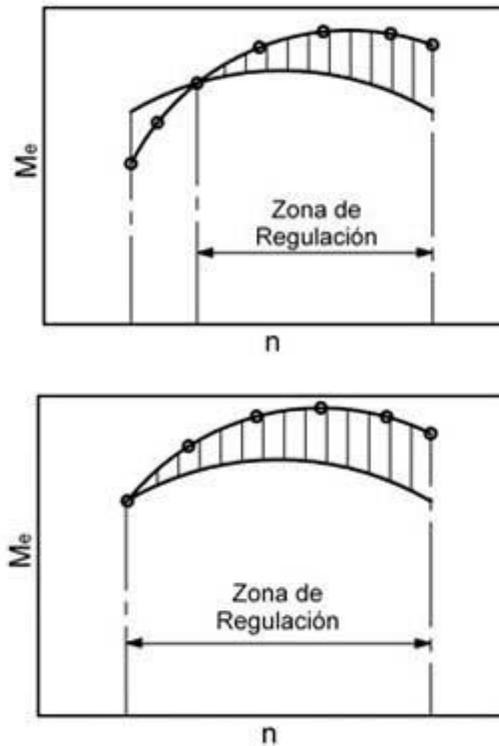


Fig. 5: Efecto de la altitud en un motor sobrealimentado.  $z=0$  ( $\frac{3}{4}$ ) y  $z \gg 0$  ( $\mathcal{A}$ )

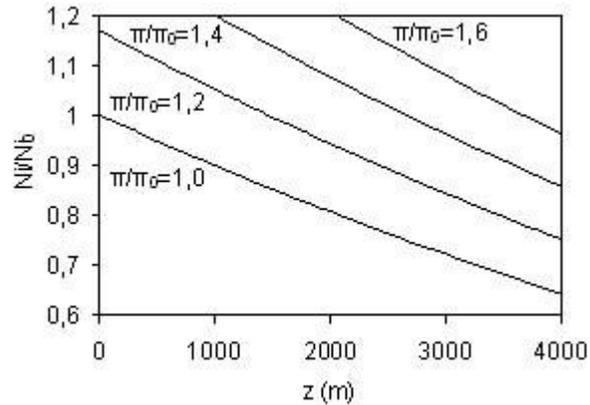


Fig. 6: Potencia indicada en función de la altitud para diferentes grados de sobrealimentación ( $p/p_0$ ) suponiendo columna triangular

Como se aprecia en la [Fig. 6](#), la recuperación de prestaciones del motor con la altitud depende del grado de sobrealimentación. Sin embargo, en algunos casos como por ejemplo la Norma ISO 3046-1 (1995), a propuesta del *International Council on Combustion Engines* (CIMAC), se acepta para todo tipo de motores diesel estacionarios, sobrealimentados sin interenfriador, una pérdida de potencia cuantificada por los exponentes  $a=0.7$  y  $b=-2$  en la ecuación (1), independientemente del grado de sobrealimentación. Es evidente que la validez de esta correlación no puede ser independiente del grado de sobrealimentación, ni por lo tanto del grado de carga del motor, por lo que es de suponer que dicho organismo adoptó un grado de sobrealimentación fijo.

Suponiendo una compresión isoentrópica con  $n=1.4$ , y suponiendo que los motores sobrealimentados equipan turbogrupos sobredimensionados de tal forma que en ningún caso experimenten pérdida de potencia ( $N/N_0 = 1$ ), tal como se argumenta en Lapuerta *et al.* (2005), puede despejarse la siguiente ecuación, que proporciona el grado de sobrealimentación que permitiría compensar por completo la pérdida de potencia con la altitud.

$$\pi = \pi_0 \cdot \left(\frac{p}{p_0}\right)^{-1.16667} \cdot \left(\frac{T}{T_0}\right)^{0.58336} \quad (19)$$

