

## Caracterización electroacústica y térmica de un altavoz dinámico de bobina móvil de tipo overhung

*Electroacoustic and thermal characterization of an overhung type moving coil dynamic loudspeaker*

Nicolás F. Quinteros<sup>1\*</sup>  <https://orcid.org/0000-0002-8813-4833>

Víctor M. Espinoza<sup>1</sup>  <https://orcid.org/0000-0001-9013-6830>

Recibido 08 de noviembre de 2022, aceptado 17 de mayo de 2024

*Received: November 08, 2022 Accepted: May 17, 2024*

### RESUMEN

Los altavoces dinámicos de tipo bobina móvil son los más utilizados en aplicaciones de audio profesional. Sin embargo, en la literatura, su comportamiento electroacústico y térmico no se ha evaluado de manera integral, o bien, muchas veces ha sido escaso o incompleta. Por lo anterior, la presente investigación tiene por objetivo realizar un estudio extendido del comportamiento de un altavoz dinámico de bobina móvil de tipo *overhung* que reproduce baja frecuencia, a partir de la medición de la impedancia eléctrica de entrada del altavoz. La investigación se realizó en cinco etapas: i) Medición de impedancia eléctrica y obtención de parámetros electroacústicos; ii) Simulación comportamiento electro-mecano-acústico; iii) Medición respuesta en frecuencia y distorsión armónica; iv) Medición del comportamiento térmico, y; v) Obtención del modelo lineal térmico. Los resultados más relevantes dan cuenta de la importancia de medir la impedancia eléctrica a un nivel de voltaje mayor a 0 dBu y modelar las pérdidas por inductancia en alta frecuencia; la utilidad de medir la respuesta en frecuencia en campo cercano y lejano en condición no-anecoica; el aumento de la distorsión armónica a medida que disminuye la frecuencia de la banda de audio, y; la buena estimación del modelo lineal, exceptuando para el comienzo del enfriamiento de la bobina móvil.

Palabras clave: Altavoces, impedancia eléctrica, respuesta en frecuencia, distorsión armónica total, modelo de temperatura.

### ABSTRACT

*Moving coil-type dynamic loudspeakers are the most used in professional audio applications. However, the literature does not comprehensively evaluate their electroacoustic and thermal behavior, and it is often scarce or incomplete. Therefore, the present research aims to perform a comprehensive study of the behavior of a dynamic moving coil loudspeaker of the overhung type that reproduces low frequency based on measuring the loudspeaker of the electrical input impedance. The research was carried out in five stages: i) Measurement of electrical impedance and obtaining of electroacoustic parameters; ii) Simulation of electro-mechanical-acoustic behavior; iii) Measurement of frequency response and harmonic distortion; iv) Measurement of thermal behavior; and v) Obtaining the thermal linear model. The most relevant results show the importance of measuring the electrical impedance at a voltage level higher than 0 dBu and modeling the inductance losses at high frequency; the usefulness of measuring*

---

<sup>1</sup> Universidad de Chile. Departamento de Sonido. Santiago, Chile. E-mail: nicolasquinteros@uchile.cl; vespinoza@uchile.cl.

\* Autor de correspondencia: nicolasquinteros@uchile.cl

*the frequency response in near and far fields in non-anechoic conditions; the increase of the harmonic distortion as the frequency of the audio band decreases, and; the excellent estimation of the linear model, except for the beginning of the cooling of the voice-coil.*

*Keywords: Loudspeakers, electrical impedance, frequency-response, total harmonic distortion, temperature model.*

## INTRODUCCIÓN

Cerca de un siglo ha pasado desde que los investigadores Rice y Kellogg [1] desarrollaron un modelo de altavoz dinámico de bobina móvil como radiador directo sin la utilización de una bocina, el cual, salvo pequeñas modificaciones, sigue siendo el más utilizado hasta la actualidad [2], [3]. Las investigaciones de Thiele [4], [5] y la profundización de este trabajo, desarrollado por Small [6], permitieron caracterizar los altavoces, a través de parámetros electro-mecano-acústicos. Por otro lado, se han estudiado las pérdidas de inductancia de la impedancia eléctrica en alta frecuencia [7]-[9]. Respecto a la respuesta en frecuencia, el investigador D'Appolito [10] combinó las respuestas en campo cercano y campo lejano de un altavoz para obtener la respuesta en condición anecoica. Además, respecto a la distorsión armónica total, en la industria de altavoces no existe un estándar para el valor medido, el nivel, la banda de frecuencia y la cantidad de armónicos utilizados [11]. Por último, existen muchos estudios del comportamiento térmico de altavoces, los que han dado cuenta que el aumento de temperatura es uno de los factores más limitantes de la salida acústica de este, disminuyendo su sensibilidad [12]-[17]. Según la clasificación de altavoces por tipo de bobina, resulta atractiva y típica la aplicación en altavoces que reproducen bajas frecuencias la de tipo *overhung*, que sobresale del entrehierro [18]-[20].

En la literatura, no se ha caracterizado extensamente un altavoz dinámico de bobina móvil de tipo *overhung*, de manera electroacústica y térmicamente, por lo que la importancia del estudio recae en poder unificar los distintos comportamientos del altavoz que se ven de manera aislada en la literatura, por ejemplo, respecto a los distintos niveles de voltaje para medir la impedancia eléctrica de entrada del altavoz; observar las pérdidas de inductancia eléctrica en alta frecuencia y modelos que describen ese comportamiento; medición de la respuesta en frecuencia en campo

cercano y lejano, y su combinación como respuesta en condición anecoica; medición de la distorsión armónica total y la contribución de los armónicos a esta, y; simulación de la eficiencia del altavoz, entre otras. Adicionalmente, se hace relevante poder dar cuenta y discutir los valores de los parámetros electroacústicos que entregan los fabricantes, a través de mediciones propias. Los parámetros son fundamentales para diseñar de manera óptima un encierro acústico para un altavoz dado. A pesar del amplio estudio que existe de los altavoces existe la necesidad de estimar el comportamiento completo de un altavoz típico en aplicaciones de audio profesional. Recientemente, [43] han extendido la investigación presentada aquí, aplicando simulaciones electroacústicas y térmicas del mismo altavoz dinámico de bobina móvil de tipo *overhung* a través de LTspice, lo cual enriquece y expande nuestra comprensión de los modelos teóricos y prácticos asociados a estos transductores de audio.

Por lo anterior, la presente investigación propone realizar un estudio extendido del comportamiento de un altavoz dinámico de bobina móvil de tipo *overhung*, a partir de la medición de la impedancia eléctrica de entrada del altavoz. Para cumplir este objetivo, se determinaron los parámetros de Thiele/Small y electromecánicos, el comportamiento mecano-acústico, la respuesta en frecuencia y la eficiencia, a través de la teoría clásica de altavoces. Se midió la respuesta en frecuencia y la distorsión armónica de éste. Finalmente, se obtuvo el modelo lineal térmico del altavoz. Esto permitirá discutir resultados que comúnmente los fabricantes de altavoz no indican, o que se asumen ciertos, según sus propios datos entregados. Adicionalmente, el estudio permitirá ser una guía pedagógica para estudiantes universitarios de pregrado en cursos de electroacústica.

## ANTECEDENTES TEÓRICOS

A continuación, se presentarán los antecedentes teóricos que constituyen la base de esta investigación.

Los temas por tratar serán: El altavoz dinámico de bobina móvil; Parámetros de Thiele-Small y electromecánicos del altavoz; Comportamiento electro-mecano-acústico del altavoz; Modelo y parámetros térmicos del altavoz.

### El altavoz dinámico de bobina móvil

El altavoz utilizado en la investigación posee una bobina de tipo *overhung*, la cual sobresale del entrehierro. Esta bobina, a diferencia de la que está en el interior (*underhung*), tiene la ventaja de alcanzar mayores excursiones, mejor disipación de calor, una mayor eficiencia y además tiene un menor costo debido a que el tamaño de la estructura magnética del altavoz es menor, razón por la cual son comúnmente utilizadas [19]. Como desventajas de la bobina que sobresale del entrehierro, se encuentran mayores problemas de linealidad cuando la bobina se aleja de la posición de reposo, lo que genera distorsiones armónicas y por intermodulación, además de mayor inductancia. Además, al distribuirse mal la masa de la bobina, se generan efectos de péndulo y modos de balanceo no deseados. Como ventaja final, puesto que la masa móvil del altavoz aumenta con este tipo de bobina, resulta atractiva y típica la aplicación en altavoces que reproducen bajas frecuencias [18]-[20].

### Parámetros de Thiele-Small y electromecánicos del altavoz

Por otro lado, los parámetros lineales de Thiele-Small [6] modelan el comportamiento de los elementos eléctricos y mecánicos que rigen la respuesta del altavoz en función de la frecuencia, tales como la resistencia  $R_E$  e inductancia eléctrica  $L_E$  de la bobina; el factor de fuerza  $Bl$  y; la masa  $M_{MS}$ , compliancia  $C_{MS}$  y resistencia  $R_{MS}$  mecánica del altavoz. Adicionalmente, los parámetros de Thiele-Small, también llamados de pequeña-señal y cuyo nombre se debe a las investigaciones de Thiele [4], [5] y a la profundización de este trabajo desarrollado por Small [6], permiten describir de manera más interpretable el comportamiento del altavoz y predecir el comportamiento del altavoz en distintos encierros acústicos [2], [21], [22]. Los parámetros de Thiele-Small se calculan a partir de la curva de la magnitud de la impedancia eléctrica de entrada, y son los siguientes: frecuencia de resonancia mecánica del altavoz  $f_s$ ; factores de calidad eléctrico  $Q_{ES}$ , mecánico  $Q_{MS}$  y total  $Q_{TS}$  del altavoz y; volumen de aire equivalente a la

compliancia de un altavoz  $V_{AS}$ . Para calcular este último es necesario realizar una nueva medición, para la cual, se utilizó el método de la masa añadida, el cual consiste en agregar una masa conocida  $M_{add}$  al diafragma [10], [23]. D'Appolito [10] menciona que la masa añadida al diafragma del altavoz, debe ser capaz de: i) disminuir al menos un 25% la frecuencia de resonancia mecánica  $f_s$ ; ii) que en altavoces grandes de tipo *woofer* la masa debería ser de entre 30 a 60 gramos y; iii) que si se conoce la masa del cono desde los datos entregados por el fabricante la masa debería ser, al menos, un 60% de esta. Posteriormente, se mide nuevamente la impedancia eléctrica de entrada para determinar la nueva frecuencia de resonancia  $f_{sa}$ , y se prosigue a calcular  $M_{MS}$ . A partir de estas últimas dos se puede obtener  $C_{MS}$ , para finalmente calcular  $V_{AS}$ . A partir de estos parámetros, se pueden calcular otros parámetros de interés como el factor de fuerza  $Bl$  (representa cómo la bobina móvil transforma la corriente eléctrica en una fuerza), la eficiencia de referencia en el semiespacio  $\eta_0$  (que indica lo eficiente del altavoz en su rango útil de frecuencias medias), y la sensibilidad de referencia  $SPL$  (que indica el nivel de presión sonora en el mismo rango a 1 metro de distancia cuando la tensión del generador es de 2,83 Vrms). Además de los parámetros descritos anteriormente, existen parámetro no-lineales y un amplio rango de otras especificaciones entregadas por los fabricantes de altavoces [24] entre ellos: potencia de entrada, máxima excursión, superficie equivalente del pistón, volumen de desplazamiento máximo, impedancia nominal, impedancia máxima, eficiencia de referencia, etc.

### Comportamiento electro-mecano-acústico del altavoz

La impedancia eléctrica de entrada  $Z_{ee}$  del altavoz se define como la razón entre el voltaje complejo  $v$  medido en los bornes del altavoz y la corriente compleja  $i$  que resulta de este voltaje aplicado por el generador. Debido que el altavoz se debe poner en movimiento para producir sonido, su impedancia eléctrica de entrada no sólo considera la resistencia eléctrica  $R_E$  y la inductancia eléctrica  $L_E$  de la bobina, sino también, considera la impedancia de movimiento  $Z_{mov}$ , la cual representa el reflejo de la impedancia mecánica  $Z_m$  sobre la parte eléctrica [2]. La ecuación (1) describe el comportamiento de la impedancia eléctrica de entrada del altavoz es:

$$Z_{ee} = R_E + sL_E + \frac{Bl^2}{Z_m} \quad (1)$$

Donde  $s$  representa la frecuencia compleja  $j\omega$ , y el cociente del cuadrado del factor de fuerza  $Bl$  respecto a la impedancia mecánica  $Z_{mec}$  define la impedancia de movimiento  $Z_{mov}$ . La ecuación (2) describe el comportamiento de la impedancia mecánica  $Z_m$ :

$$Z_m = R_{MS} + sM_{MS} + \frac{1}{sC_{MS}} \quad (2)$$

Adicionalmente, cabe mencionar que la inductancia eléctrica  $L_E$ , a pesar de ser el parámetro estándar, no considera las pérdidas de inductancia en alta frecuencia, debido a la corriente de Foucault en la estructura magnética del altavoz [7]. Por este motivo también se consideran en la presente investigación el modelo de Wright [8] quien propone una inductancia de la forma  $Z = K_r\omega^{Xr} + jK_i\omega^{Xi}$ , y cuyo método para determinar sus cuatro parámetros se basa en la medición de la impedancia en dos frecuencias (normalmente sobre 7 kHz), y el modelo de Leach [25] quien propone una inductancia que utiliza sólo dos parámetros de la forma  $Z = (j\omega)^{ne}L_e$ , y cuyo método se basa en medir la impedancia compleja en una frecuencia muy alta puesto que da mejores resultados.

Las respuestas de las magnitudes mecánicas, tales como desplazamiento  $x_D$  y velocidad del diafragma  $u_D$  del altavoz, se modelan como funciones de transferencia de segundo orden, según su aproximación en bajas frecuencias, cuyas ganancias son determinadas por los distintos valores del generador y de los parámetros obtenidos del altavoz [2], [19]. En este sentido, la respuesta del desplazamiento del diafragma  $x_D$  del altavoz se modela como una función de transferencia de segundo orden del tipo pasa-bajo, según la ecuación (3):

$$x_D = e_g \sqrt{\frac{V_{AS}}{\rho_0 c^2 S_D^2 R_E \omega_S Q_{ES}}} \cdot \frac{1}{(s/\omega_S)^2 + (1/Q_{TS})(s/\omega_S) + 1} \quad (3)$$

donde  $\rho_0$  es la densidad del aire,  $e_g$  es el voltaje de entrada al altavoz y  $\omega_S$  es la frecuencia angular

mecánica del altavoz. Adicionalmente, la respuesta de la velocidad del diafragma  $u_D$  del altavoz se modela como una función de transferencia de segundo orden del tipo pasa-banda, la cual, en el lenguaje del cálculo integral, se obtiene multiplicando  $x_D$  por la frecuencia compleja  $s$ . Adicionalmente, la velocidad de volumen emitida por el diafragma  $U_D$  se obtiene multiplicando  $u_D$  por el área efectiva del diafragma  $S_D$ , es decir, también se modela según una función de transferencia de segundo orden del tipo pasa-banda.

Para el caso de la velocidad del diafragma  $u_D$  y de volumen emitida por el diafragma  $U_D$ , su comportamiento en alta frecuencia se modela según una función de transferencia de segundo orden del tipo pasa-bajo, las que al combinarlas con el comportamiento en baja frecuencia antes descrito se interceptarán en una frecuencia de corte  $f_u$ . Puesto que sobre esta frecuencia la respuesta del altavoz está gobernada por la respuesta pasa-bajo de la aproximación en alta frecuencia, basta añadir un filtro pasa-bajo de primer orden de frecuencia de corte  $f_u$  en serie a la respuesta pasa-banda de segundo orden de la velocidad en baja frecuencia, para determinar una respuesta del rango completo de frecuencia del altavoz. La velocidad de volumen emitida por el diafragma  $U_D$  es una respuesta relevante puesto que se relaciona con la presión sonora. El nivel de presión sonora generado por el altavoz una de las respuestas más elementales, la cual representa la variación de la sensibilidad en el rango completo de frecuencias de audio. Si se asume el diafragma del altavoz como un pistón plano y montado en pantalla infinita, el nivel de presión sonora en el eje a un metro de distancia se puede calcular según la ecuación (4):

$$SPL = 20 \log \left( \frac{P_{rms}}{P_{ref}} \right) = 20 \log \left( \frac{\rho_0 \omega U_D}{2\pi P_{ref}} \right) \quad (4)$$

donde  $p_{ref}$  es la presión de referencia de valor  $2 \cdot 10^{-5}$  Pa, la cual representa el umbral de audición del ser humano. Cabe destacar que la medición estandarizada por la industria de la respuesta en frecuencia de un altavoz es realizada en una cámara anecoica (sin reflexiones) y a un metro de distancia del diafragma. No obstante, puesto que en la práctica construir o acceder a ésta puede ser difícil y/o costoso, se puede aproximar la condición anecoica de una

sala semi-reverberante combinando dos tipos de mediciones; una realizada a un metro del altavoz para alta frecuencia, y otra realizada muy cerca del altavoz para baja frecuencia [10]. La descripción de la medición de ambos campos sonoros y la combinación de éstas, para obtener la respuesta completa detallada en los siguientes párrafos, se basa íntegramente en las técnicas propuestas por D'Appolito [10], quien a su vez consideró los estudios para las mediciones de baja frecuencia en campo cercano [26] y de alta frecuencia en campo libre [27].

A partir del análisis espectral, también se puede obtener la distorsión armónica del altavoz, la cual representa los armónicos creados por el altavoz en la salida de éste [11]. Un parámetro que agrupa las distorsiones armónicas individuales, es la distorsión armónica total (THD), la cual se puede concebir como la proporción de la energía total indeseada en la señal [28]. En la industria de altavoces no existe un estándar ni para el valor medido, ni el nivel, ni la banda de frecuencia, ni la cantidad de armónicos utilizados. No obstante, la medición del THD comúnmente se realiza en la banda completa de audio y considerando, al menos, hasta el quinto armónico [11], por ejemplo, el fabricante de altavoces profesionales JBL, es uno de los pocos que da cuenta de la medición de la distorsión armónica, y para un altavoz de tipo *woofer* mide únicamente el segundo y tercer armónico en la banda completa de audio, validando la respuesta para una distorsión armónica menor a 1% en la banda de 100 a 500 Hz [24], [29].

Por último, la eficiencia  $\eta$  de un altavoz, se define como la razón entre la potencia acústica radiada  $P_{AR}$  de salida y la potencia eléctrica  $P_E$  de entrada del altavoz [2], [30]. La potencia eléctrica de entrada al altavoz se disipa de tres maneras distintas, por tanto, su cálculo implica la suma de otras tres expresiones. La primera y de mayor relevancia, representa la potencia que se disipa como calor en la resistencia eléctrica de la bobina, la segunda expresión representa la potencia que se disipa como calor en la resistencia mecánica de la suspensión, y mientras que la tercera, representa la potencia acústica radiada útil en la resistencia acústica de radiación. Mientras mayor es la eficiencia de un altavoz, menor es su autocalentamiento, es decir, la potencia que se transforma directamente en calor para una salida dada [15].

### Modelo y parámetros térmicos del altavoz

Al fluir la energía eléctrica a través del altavoz, en general, se genera: i) calentamiento de la bobina; ii) corrientes de Foucault en la pieza polar y placa superior y; iii) movimiento del diafragma [31]. Algunos efectos conocidos producto del aumento de temperatura es que aumenta la resistencia eléctrica [32]. Al aumentar la temperatura de la bobina del altavoz en 1 °C, su resistencia eléctrica aumenta en un 0,4% [15]. Si la resistencia de la bobina móvil aumenta al doble producto del calentamiento, su sensibilidad decaerá en 6 dB [16]. Si bien existen varios modelos térmicos de altavoces, dentro de los principales, se encuentra el modelo lineal de Zuccatti [12] (Figura 1).

Este modelo considera dos caminos del flujo de calor. Por un camino, la mayor parte del calor pasa a través de la bobina móvil, las piezas polares, el imán y el marco al medio ambiente. Por el otro, está el enfriamiento por convección en el que se transfiere el calor de la bobina móvil directamente al aire en movimiento [33]. Aquí,  $W$  es la potencia real de entrada disipada en la resistencia  $R_E$  de la bobina móvil;  $T_b$  es la temperatura de la bobina móvil;  $T_m$  es la temperatura de la estructura magnética;  $T_a$  es la temperatura ambiente;  $R_{t_{bm}}$  es la resistencia térmica entre la bobina móvil y el sistema magnético;  $C_{t_b}$  es la capacitancia térmica de la bobina móvil, tubo de papel y adhesivo;  $R_{t_{ma}}$  es la resistencia térmica entre el sistema magnético y el ambiente;  $C_{t_m}$  es la capacitancia térmica del sistema magnético. Cuando se aplica un estímulo de potencia constante al altavoz, el sistema térmico alcanza el equilibrio térmico [34]. Las temperaturas en estado-estacionario en equilibrio térmico de la bobina móvil  $\Delta T_{vss}$  y del imán  $\Delta T_{mss}$ , se definen según la ecuación (5) y ecuación (6), respectivamente.