Este resultado se ha representado en la [Fig. 7](#) para diversas condiciones de sobrealimentación de diseño, descritas por el grado de sobrealimentación a nivel del mar ( $p_0$ ), que pueden corresponder a diferentes condiciones operativas de un mismo motor o de diferentes motores. El caso de  $p_0=1$  correspondería a un motor que al nivel del mar no sobrealimenta, y que al elevarse en altitud solo lo hace en la medida necesaria para mantener la potencia. Este resultado constituye una orientación tanto para el dimensionamiento de grupos de sobrealimentación que vayan a equipar motores que operen en altura, como de los sistemas de compensación (*waste-gate*, turbinas de geometría variable, etc.) que dichos motores requieren cuando operan al nivel del mar para no sobrepasar la potencia nominal.

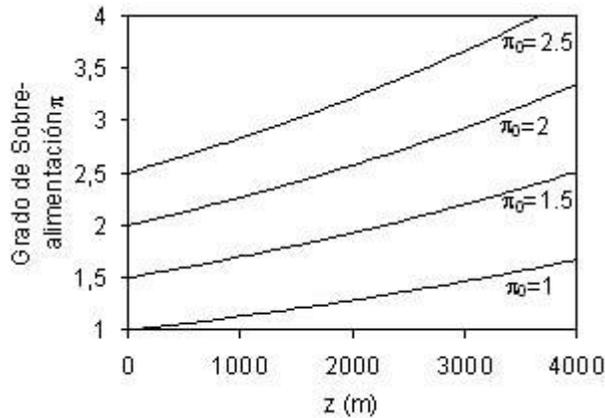


Fig. 7: Efecto del grado de sobrealimentación del compresor para un motor que no cambia su potencia indicada con la altitud

El mapa de condiciones de sobrealimentación de la [Fig. 7](#) se utiliza para analizar los procesos de mezcla y combustión en motores diesel y los procesos de formación de contaminantes.

## CONCLUSIONES

Para estimar los efectos de la altitud sobre cualquier motor de combustión interna, es adecuado utilizar la ecuación hidrostática atmosférica suponiendo un perfil triangular de temperaturas.

La altitud sobre el nivel del mar ejerce efectos tanto sobre la presión y temperatura atmosféricas como sobre la concentración de oxígeno en el aire y la composición de éste. Sin embargo, para cuantificar el efecto sobre las prestaciones del motor, basta con considerar el efecto sobre las condiciones termodinámicas.

La altitud disminuye notablemente la potencia indicada, y por tanto la efectiva, desarrollada por un motor de aspiración natural, en todo el rango de regímenes de giro. Sin embargo este efecto se reduce al turbosobrealimentar el motor, pudiendo incluso llegar a compensarse tal reducción a alto régimen.

Se ha obtenido una expresión que permite calcular el incremento de relación de compresión del turbogrupo, necesario para evitar cualquier pérdida de potencia al aumentar la altitud.

Las estrategias más recientes de diseño tienden a sobredimensionar el turbogrupo con el fin de evitar la pérdida de potencia a bajo régimen, limitando el exceso de potencia que éste proporcionaría a alto régimen, por medio de sistemas de compensación electrónicamente gobernados.

## NOMENCLATURA

$a, b$	Exponentes empíricos de ajuste
$C$	Concentración
$G$	Aceleración de la gravedad

$M_e$	Par efectivo
$\dot{m}$	Gasto másico
$N$	Exponente politrópico
$n_i$	Número de moles de $i$
$N$	Régimen de giro del motor
$N_e$	Potencia efectiva
$N_i$	Potencia indicada
$P$	Presión
$PM$	Peso molecular
$R$	Constante universal gases
$T$	Temperatura
$V$	Volumen del gas
$X$	Fracción molar
$Z$	Altitud
$h_m$	Rendimiento mecánico
$h_v$	Rendimiento volumétrico
$p$	Grado de sobrealimentación
$r$	Densidad
Subíndices:	
0	Condiciones de referencia (0 msnm)
A	Aire
$Adm$	Admisión del motor
$l$	Componente mezcla gaseosa

## AGRADECIMIENTOS

Se agradece a la Agencia Española de Cooperación Internacional (AECI) por su financiación de una Red Temática entre universidades españolas y colombianas, y al Ministerio de Educación, Cultura y Deportes de España por la financiación de la estancia posdoctoral de John R. Agudelo en la Universidad de Castilla-La Mancha.