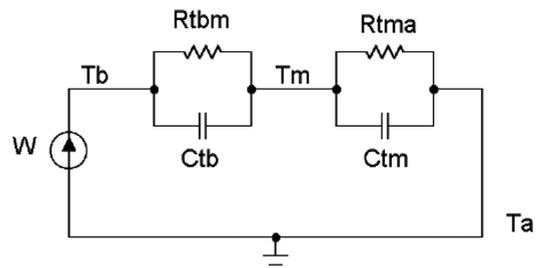


Figura 1. Circuito equivalente para la bobina del altavoz y la estructura magnética.

$$\Delta T_{vss} = (R_{tbm} + R_{tma})W \quad (5)$$

$$\Delta T_{mss} = R_{tma}W \quad (6)$$

En adición, si la potencia de entrada varía en el tiempo, se revela el efecto de las capacitancias térmicas al variar las temperaturas [33]. Después de activar la potencia de entrada  $W$  en el instante  $t = t_{sON}$ , las temperaturas de la bobina móvil  $\Delta T_v$  y de la estructura magnética  $\Delta T_m$  aumentan según la ecuación (7) y ecuación (8), respectivamente.

$$\Delta T_{vON} = \Delta T_{vss} \left(1 - e^{-(t-t_{sON})/\tau_v}\right) - \Delta T_{mss} e^{-(t-t_{sON})/\tau_m} \quad (7)$$

$$\Delta T_{mON} = \Delta T_{mss} \left(1 - e^{-(t-t_{sON})\tau_m}\right) \quad (8)$$

Luego de desactivar la potencia de entrada  $W$  en el instante  $t = t_{sOFF}$ , las temperaturas de la bobina móvil y de la estructura magnética decrecen según la ecuación (9) y ecuación (10), respectivamente.

$$\Delta T_{vOFF} = \Delta T_{vss} e^{-(t-t_{sOFF})/\tau_v} - \Delta T_{mss} e^{-(t-t_{sOFF})/\tau_v} - \Delta T_{mss} e^{-(t-t_{sOFF})/\tau_m} \quad (9)$$

$$\Delta T_{mOFF} = \Delta T_{mss} e^{-(t-t_{sOFF})/\tau_m} \quad (10)$$

Cabe mencionar que la constante de tiempo térmica  $\tau$  representa el intervalo de tiempo durante el cual la temperatura alcanza un 63% de su valor máximo [29]. Las constantes de tiempo térmicas de la bobina móvil y del imán se calculan según la ecuación (11) y ecuación (12), respectivamente.

$$\tau_v = R_{tbm}C_{tb} \quad (11)$$

$$\tau_m = R_{tma}C_{tm} \quad (12)$$

Una vez obtenidas las capacidades térmicas de la bobina móvil  $C_{tb}$  y del imán  $C_{tm}$ , se puede obtener la masa equivalente, en gramos, de cobre y de acero del altavoz, las cuales se calculan según la ecuación (13) y ecuación (14), respectivamente.

$$m_{cobre} = 2.7 \cdot C_{tb} \quad (13)$$

$$m_{acero} = 2 \cdot C_{tm} \quad (14)$$

## MATERIALES Y MÉTODOS

La investigación presentada corresponde a un estudio cuantitativo de diseño experimental y alcance descriptivo, puesto que se valoró un altavoz dinámico de bobina móvil, a través de su comportamiento electroacústico y térmico, parámetros, respuesta en frecuencia y distorsión armónica. Para llevar a cabo todas estas etapas de la investigación, se requirió de tres instrumentos básicos utilizados en todo su desarrollo: un altavoz y un computador con el *software* MATLAB. Además, para cumplimientos específicos, se requirieron instrumentos de medición tales como termómetros, multímetro, micrófono, entre otros. Los instrumentos específicos serán descritos en cada etapa y los instrumentos básicos, utilizados durante toda la investigación, serán descritos a continuación.

El altavoz utilizado en la investigación fue un altavoz dinámico de bobina móvil tipo *overhung* Peerless SLS-P830667 de 8" de diámetro y 8  $\Omega$  de impedancia nominal, el cual presenta características típicas de un altavoz que reproduce frecuencias bajas [24] (Figura 2). En la Figura 3 se puede observar que el altavoz se empotró en un gabinete modificado abierto en la parte trasera (para evitar el confinamiento del aire, lo cual disminuiría la compliancia mecánica del altavoz, y que a su vez permite obtener la respuesta en frecuencia en condición de pantalla infinita en campo cercano para baja frecuencia) de manera que se pudiese medir de manera vertical, que es la orientación normal en la que éste opera, excepto para obtener el modelo lineal térmico. Adicionalmente, al utilizarse un altavoz nuevo, se realizó el denominado *break-in*, el cual es un procedimiento de ablandamiento mecánico del altavoz debido a la rigidez natural que trae de fábrica al no tener uso [35]. Para ello, se excitó el altavoz con una señal de ruido rosa de banda ancha durante 8 horas continuas. Por otro lado, se utilizó el *software* MATLAB 2018a, con el cual se realizó las distintas simulaciones comprendidas de esta investigación. Además, para el cumplimiento de cada objetivo, se requirieron instrumentos específicos, como termómetro, multímetro, micrófono, entre otros. Los instrumentos específicos serán descritos en el artículo y los instrumentos básicos, utilizados durante toda la investigación, serán descritos a continuación.

Para una mejor comprensión, los procedimientos son organizados en cinco etapas: i) Medición de



Figura 2. Altavoz Peerless SLS-P830667 de bobina móvil de tipo *overhung*.

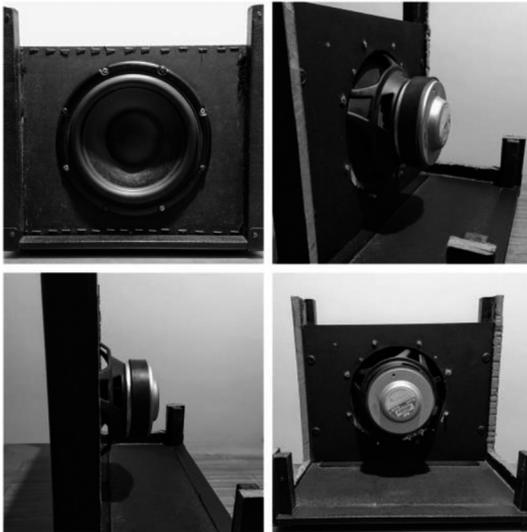


Figura 3. Fotografías del altavoz montado en un gabinete de guitarra eléctrica modificado.

impedancia eléctrica y obtención de parámetros del altavoz; ii) Simulación del comportamiento electro-mecano-acústico del altavoz; iii) Medición respuesta en frecuencia y distorsión armónica del altavoz; iv) Medición del comportamiento térmico del altavoz; v) Obtención del modelo lineal térmico del altavoz. Las etapas se describen en detalle a continuación.

#### Medición de impedancia eléctrica y obtención de parámetros electroacústicos del altavoz

Se midió la impedancia eléctrica de entrada del altavoz, utilizando la herramienta DATS V3 de Dayton Audio, el cual es un sistema de prueba de componentes de audio basado en computadora la

cual permite medir la impedancia eléctrica de entrada entre otros. Para ello, se calibraron los cables de prueba conectándolos entre sí en cortocircuito (cuya resistencia fue de  $0,59 \Omega$ ), y se calibró la impedancia de prueba, a través de la resistencia interna del DATS V3 de  $1 \text{ k}\Omega$ . Posteriormente, se prosiguió a realizar la medición del altavoz a una temperatura ambiente de  $19 \text{ }^\circ\text{C}$ . El altavoz se excitó con una señal de tipo barrido de frecuencia logarítmica en la banda completa de audio entre 1 a  $20000 \text{ Hz}$  en 1,4 segundos, con una frecuencia de muestreo de  $44,1 \text{ kHz}$ . A modo de evidenciar la variación de resultados del altavoz a diferentes niveles de voltaje generado, se realizaron 6 mediciones dentro del rango donde la respuesta es lineal [21], debido a que este valor representa el doble de voltaje:  $-20$ ,  $-14$ ,  $-8$ ,  $-2$ ,  $+4$  y  $+10 \text{ dBu}$ .

A partir de la medición, a distintos niveles de voltaje de entrada, de la impedancia eléctrica de entrada sin considerar la masa añadida, se obtuvieron cuatro de los cinco parámetros Thiele-Small, además de la magnitud máxima de la impedancia eléctrica de entrada  $Z_{max}$  y la inductancia eléctrica  $L_E$  en  $1 \text{ kHz}$ , debido a que todos estos parámetros se pueden medir directamente desde las curvas de magnitud y fase de la impedancia eléctrica de entrada del altavoz. Por otro lado, se compararon las curvas de la magnitud de la impedancia eléctrica de entrada y los parámetros del altavoz, tanto de medición propia como entregadas por el fabricante [36].

Posteriormente, se volvió a medir la impedancia aplicando el método de la masa añadida, debido a que ésta entrega resultados satisfactorios sin la necesidad de tener una caja cerrada de prueba [10], [23]. Considerando que la masa móvil del diafragma es de  $32,4$  gramos y según las indicaciones de [10], se utilizó una masa añadida adherible de  $32,3$  gramos distribuida simétricamente sobre el diafragma del altavoz. Obtenida la nueva impedancia, se determinó el  $V_{AS}$ , y los parámetros electromecánicos restantes, los que se compararon con los valores entregados por el fabricante.

#### Simulación comportamiento electro-mecano-acústico del altavoz

Obtenida la impedancia eléctrica de entrada y parámetros del altavoz, se prosiguió a simular la impedancia eléctrica de entrada de éste, considerando para ello el modelo simple que considera la

inductancia eléctrica sin pérdidas. Como aporte a la descripción del comportamiento eléctrico se implementaron los modelos de Wright [8] y Leach [19], [25], los cuales sí consideran las pérdidas de inductancia de la bobina móvil.

Posteriormente, se implementaron las funciones de transferencia que modelan el desplazamiento, y velocidad del diafragma del altavoz al ser excitado por una fuente generadora de voltaje constante ideal de 2,83 volts rms. Finalmente, se implementó la función de transferencia que modela el nivel de presión sonora en condición de pantalla infinita, a un metro de distancia al ser excitado por una fuente generadora de voltaje constante de 2,83 volts rms. Puesto que la temperatura ambiente a la que se midió la impedancia eléctrica de entrada fue de 19 °C, se asumió una velocidad del sonido de 343m/seg para la simulación. Por último, se determinó la eficiencia del altavoz a partir de la razón entre las potencias acústica (salida) y eléctrica (entrada) disipadas por el altavoz.

### Medición respuesta en frecuencia y distorsión armónica del altavoz

Para profundizar la caracterización, en esta etapa se realizó una medición de la respuesta en frecuencia del altavoz y su distorsión armónica. Para llevar a cabo la medición del altavoz, se utilizaron los siguientes dispositivos: un computador portátil con el *software* REW (*Room EQ Wizard*) el cual permite, medir y analizar la respuesta de un altavoz, entre otras funciones; un micrófono de medición *Behringer ECM8000*, el cual es de tipo condensador, de patrón omnidireccional y cuya respuesta es plana de 15 Hz a 20 kHz; una Interfaz de audio *Focusrite Scarlett 2i4* de 2da generación, la cual se calibró REW, entregando una respuesta plana de  $\pm 0,3$  dB entre 20 Hz a 20 kHz; y un amplificador de potencia *SAMSON SERVO 120a*, el cual se utilizó en modo *bridge* (puente) la cual produce una única señal de salida con una potencia de 120 watts en 8  $\Omega$ .

Puesto que el altavoz se empotró en un gabinete modificado de parte trasera abierta, cabe señalar que, a diferencia de un gabinete cerrado, la radiación sonora es menos direccional debido a que tanto la parte delantera como la trasera del sistema, permiten la propagación del sonido ampliando su dispersión en la sala [21], [37]. Por otro lado, en este diseño, su frecuencia de corte de cancelación dipolar en

baja frecuencia es de 809 Hz, lo cual implica que bajo esta frecuencia la respuesta decaería en 6 dB/oct. Por este motivo, para evitar la contribución del gabinete y la sala en la respuesta en frecuencia del altavoz, se midieron, y combinaron las respuestas en campo cercano para baja frecuencia, y en campo lejano para alta frecuencia, lo que permitió obtener la respuesta completa del altavoz en campo libre (o respuesta anecoica) en un espacio semi-reverberante como la sala donde se realizaron las mediciones [10].

El altavoz se dispuso en un atril a la mitad de la altura total del lugar de medición para que, de esta manera, la onda sonora tardara la misma cantidad de tiempo en reflejarse tanto en el cielo del techo como en el piso, a una altura de 1,13 metros. Para ambas mediciones, se excitó el altavoz con una señal tipo barrido de frecuencia logarítmico de 20 a 20000 Hz, con un largo de 256k muestras. Puesto que la frecuencia de muestreo se ajustó en 48 kHz, la duración del barrido fue de 5,5 segundos. La primera medición que se realizó fue en campo lejano, donde se posicionó el altavoz a la mitad de la altura total del lugar de medición (sala de estar) y lo más alejado de cualquier superficie, permitiendo así un mayor retardo de la primera reflexión sonora. Posteriormente, se posicionó el micrófono a un metro de distancia del altavoz, y a la misma altura de éste con respecto al suelo (1,13 m). Por tanto, aplicando simple acústica de rayo, la distancia recorrida por la primera onda reflejada que incide sobre el diafragma del micrófono es de 2,47 metros (Figura 4).

En el instante en que incide el primer frente de onda directo a un metro (sin reflexión), la distancia

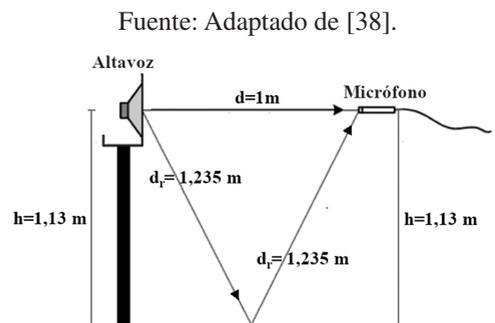


Figura 4. Geometría de la primera reflexión en campo lejano.

adicional que debe recorrer la onda reflejada hasta alcanzar el diafragma del micrófono es de 1,47 metros ( $2d_r - d$ ), lo cual, en teoría, limita inferiormente la respuesta en este campo a una frecuencia de 233 Hz (su longitud de onda es equivalente a esta distancia), y cuyo periodo asociado es de 4,29 mseg (medida temporal a considerar para aplicar el enventanamiento de la respuesta al impulso medida). Por otro lado, para la medición del altavoz en campo cercano, éste se mantuvo en la misma ubicación, y el micrófono se ubicó lo más cercano al centro del diafragma del altavoz (1 mm. aprox.). La respuesta en este campo está limitada superiormente por 660 Hz aproximadamente.

Ya obtenidas las respuestas, ambas se suavizaron a 1/24 de octava, y se enventanó la respuesta al impulso de la medición en campo lejano para eliminar la contribución de las reflexiones en la medición. Posteriormente, se ajustó el nivel de la respuesta del campo cercano al nivel del campo lejano, y se combinaron dichas respuestas. Puesto que la medición de la respuesta completa del altavoz simula la respuesta de éste en pantalla infinita y en condición de campo libre, no se consideraron las pérdidas por difracción debido a la geometría y dimensiones del gabinete. Obtenida la respuesta completa del altavoz, se comparó con la respuesta simulada y con la entregada por fabricante.

Finalmente se analizó la distorsión armónica total (THD) del altavoz y sus primeros cuatro componentes armónicos (H2, H3, H4 y H5) para baja frecuencia en campo cercano. En campo lejano se descartó la distorsión armónica debido a las eventuales incertezas producto de las reflexiones, relación señal/ruido menor a 60 dB, y porque la banda útil del altavoz es precisamente en baja frecuencia (en este campo quedó limitada en 300 Hz). Cabe destacar que en ningún caso se llegó a voltaje de saturación en la entrada del altavoz.

### Medición del comportamiento térmico del altavoz

Para realizar la medición del comportamiento térmico del altavoz se utilizaron adicionalmente, los siguientes dispositivos: una cámara *web* Trino para grabar el experimento, dos termómetros infrarrojos sin contacto Smart Sensor, los cuales permiten un rango de medición de temperatura de  $-50$  a  $490$  °C y ajustar la emisividad  $\epsilon$ , que es una medida de la capacidad de un objeto de emitir energía infrarroja,

ajustada para el cobre (bobina móvil) y hierro (imán), en 0,95 y 0,7, respectivamente; una cámara termográfica infrarroja Hti HT-02D para observar comportamiento y capturar imágenes térmicas de la bobina móvil del altavoz, la cual permite un rango de medición de temperatura entre  $-20$  a  $+300$  °C; un multímetro digital Fluke 87V, que mide voltaje *true-rms* con un ancho de banda de 20 kHz, pero que también se utilizó para la medición de temperatura, a través de una termocupla de tipo K, la cual permite un rango de medición de temperatura de  $-40$  a  $260$  °C; y un multímetro digital Meterman 35XP, que se utilizó para medir voltaje.

Para llevar a cabo la medición del comportamiento térmico del altavoz, se conectó el computador portátil, a través de cable USB a la interfaz de audio, para utilizar el generador de señal que ofrece el *software* REW y enviar la señal desde la salida de la interfaz, a través de conexión balanceada a la entrada del amplificador de potencia. El amplificador de potencia se conectó al altavoz mediante cable desbalanceado de parlante. Posteriormente, se posicionaron en el altavoz los dos termómetros infrarrojos y el multímetro con la termocupla. Uno de los termómetros infrarrojos apuntó directamente a la parte superior de la bobina móvil y el otro directamente al centro de la altura del imán del altavoz. La termocupla se posicionó cercana al altavoz para medir la temperatura ambiente, la cual también se utilizó para calibrar la temperatura de los termómetros. Para efectos prácticos de la medición, y disponer un mejor posicionamiento de los instrumentos para una medición de larga duración (8 horas continuas aprox.), el altavoz se desmontó del gabinete, y se midió al aire libre (Figura 5).

Una vez interconectados todos los dispositivos y posicionados los sensores de temperatura, se prosiguió a grabar el experimento, lo que permitió el registro exacto en el tiempo de los distintos valores de temperatura. Una vez que los tres termómetros calibrados midieron la misma temperatura ambiente  $21,5$  °C se excitó el altavoz con una señal sinusoidal de frecuencia 192 Hz, puesto que, a esta frecuencia, el altavoz tiene una magnitud de impedancia eléctrica de entrada mínima y puramente resistiva de  $6,13$   $\Omega$ , dentro del rango de trabajo útil del altavoz. A esta frecuencia, la corriente y potencia disipada por él serán máximas, lo que permite calentar con mayor facilidad los componentes del



Figura 5. Fotografía medición de la evolución térmica de la bobina e imán del altavoz.

altavoz [13], [34]. El voltaje rms medido en los bornes del altavoz cuando comenzó la excitación fue de 3,66 volts rms, por tanto, el altavoz disipó una potencia promedio de 2,18 watts. De aquí, se estimó una ganancia del amplificador de 41,6 dB. Para evitar el sobrecalentamiento y eventual daño del amplificador y altavoz, no se realizaron mediciones a voltajes más altos.

#### Obtención del modelo lineal térmico del altavoz

En esta última etapa, y a partir de la respuesta térmica medida, se prosiguió a calcular los parámetros térmicos del altavoz. En primer lugar, se determinó el incremento de la temperatura de la bobina móvil y del imán, con respecto a la temperatura del altavoz frío (a temperatura ambiente), es decir,  $\Delta T_v(t)$  y  $\Delta T_m(t)$  respectivamente. Luego, se identificó el máximo incremento de la temperatura de la bobina móvil y del imán en relación con la temperatura ambiente al alcanzar el equilibrio térmico el altavoz, es decir,  $\Delta T_{vss}(t)$  y  $\Delta T_{mss}(t)$ . Posteriormente, se calculó la resistencia térmica entre la estructura magnética y el ambiente  $R_{tv}$  y la resistencia térmica entre la bobina móvil y la estructura magnética  $R_{tm}$ .

La capacidad térmica de la bobina móvil y su área circundante  $C_{tv}$  se determinaron desde la caída de la temperatura, es decir, cuando el altavoz dejó de ser excitado. En primer lugar, se estimó el incremento de la temperatura donde transcurre la constante de

tiempo de la bobina móvil  $\Delta T_{tv}$ , para el cual su valor decae un 63% más el porcentaje restante (37%) del máximo de la temperatura del imán. Luego, se determinó el instante de tiempo  $t_{tv}$  del incremento de la temperatura donde transcurre la constante de tiempo de la bobina móvil  $\Delta T_{tv}$  y, se obtuvo el intervalo de tiempo desde que el altavoz dejó de excitarse (en que comienza a enfriarse), conocida como la constante de tiempo de la bobina móvil  $T_{tv}$ . Esta constante permite calcular la capacidad térmica de la bobina móvil.

Por otro lado, la capacidad térmica de la estructura magnética  $C_{tm}$  se determinó desde el aumento de la temperatura, cuando el altavoz comienza a ser excitado. Se estimó el incremento de la temperatura donde transcurre la constante de tiempo del imán  $\Delta T_{tm}$ , para el cual, al valor máximo de temperatura alcanzado por la bobina móvil se le sustrae el 37% del valor máximo de temperatura alcanzando por el imán. Luego, se determinó el instante de tiempo  $t_{tm}$  del incremento de la temperatura donde transcurre la constante de tiempo del imán  $\Delta T_{tm}$ , para posteriormente obtener el intervalo de tiempo desde que el altavoz comienza a excitarse (calentarse), conocida como la constante de tiempo del imán  $\tau_{tm}$ , la cual permite calcular la capacidad térmica del imán. Obtenidas la capacidad térmica de la bobina móvil  $C_{tv}$  y del imán  $C_{tm}$ , se calculó la masa equivalente de cobre (bobina móvil) y de acero puro (estructura del armazón/imán). Finalmente, con los parámetros térmicos obtenidos, se simuló el comportamiento dinámico exponencial de calentamiento y enfriamiento del altavoz, tanto de la bobina como del imán.

## RESULTADOS

Los resultados serán presentados siguiendo las cinco etapas descritas en el procedimiento.

#### Impedancia eléctrica y parámetros electroacústicos del altavoz

Los resultados obtenidos de la impedancia eléctrica de entrada del altavoz, medida a distintos niveles de voltaje de la señal de salida, dan cuenta de un comportamiento similar; tendiendo a ser más alta la magnitud a un mayor nivel de voltaje utilizado, exceptuando el rango superior de la resonancia mecánica. En el rango de baja frecuencia existen las máximas diferencias, de hasta 1,5  $\Omega$ . entre -20

y +10 dBu. En este mismo rango, hacia el valor DC, el comportamiento tiende a ser constante en +4 y +10 dBu (Figura 6). Por tanto, estos resultados son consistentes con la justificación de utilizar un nivel de voltaje de +4 dBu para las mediciones, en adelante, como también lo indica la literatura revisada.

El resultado de la impedancia eléctrica compleja da cuenta de la resistencia y reactancia del altavoz, relacionadas con la parte real e imaginaria, respectivamente. En alta frecuencia, la parte resistiva de la impedancia comienza a aumentar debido a

las pérdidas de inductancia de la bobina móvil, tal como indica la literatura [8] (Figura 7).