## REFERENCIAS

Chaffin, C. A. y T. L. Ullman. *Effects of increased altitude on heavy-duty diesel engine emissions*. SAE paper 940669 (1994).

Conan, J. G. *Refrigeración Industrial*, primera edición, Paraninfo SA., Madrid, España (1990).

DIN 70020, Automotive engineering, maximum speed, acceleration and other terms, definitions and tests, Deutsches Institut für Normung (1986).

Graboski, M. S., R. L. McCormick, A. W. y otros 4 autores. *Effect of fuel composition and altitude on regulated emissions from a lean-burn, closed loop controlled natural gas engine*. SAE paper 971707 (1997).

Harari, R. y E. Sher. *The effect of ambient pressure on the performance map of a two-stroke SI engine*. SAE paper 930503 (1993).

Heywood, J. B. *Internal combustion engine fundamentals*, primera edición, McGraw-Hill, Nueva York, USA (1988).

Human, D. M., T. L. Ullman y T. M. Baines. *Simulation of high altitude effects on heavy-duty diesel emissions*. SAE paper 900883 (1990).

ISO 3046-1, Reciprocating internal combustion engines. Part 1: Standard reference conditions, declarations of power, fuel and lubricating oil consumptions, and test methods, USA (1995).

ISO 1585. Road vehicles engine test code - Net power, USA (1992).

Lapuerta, M., O. Armas y J. R. Agudelo. *Estudio del efecto de la altitud sobre las prestaciones de motores de combustión interna*, IV Jornadas Nacionales de Ingeniería Termodinámica, La Rioja, España (2005).

Lizhong, S., S. Yungang, Y. Wensheng y X. Junding. *Combustion process of diesel engines at regions with different altitudes*, SAE paper 950857 (1995).

McCormick, R. L., M. S. Graboski, T. Alleman, A. M. Herring, y P. Nelsol. *In-use emissions from natural gas fuelled heavy-duty vehicles*, SAE paper 1999-01-1507 (1999).

Olin P. M. y P. J. Maloney. *Barometric pressure estimator for production engine control and diagnostics*. SAE paper 1999-01-0206 (1999).

SAE J816b, SAE Handbook. Recommended practice engine test code, USA (1979).

SAE J1349, Engine power test code –spark ignition and compression ignition- net power rating, USA (1995).

Soares, S. M. C. y J. R. Sodré. *Effects of atmospheric temperature and pressure on the performance of a vehicle*. Proc. Instn. Mech. Engrs., 216(D) D08201. (2002).

Sodré, J. R. y S. M. C. Soares. *Comparison of engine power correction factors for varying atmospheric conditions*, J. Braz. Soc. Mech. Sci. & Eng., 25(3), 279-285 (2003).

Varela, E. Apuntes de motores alternativos. Sección de Publicaciones de la E.T.S.I. Aeronáuticos de la Universidad Politécnica de Madrid. Madrid, (2001).

Wayne, R. *Chemistry of Atmospheres*, tercera edición, Oxford University Press, Inglaterra (2000).

Xiaoping, B., Z. Gengyun y Z. Xiaojing. *Predicting vehicle turbocharged diesel engine performance at altitude*, SAE paper 961826 (1996)



Todo el contenido de esta revista, excepto dónde está identificado, está bajo una Licencia Creative Commons

**Monseñor Subercaseaux 667**

**La Serena - Chile**

**Tel.: (56-51) 2551158**

**Fax: (56-51) 2551158**



[citrevistas@gmail.com](mailto:citrevistas@gmail.com)