En la Tabla 1 se muestra el valor de los parámetros entregados por el fabricante y los obtenidos por una nueva medición propia del altavoz a un nivel de salida de +4 dBu, además del error porcentual entre estos. Aquí, la resistencia eléctrica  $R_E$  es el único valor que está dentro del rango de error de  $\pm 5\%$  entregado por el fabricante. Según el fabricante, el porcentaje de error para la frecuencia de resonancia mecánica  $f_s$  puede ser de un  $\pm 15\%$ , cuyo máximo tolerable sería una frecuencia natural de 48,51 Hz. A pesar de

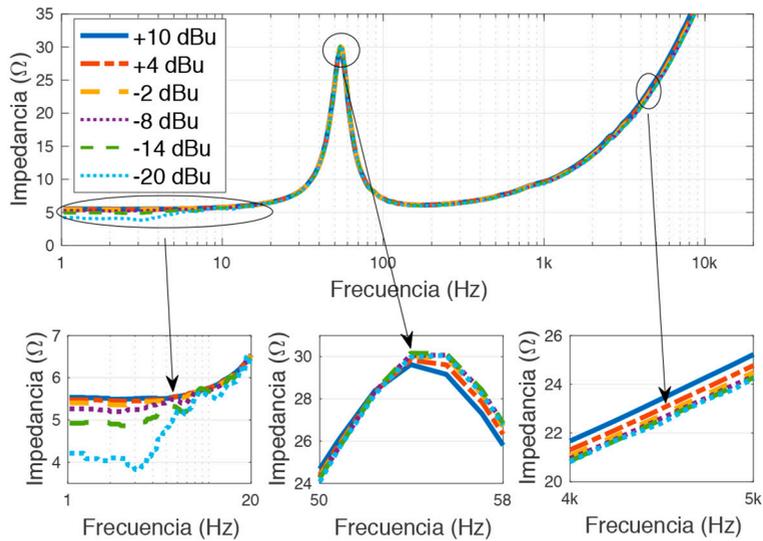


Figura 6. Magnitud impedancia eléctrica para distintos niveles de voltaje. Arriba: Rango completo de 1 Hz ~ 20kHz. Abajo a la izquierda: Rango de 1 Hz ~ 20Hz. Abajo al centro: Rango de 50 Hz ~ 58Hz. Abajo a la derecha: Rango de 4kHz ~ 5kHz.

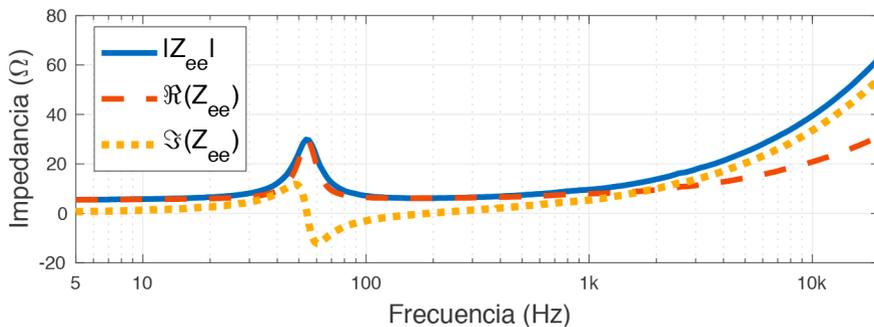


Figura 7. Magnitud, parte real e imaginaria de la impedancia eléctrica de entrada del altavoz.

Tabla 1. Parámetros entregados por fabricante y medición propia del altavoz.

Medición	$f_s$ (Hz)	$R_E$ (Hz)	$Z_{max}$ (Hz)	$Q_{MS}$	$Q_{ES}$	$Q_{TS}$	$L_E$ (mH)
Fabricante	42,19	5,53	45,85	5,73	0,75	0,66	0,78
Propia	54,40	5,43	30,20	4,53	0,99	0,82	1,27
Error porcentual	28,94%	-1,8%	-34,13%	20,94%	32,5%	23,48%	62,8%

las grandes diferencias existentes entre los valores de los parámetros obtenidos por medición propia y los entregados por el fabricante, este resultado comprueba lo que se describe en la literatura como una situación común [23]. Este hallazgo subraya la importancia de realizar mediciones propias, dado que los valores pueden variar significativamente según el entorno y las condiciones específicas bajo las cuales se realiza el experimento. Esta variabilidad enfatiza la necesidad de verificar los datos proporcionados por los fabricantes, asegurando así que las especificaciones del altavoz se ajusten a las necesidades prácticas y al contexto de uso real.

Posteriormente, se obtuvieron los resultados de la medición de la impedancia eléctrica de entrada del altavoz, a través del método de masa añadida, los que dan cuenta que disminuye la

frecuencia de resonancia mecánica del altavoz  $f_s$ , y la magnitud de la impedancia eléctrica máxima  $Z_{max}$  (Figura 8). En esta misma Figura 8, con respecto a la fase, se puede observar que la fase es nula en régimen de corriente continua, en la frecuencia de resonancia mecánica y cuando la magnitud de la impedancia es mínima después de la resonancia. En la Tabla 2 se observan el  $V_{AS}$  y parámetros electromecánicos entregados por el fabricante y por medición propia.

**Comportamiento electro-mecano-acústico del altavoz**

Los resultados de las simulaciones de la impedancia eléctrica de entrada del altavoz considerando la bobina móvil y la inductancia medida en 1kHz, dan cuenta de una buena aproximación bajo esa frecuencia. De forma coherente con la literatura, los

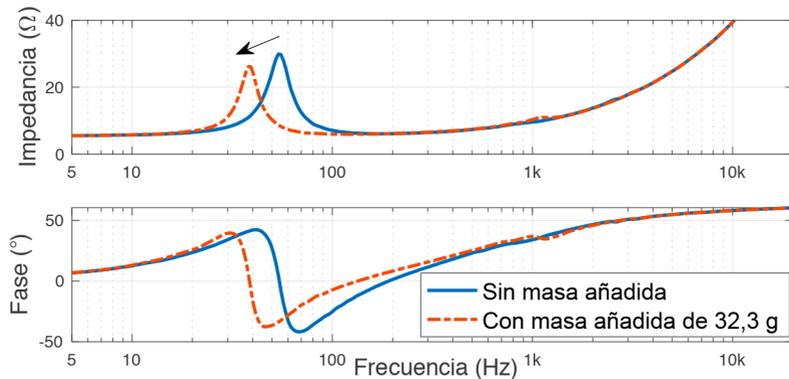


Figura 8. Respuesta impedancia eléctrica de entrada del altavoz para medición sin y con masa añadida. Arriba: Magnitud. Abajo: Fase.

Tabla 2. Parámetros entregados por fabricante y medición propia del altavoz a través del método de masa añadida.

Medición	$V_{AS}$ (L)	$M_{MS}$ (g)	$C_{MS}$ (mm/N)	$SPLSPL$ (dB)	$\eta_0$ (%)	$BI$ (N/Amp)
Fabricante	26,3	34,8	0,41	86,7	0,26	8,26
Propia	16,2	33,9	0,25	86,1	0,25	7,96
Error porcentual	-38,3%	-2,58%	-38,38%	-0,65%	-3,46%	-3,63%

resultados de mediciones anteriores indicaron que la bobina sí presenta pérdidas por inductancia en alta frecuencia. Los resultados de las simulaciones de la impedancia eléctrica de entrada del altavoz, que modelan estas pérdidas, dan cuenta que los modelos propuestos por Wright [8] y Leach [19], [25] efectivamente resultan más precisos que la no consideración de las pérdidas por inductancia (Figura 9).

Por otro lado, los resultados del comportamiento mecánico simulado del altavoz al ser excitado por una fuente generadora de voltaje constante de 2,83 Vrms, dan cuenta que el desplazamiento del diafragma  $x_D$  es máximo y relativamente constante

en el rango de bajas frecuencias, hasta alcanzar aproximadamente la frecuencia mecánica de resonancia  $f_s$ , desde donde comienza a disminuir progresivamente. Con relación a la velocidad del diafragma  $u_D$  los resultados dan cuenta que el valor máximo se alcanza en la frecuencia mecánica de resonancia  $f_s$ . Cabe mencionar que este mismo comportamiento presenta la velocidad de volumen emitida por el diafragma  $U_D$ . Por último, sobre la frecuencia de pulsación  $f_u$ , la pendiente de bajada aumenta en otros  $-6$  dB/Oct debido al decaimiento producto del filtro que modela la respuesta en alta frecuencia. Cabe mencionar, que el resultado del cálculo de la frecuencia de pulsación  $f_u$  es de 767,9 Hz (Figura 10).

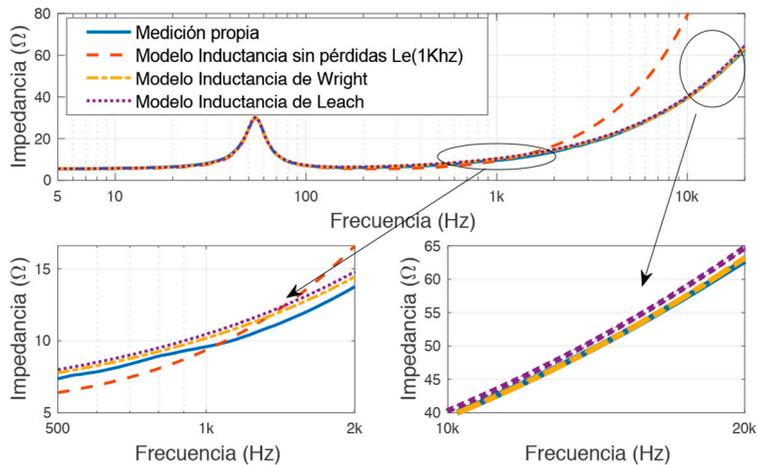


Figura 9. Magnitud de la impedancia eléctrica de entrada del altavoz considerando distintos modelos de inductancia eléctrica con pérdidas de la bobina del altavoz. Arriba: rango completo. Abajo a la izquierda: rango entre 500 Hz y 2kHz. Abajo a la derecha: rango entre 10 y 20kHz.

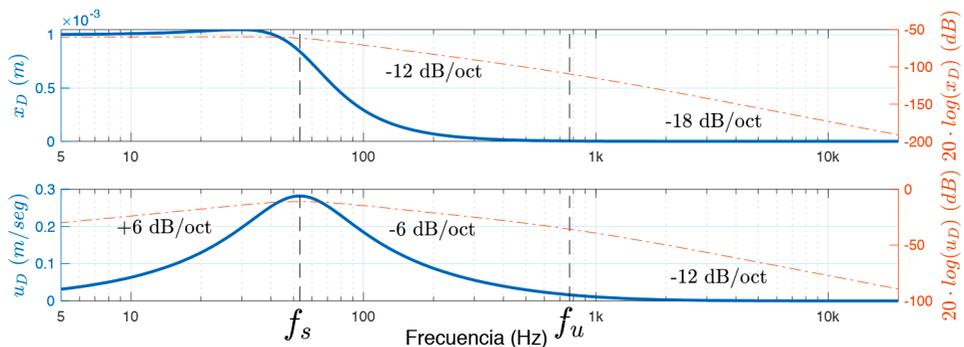


Figura 10. Comportamiento mecánico del diafragma del altavoz. Arriba: Desplazamiento del diafragma  $x_D$ . Abajo: Velocidad del diafragma  $u_D$ .

El resultado de la simulación de la respuesta en frecuencia da cuenta que, en baja frecuencia, la pendiente de subida es de +12 dB/oct (debido al aumento de  $U_D$  y  $R_{AR}$ ). Para el rango de frecuencias bajas/medias sobre  $f_s$ , la respuesta tiende a ser plana puesto que se contrarresta la caída de la velocidad de volumen con el aumento de la impedancia acústica de radiación<sup>(3)</sup>, hasta una frecuencia aproximada de 662 Hz ( $ka = 1$ ). En este rango de frecuencias, es decir, entre la frecuencia mecánica  $f_s$  y la frecuencia de cruce  $f_u$ , se encuentra su respuesta útil, más plana y de mayor nivel de presión sonora en la simulación, en la cual se aprecia su sensibilidad calculada de 86,1 dB@2,83Vrms/1m para el mismo rango frecuencial. Por otro lado, los resultados de la eficiencia del altavoz dan cuenta que alcanza una máxima eficiencia cercana a la frecuencia mecánica de resonancia  $f_s$ , donde alcanza aproximadamente una eficiencia de 1%. Además, el valor de la eficiencia de referencia  $\eta_0$  de 0,25%, coincide con el valor medio aproximado de la eficiencia en el rango de frecuencias medias donde se encuentra la respuesta plana y útil del altavoz. Sobre la frecuencia de cruce  $f_u$  la eficiencia disminuye considerablemente (Figura 11).

### Respuesta en frecuencia y distorsión armónica

Los resultados de la medición de la respuesta en frecuencia en campo cercano y en campo lejano, dan cuenta de las respuestas efectivas para cada

campo sonoro. Puesto que se deben eliminar los efectos de la reflexión de la sala en la medición en campo lejano, el enventanamiento de la respuesta al impulso se realizó a los 3,3 mseg, lo que limitó inferiormente la respuesta en frecuencia a 303 Hz. Por otro lado, los resultados del campo cercano dan cuenta del aumento de nivel de la respuesta, la cual se atenuó en 21,9 dB, de tal manera que coincidiera con la del campo lejano en la región de solapamiento, ya que es la referencia de la respuesta en frecuencia. En la Figura 12 se pueden observar los resultados de la respuesta en frecuencia medida combinada de ambos campos, la que da cuenta que ésta se ajusta muy bien a la respuesta simulada y a la respuesta entregada por el fabricante, al menos, hasta 1kHz. Precisamente, en este rango el altavoz realiza su mejor desempeño (sobre éste, en la práctica, es preferible la utilización de un altavoz que sea capaz de reproducir ese rango, tal como un *tweeter*). Por otro lado, en la década entre 1 y 10kHz, tanto la respuesta entregada por el fabricante como la medición propia aumentan, debido a lo que se conoce como “*break-up*”, donde el cono tendrá un comportamiento no-pistónico, es decir, no se moverán en fase todas las partes que componen éste.

Finalmente, los resultados de la distorsión armónica del altavoz en campo cercano dan cuenta que la distorsión armónica total (THD) alcanza un valor máximo, de 40% en el límite inferior de la banda

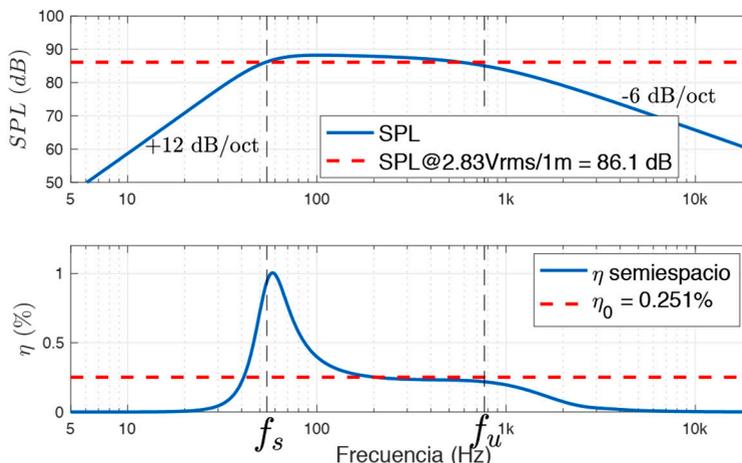


Figura 11. Respuestas en frecuencia del nivel de presión de presión sonora  $SPL$  mitido por el altavoz, montado en pantalla infinita, cuando es excitado por un voltaje de 2,83 Vrms a 1 metro de distancia del diafragma (arriba), y eficiencia  $\eta$  (abajo) del altavoz.

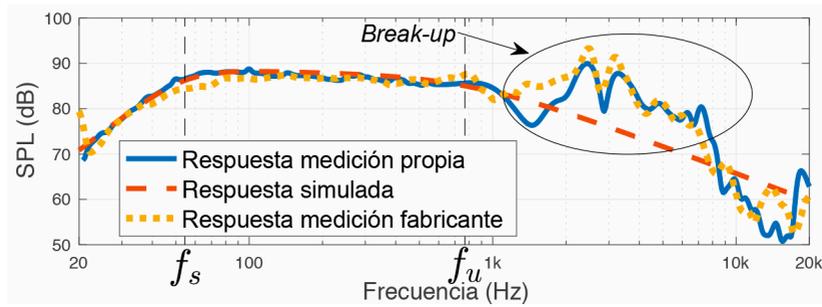


Figura 12. Respuestas en frecuencias del altavoz simuladas y medidas a 1 metro de distancia en condición de pantalla infinita.

de audio de 20 Hz. En la banda útil del altavoz, el THD se encuentra bajo un 2%, disminuyendo progresivamente hasta alcanzar aproximadamente un 0,3% en el límite superior de la medición de 600 Hz. El *peak* más pronunciado en la respuesta del THD se da precisamente donde se encuentra la resonancia mecánica del altavoz  $f_s$ , alcanzando un THD de un 10% aprox. (Figura 13). En la Figura 14 se puede observar que el aumento del THD en la resonancia

mecánica del altavoz se da, particularmente, producto de la contribución del aumento de distorsión de todos los armónicos. A otras frecuencias, el aumento del THD es producto de distorsiones armónicas específicas, por ejemplo, en 25 Hz, el aumento del THD es debido únicamente al aumento del segundo y cuarto armónico. Las irregularidades en la respuesta en frecuencia fundamental están correlacionadas en gran medida con la distorsión armónica, donde es

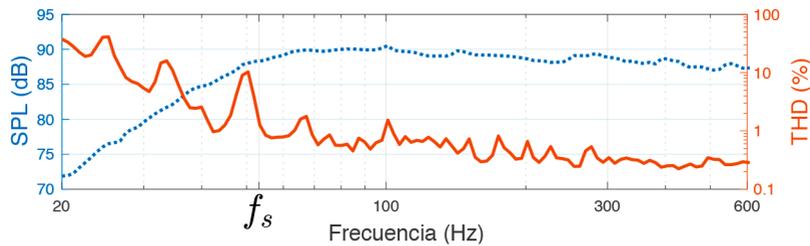


Figura 13. Respuesta en frecuencia de la distorsión armónica total (THD) del altavoz en campo cercano considerando de distorsión armónica hasta el quinto armónico.

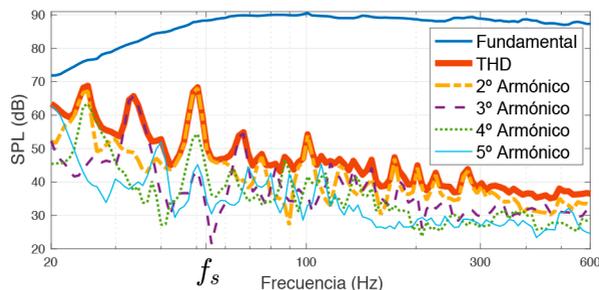


Figura 14. Respuesta de la frecuencia fundamental, componentes de distorsión armónica hasta el quinto armónico y distorsión armónica total (THD) del altavoz en campo cercano.

posible apreciar como el aumento o disminución en el THD influye en la respuesta en frecuencia.

**Modelo lineal térmico del altavoz**

Los resultados de la última etapa permiten dar cuenta que la máxima diferencia de temperatura de la bobina móvil con respecto al ambiente  $\Delta T_{vss}$  es de 14,2 °C y del imán  $\Delta T_{mss}$  es de 4,7 °C. Por tanto, conocida la potencia disipada de 2,16 watts, la resistencia térmica entre la estructura magnética y el ambiente  $R_{im}$  da como resultado 2,18 °C/W. Luego, la resistencia térmica entre la bobina móvil y la estructura magnética  $R_{iv}$  da como resultado 4,4 °C/W. Luego, a partir de la caída de la variación de temperatura de la bobina móvil con respecto al ambiente, se estimó en 8,22 °C la temperatura donde transcurre la constante de tiempo de la bobina móvil  $\Delta T_{\tau_{iv}}$ , para el instante de tiempo  $t_{\tau_{iv}} = 13589$  seg. Puesto que el altavoz se excitó hasta los 13513 seg, la constante de tiempo de la bobina móvil  $t_{\tau_{iv}}$  obtenida es de 76,12 seg. Por tanto, el resultado de la capacidad térmica de la bobina móvil es de 17,3 J/°C y la masa equivalente de cobre (bobina móvil) es de 46,7 gramos. Paralelamente, pero a partir del aumento de la variación de temperatura de la bobina móvil con respecto al ambiente, se estimó

en 12,46 °C la temperatura donde transcurre la constante de tiempo del imán  $\Delta T_{\tau_{im}}$ , para el instante de tiempo  $t_{\tau_{im}} = 4132$  seg. Puesto que el altavoz se excitó en t=0 seg, la constante de tiempo del imán  $\tau_{im}$  obtenida es de 4132 seg. Por tanto, el resultado de la capacidad térmica del imán es de 1898,3 J/°C y la masa equivalente de acero (estructura magnética) es de 3,80 kg.

En la Figura 15 se puede observar las curvas de temperatura medidas y simuladas del altavoz, las que fueron obtenidas a partir de los parámetros del modelo térmico y el comportamiento dinámico del altavoz descrito en el método. Los resultados dan cuenta que el modelo ajustado describe de buena manera el comportamiento térmico medido del altavoz. Al enfriarse el altavoz, se puede apreciar que el decaimiento de la temperatura, tanto de la bobina móvil simulada y medida, como del imán, se ajusta bien en el intervalo de tiempo  $\tau_{iv}$ . Posterior a éste, el decaimiento de temperatura del imán se ajusta bien, sin embargo, el de la bobina móvil es impreciso, debido a que el modelo asume la misma caída de temperatura para la bobina móvil y el imán. Por otro lado, al comenzar a calentarse el altavoz, se puede apreciar que tanto el aumento de la

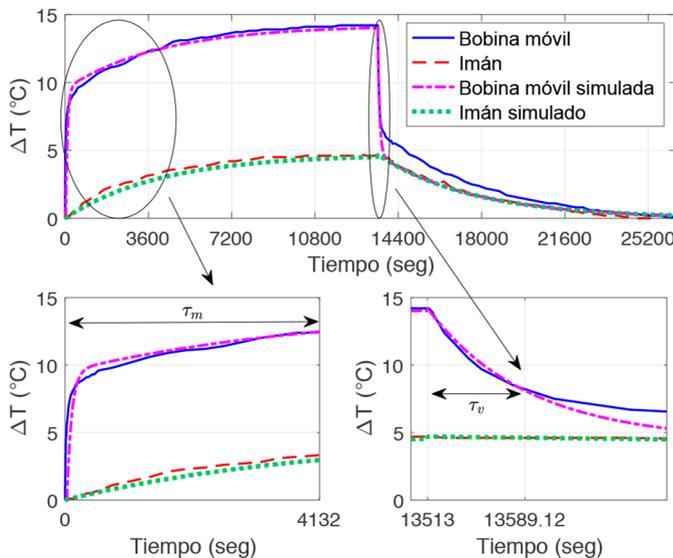


Figura 15. Medición y simulación del modelo térmico del altavoz. Arriba: Calentamiento y enfriamiento del altavoz. Abajo a la izquierda: Inicio de calentamiento del altavoz en el intervalo  $\tau_m$ . Abajo a la derecha: Inicio de enfriamiento del altavoz en el intervalo  $\tau_{iv}$ .

temperatura de la bobina móvil simulada y medida como del imán, se ajustan bien en el intervalo de tiempo  $\tau_m$ . Posterior a este, el ajuste sigue siendo bueno, tanto para el aumento de la temperatura de la bobina móvil, como para el del imán.

En la Figura 16 y Figura 17 se pueden observar fotografías e imágenes termográficas del altavoz y amplificador en funcionamiento.

### CONCLUSIONES

En la presente investigación se caracterizó electroacústica y térmicamente un altavoz, a través de

distintas mediciones y simulaciones, según la teoría clásica de altavoces. Los resultados de la medición de impedancia eléctrica indicaron que, para obtener resultados más precisos, es necesario medir a un nivel de voltaje de salida superior a 0 dBu ya que, por debajo de este nivel, las estimaciones muestran una desviación significativa hacia el régimen de corriente continua. Respecto al método de la masa añadida para determinar los parámetros del altavoz, se observa que disminuye la frecuencia natural, pero también lo hace la magnitud de la impedancia eléctrica de entrada a esa frecuencia. Este comportamiento si bien se puede deducir desde la teoría, escasamente es detallado y observado en la literatura. Esta

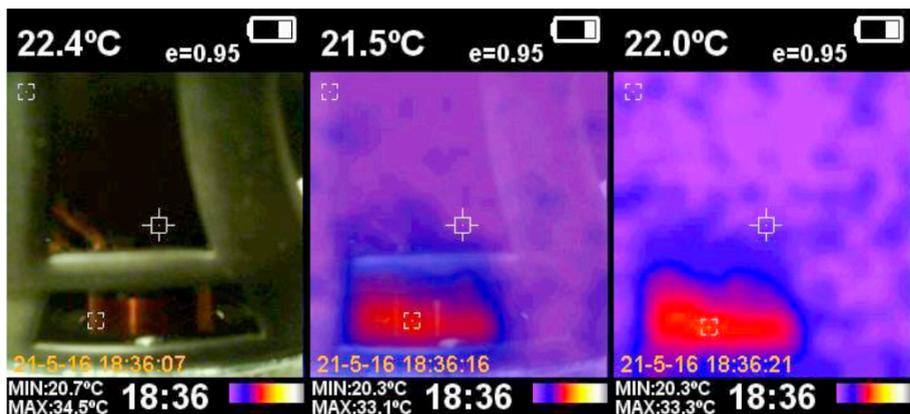


Figura 16. Secuencia de imágenes térmicas del altavoz en funcionamiento. Izquierda: imagen visible. Centro: imagen mezclada. Derecha: imagen térmica.

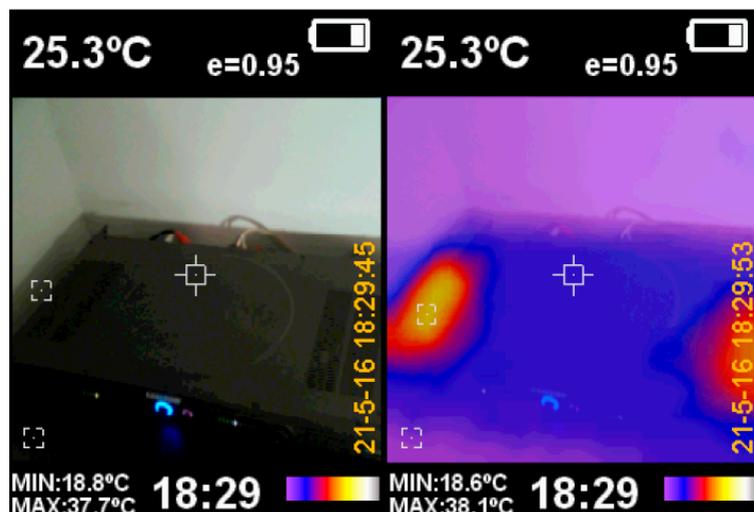


Figura 17. Imágenes térmicas del amplificador de potencia en funcionamiento. Izquierda: imagen visible. Derecha: imagen térmica.

omisión es significativa, especialmente considerando que los fabricantes generalmente proporcionan especificaciones de los parámetros del altavoz sin describir los métodos empleados para su medición. Al documentar y analizar estos efectos, no solo se enriquece la caracterización del comportamiento del altavoz, sino que también se proporciona una perspectiva crucial para la interpretación y aplicación práctica de los datos técnicos suministrados por los fabricantes. Una vez obtenidos los parámetros, y al compararlos con los entregados por el fabricante, se da cuenta de las diferencias e incertezas en algunos de éstos, lo que da cuenta de la importancia de siempre volver a estimarlos de manera propia. Las variaciones observadas pueden atribuirse en parte a las diferentes condiciones bajo las cuales se realizan las pruebas comparadas con las condiciones estándar del fabricante, tales como la temperatura ambiente, humedad, presión atmosférica, tiempo de uso y calidad intrínseca del altavoz [23]. En la práctica, una estimación precisa de los parámetros es crucial para el diseño adecuado de un recinto acústico para el altavoz. Por otro lado, también se da cuenta de que el aumento de la magnitud de la impedancia de la bobina en alta frecuencia no sólo es debido a la reactancia de la bobina, sino también al aumento de la resistencia, puesto que la inductancia presenta pérdidas eléctricas. Los modelos de Wright y Leach, utilizados para modelar este comportamiento, dan muy buenas estimaciones del comportamiento de la bobina del altavoz.

En relación con el comportamiento mecano-acústico del diafragma del altavoz, se puede concluir que su desplazamiento es máximo en baja frecuencia, hasta alcanzar la frecuencia de resonancia  $f_s$ . Sobre ésta comenzará a disminuir de manera proporcional a la frecuencia al cuadrado, debido a que el altavoz, idealmente, debe mantener la presión en el rango de trabajo útil y por tanto la aceleración del diafragma [19]. Finalmente, del comportamiento del diafragma, es posible concluir que un altavoz comúnmente está limitado mecánicamente en baja frecuencia y, que la velocidad y velocidad de volumen del diafragma efectivamente alcanzan un máximo en la frecuencia de resonancia  $f_s$  [21]. Los resultados de la respuesta en frecuencia simulada y medida, junto a los parámetros calculados del altavoz, permiten concluir que, efectivamente, la frecuencia de resonancia mecánica  $f_s$  de 54,4 Hz y la frecuencia de cruce  $f_{it}$  de 766.9 Hz representan aproximadamente los límites del rango

de trabajo útil del altavoz con una sensibilidad en este rango de 86,1 dB. Por tanto, el altavoz es idóneo para aplicaciones sonoras en el rango de frecuencias bajas/medias, con un comportamiento bastante plano en la banda de trabajo útil. Según el valor del factor de calidad total  $Q_{TS}$  obtenido, el altavoz utilizado en la investigación es idóneo para aplicaciones de pantalla infinita o al aire libre [39]. Por otro lado, se puede concluir que a pesar de que el altavoz es poco eficiente en la banda útil de trabajo,  $\eta_0 = 0,25\%$ , su valor se encuentra dentro de los valores típicos de la industria para un *woofer* [2], [30], [40]. Específicamente, existen altavoces de similares características al estudiado como los *woofers* Goldwood GW-S650/8 y JL Audio M8IB5-SG-TB, tanto sus parámetros como respuestas, los cuales tienen eficiencias en la banda media de 0,21 y 0,28%, respectivamente [24]. Respecto a la respuesta de la distorsión armónica obtenida a partir de la medición en campo cercano para frecuencias bajas/medias, esta es menor a un 2% en el rango útil del altavoz, y óptima en el rango estándar de la industria para un altavoz del tipo *woofer*, es decir, menor a 1% en el rango entre 100 y 500 Hz [29]. Bajo este rango, el THD aumenta hasta alcanzar un 40% en límite inferior de la banda de audio y las componentes armónicas hasta un 10% para H2 y H3, un 5% para H4 y 35% para H5. Lo anterior, posiblemente debido a las no-linealidades causadas por las suspensiones elásticas periférica y central, así como de la disminución del factor de fuerza en su límite de excursión [29]. Finalmente, es posible indicar que el aumento del THD en la resonancia mecánica del altavoz, es producto de la contribución del aumento de distorsión de todos los armónicos, debido a que se tienden a excitar los modos normales de vibración del diafragma del altavoz.

Respecto a caracterizar térmicamente el altavoz, se midió la evolución térmica de éste con resultados coherentes a lo descrito en la literatura, por ejemplo, la medición fue de larga duración puesto que se necesitaba alcanzar el equilibrio térmico, tanto al calentarse como al enfriarse el altavoz [12], [31], [41]. La resistencia térmica calculada entre la bobina y la estructura magnética  $R_{ibm}$  fue de 4,4 °C/W, lo cual es consistente con el comportamiento térmico del altavoz. Este valor indica cuánto aumentó la temperatura por potencia suministrada, por tanto, para la potencia disipada por el altavoz de 2,16 watts, la bobina móvil del altavoz al calentarse aumentó

rápidamente a 9,5 °C sobre la temperatura ambiente, según su tasa de crecimiento. De igual modo, al comenzar a enfriarse. Por otro lado, la resistencia térmica calculada entre la estructura magnética y el ambiente  $R_{ma}$  de 2,177 °C/W, demostró que el imán al comenzar a calentarse y llegar al equilibrio térmico aumentará su temperatura en 4,7 °C, al igual que la bobina, la que aumentará su temperatura en la misma cantidad a partir de los 9,5 °C sobre la temperatura ambiente. De igual forma sucede para el enfriamiento. Con respecto a las capacidades térmicas obtenidas de la bobina móvil  $C_{ib}$  de 17,3 J/°C y de la estructura magnética  $C_{im}$  de 1898,3 J/°C, se obtienen resultados similares a los descritos en la literatura [12], [34], [42]. La capacidad térmica de la bobina móvil resulta ser 100 veces menor que la de la estructura magnética del altavoz, producto de que la bobina demora 100 veces menos en aumentar su temperatura hasta un 63% de su valor máximo, en comparación al imán. Por otro lado, en relación con los resultados de la masa equivalente de cobre, se estimó en 46,7 gramos y el de la masa equivalente de acero puro para la estructura magnética en 3,80 kg. Estos valores, aunque distintos, se relacionan con los valores de masa móvil del diafragma (32,4 g) y masa neta del altavoz (2,52 kg). Los errores de sus valores estimados se pueden deber principalmente a la baja excitación del altavoz, puesto que, al generar una menor variación de la temperatura, éstos generarán un mayor error. Por último, la simulación del calentamiento y enfriamiento del altavoz da cuenta del buen ajuste respecto a la medición real. La excepción, tiene que ver con la tasa a la que decae la temperatura de la bobina móvil en la medición real pues, una vez que deja de funcionar el altavoz y posterior a disminuir en un 63% su valor, su tasa es mayor que el imán hasta alcanzar el equilibrio térmico, tendiendo la bobina a estar levemente más caliente que el imán. El modelo térmico ajustado, asume una caída a la misma tasa y temperatura para la bobina y la estructura magnética.

Finalmente, en relación con las relevancias del estudio se encuentra el describir de una manera extendida el comportamiento de un altavoz de diseño típico para reproducir baja frecuencia. Si bien el estándar de la industria de altavoces da cuenta de la magnitud de la impedancia eléctrica, la respuesta en frecuencia y parámetros electromecánicos y de Thiele-Small de un altavoz, comúnmente no dan cuenta de otras: distorsión armónica total del altavoz; comportamiento

y parámetros térmicos al ser excitado en régimen estacionario, y; en profundidad cómo se mide y otros aspectos relevantes como los modelos de inductancia. Por otro lado, dentro de las limitaciones del estudio se encuentran comparar con otras condiciones de medición, por ejemplo, realizar las mediciones a niveles de excitación más elevados, evaluar el altavoz en distintas cajas acústicas, y evaluar más altavoces, entre otros. Además, extender aún más el estudio a comportamientos no-lineales. Como trabajo futuro se espera considerar esta última limitación, medir otros tipos de altavoces, y considerar éstos en distintas cajas acústicas.

## REFERENCIAS

- [1] C.W. Rice and E.W. Kellogg, "Notes on the Development of a New Type of Hornless Loud Speaker," *Transactions of American Institute of Electrical Engineers*, vol. 44, pp. 461-480, 1925.
- [2] B.P. Ortega y M.R. Romero, *Electroacústica, altavoces y micrófonos*, 1st ed. Madrid, Spain: Pearson Prentice Hall, 2003.
- [3] P. Newell and K. Holland, *Loudspeakers: For Music Recording and Reproduction*, 2nd ed. New York, NY, USA: Routledge, 2019.
- [4] N. Thiele, "Loudspeakers in Vented Boxes: Part 1," *Journal of the Audio Engineering Society*, vol. 19, no. 5, pp. 382-392, 1971.
- [5] N. Thiele, "Loudspeakers in Vented Boxes: Part 2," *Journal of the Audio Engineering Society*, vol. 19, no. 6, pp. 471-483, 1971.
- [6] R.H. Small, "Direct-Radiator Loudspeaker System Analysis," *Journal of the Audio Engineering Society*, vol. 20, no. 5, pp. 383-395, 1972.
- [7] J. Vanderkooy, "A Model of Loudspeaker Driver Impedance Incorporating Eddy Currents in the Pole Structure," *Journal of the Audio Engineering Society*, vol. 36, no. 10, pp. 788-797, 1988.
- [8] J.R. Wright, "An Empirical Model for Loudspeaker Motor Impedance," *Journal of the Audio Engineering Society*, vol. 38, no. 10, pp. 749-754, 1990.
- [9] M. Dodd, W. Klippel, and J. Ocleo-Brown, "Voice Coil Impedance as a Function of Frequency and Displacement," *Journal of the Audio Engineering Society*, vol. 52, no. 1/2, pp. 43-56, 2004.

- [10] J.A. D'Appolito, *Testing Loudspeakers*, 1st ed. Peterborough, NH, USA: Audio Amateur Press, 1998.
- [11] RANE, "Audio Specifications," 2000. [https://www.ranecommercial.com/legacy/pdf/ranenotes/Audio\\_Specifications.pdf](https://www.ranecommercial.com/legacy/pdf/ranenotes/Audio_Specifications.pdf)
- [12] C. Zuccatti, "Thermal Parameters and Power Ratings of Loudspeakers," *Journal of the Audio Engineering Society*, vol. 38, no. 1/2, pp. 34-39, 1990.
- [13] D.J. Button, "Heat Dissipation and Power Compression in Loudspeakers," *Journal of the Audio Engineering Society*, vol. 40, no. 1/2, pp. 32-41, 1992.
- [14] P.J. Chapman, "Thermal Simulation of Loudspeakers," in *Audio Engineering Society Convention 104*, 1998.
- [15] T. Danley and D. Jones, "Loudspeakers," in *Handbook for Sound Engineers*, G. Ballou, 5th ed. Hoboken, NJ, USA: Taylor and Francis, 2015, pp. 703-761. [Online]. Available: <https://cds.cern.ch/record/2010082>
- [16] G. Ballou and H. Villaume, "Heatsinks and relays," in *Handbook for Sound Engineers*, G. Ballou, Ed. Hoboken, NJ, USA: Taylor and Francis, 2015, pp. 463-489. [Online]. Available: <https://cds.cern.ch/record/2010082>
- [17] V. Bountourakis, B. Gazengel, and M.B. Møller, "Dynamic Detection of Loudspeaker Small-Signal Parameters for Thermal Compression Compensation," Master's thesis, Université du Maine, Bang & Olufsen, Struer, Denmark, 2017.
- [18] D.J. Button, "A Loudspeaker Motor Structure for Very High Power Handling and High Linear Excursion," *Journal of the Audio Engineering Society*, vol. 36, no. 10, pp. 788-797, 1988. [Online]. Available: <http://www.aes.org/e-lib/browse.cfm?elib=5128>
- [19] W.M. Leach Jr., *Introduction to Electroacoustics and Audio Amplifier Design*, 4th ed. Dubuque, IA, USA: Kendall Hunt Publishing, 2010.
- [20] W. Klippel, "Green Speaker Design (Part 2: Optimal Use of Transducer Resources)," *Journal of the Audio Engineering Society*, vol. 67, no. 10, pp. 779-794, 2019.
- [21] J.L. Murphy, *Introduction to Loudspeaker Design*, 2nd ed. Whitefish, MT, USA: True Audio, 2014.
- [22] G. Hill, *Loudspeaker Modelling and Design: A Practical Introduction*, 1st ed. New York, NY, USA: Routledge, 2018.
- [23] D. Logvin, "Test and Measurement Focus. Fresh From the Bench," *Audioexpress.com*, 2020. <https://audioexpress.com/article/fresh-from-the-bench-dayton-audio-test-system-dats-v3>
- [24] Loudspeaker Database, "Loudspeaker Database," [loudspeakerdatabase.com](http://www.loudspeakerdatabase.com/), 2022. <http://www.loudspeakerdatabase.com/>
- [25] W.M. Leach Jr., "Loudspeaker Voice-Coil Inductance Losses: Circuit Models, Parameter Estimation, and Effect on Frequency Response," *Journal of the Audio Engineering Society*, vol. 50, no. 6, pp. 442-450, 2002.
- [26] D.B. Keele Jr., "Low-Frequency Loudspeaker Assessment by Nearfield Sound-Pressure Measurement," *Journal of the Audio Engineering Society*, vol. 22, no. 3, pp. 154-162, 1974.
- [27] C.J. Struck and S.F. Temme, "Simulated Free Field Measurements," *Journal of the Audio Engineering Society*, vol. 42, no. 6, pp. 467-482, 1994.
- [28] C. E. Speaks, *Introduction to Sound: Acoustics for the Hearing and Speech Sciences*, 1st ed. Virginia, USA: Plural Publishing, 1999.
- [29] J. Eargle, *Loudspeaker Handbook*, 2nd ed. New York, NY, USA: Springer Science & Business Media, 2003.
- [30] D. Davis, E. Patronis, and P. Brown, *Sound System Engineering*, 4th ed. New York, NY, USA: Taylor & Francis, 2013.
- [31] F. Blasizzo, "A New Thermal Model for Loudspeakers," *Journal of the Audio Engineering Society*, vol. 52, no. 1/2, pp. 43-56, 2004.
- [32] P.J. Chapman, "Complete Thermal Protection of an Active Loudspeaker," in *Audio Engineering Society Convention 108*, 2000. [Online]. Available: <http://www.aes.org/e-lib/browse.cfm?elib=9226>
- [33] W. Klippel, "Thermal Parameter Measurement," [klippel.de](http://www.klippel.de), 2012. [http://www.klippel.de/fileadmin/klippel/Files/Know\\_How/Application\\_Notes/AN\\_18\\_Measurement\\_of\\_Linear\\_Thermal\\_Parameters.pdf](http://www.klippel.de/fileadmin/klippel/Files/Know_How/Application_Notes/AN_18_Measurement_of_Linear_Thermal_Parameters.pdf)
- [34] W. Klippel, "Nonlinear Modeling of the Heat Transfer in Loudspeakers," *Journal*

- of the Audio Engineering Society, vol. 52, no. 1/2, pp. 3-25, 2004.
- [35] W. Klippel, "Mechanical Fatigue and Load-Induced Aging of Loudspeaker Suspension," in *Audio Engineering Society Convention 131*, 2011. Art. no. 8474. [Online]. Available: <http://www.aes.org/e-lib/browse.cfm?elib=16000>
- [36] Madisound, "Peerless SLS 830667, 8" Paper Cone Woofer," 2022.
- [37] J. Owens, "What's the difference between open-back and closed-back speaker enclosures?" [fender.com](https://www.fender.com/articles/gear/whats-the-difference-between-open-back-and-closed-back-speaker-enclosures), 2021. <https://www.fender.com/articles/gear/whats-the-difference-between-open-back-and-closed-back-speaker-enclosures>
- [38] Audio Precision, "Loudspeaker acoustic measurements in ordinary rooms," [ap.com](https://www.ap.com/blog/loudspeaker-acoustic-measurements-in-ordinary-rooms), 2020. <https://www.ap.com/blog/loudspeaker-acoustic-measurements-in-ordinary-rooms>
- [39] Eminence, "Understanding loudspeaker data" [eminence.com](https://eminence.com/pages/support_understanding-loudspeaker-data), 2021. [https://eminence.com/pages/support\\_understanding-loudspeaker-data](https://eminence.com/pages/support_understanding-loudspeaker-data)
- [40] L.L. Beranek and T. Mellow, *Acoustics: Sound Fields and Transducers*, 2nd ed. Cambridge, MA, USA: Academic Press, 2019.
- [41] W. Klippel, "Measurement of Nonlinear Thermal Parameters," [klippel.de](https://www.klippel.de/fileadmin/klippel/Files/Know_How/Application_Notes/AN_19_Nonlinear_Thermal_Parameters_%28Convection%20Cooling%29.pdf). 2015. [https://www.klippel.de/fileadmin/klippel/Files/Know\\_How/Application\\_Notes/AN\\_19\\_Nonlinear\\_Thermal\\_Parameters\\_%28Convection%20Cooling%29.pdf](https://www.klippel.de/fileadmin/klippel/Files/Know_How/Application_Notes/AN_19_Nonlinear_Thermal_Parameters_%28Convection%20Cooling%29.pdf)
- [42] C.A. Henricksen, "Heat transfer mechanisms in loudspeakers; Analysis, Measurement and Design," *presented at the 80th convention, Preprints*, Montreux, Switzerland, March 4-7, 1986.
- [43] N.F. Quinteros y V.M. Espinoza, "Análisis electroacústico y térmico de un altavoz de bobina-móvil de tipo Overhung a través de LTspice", *Ingeniería Electrónica, Automática y Comunicaciones*, vol. 43, no. 3, pp. 1-9, Sep. 2022.