

# Las no linealidades de los altavoces – Causas, parámetros y síntomas.

Wolfgang Klippel. Klippel GmbH, Dresden, Alemania, klippel@klippel.de

## RESUMEN

Este artículo estudia la relación entre las mediciones de las distorsiones no lineales y las no linealidades en sí mismas, las cuales son las causas físicas de la distorsión en altavoces, auriculares, micro-altavoces y otros transductores. Utilizando técnicas de simulación se identifican los síntomas característicos de cada no linealidad y se presenta sistemáticamente como guía para el diagnóstico de los altavoces. Esta información es importante para entender las implicaciones de los parámetros no lineales y para efectuar mediciones que describan al altavoz más exhaustivamente. Se muestra también la aplicación práctica de nuevas técnicas de medición en tres altavoces diferentes.

## 1. INTRODUCCIÓN

Los altavoces y otros tipo de actuadores que producen sonido o vibraciones no se comportan de la misma manera cuando trabajan con amplitudes grandes que cuando lo hacen con amplitudes pequeñas. La dependencia a la amplitud es un indicio de las no linealidades inherentes al sistema. Un segundo efecto de las no linealidades es la generación de componentes adicionales en el espectro de salida no presentes en el estímulo. Estas componentes son generalmente múltiplos enteros de la señal fundamental aplicada y, en consecuencia, etiquetados como distorsión armónica o distorsión por intermodulación. Los resultados de las mediciones de la distorsión dependen altamente de las propiedades del estímulo, como por ejemplo: la frecuencia seleccionada, la amplitud y la fase de los tonos. Los resultados no describen completamente el comportamiento con señales de gran amplitud, pero deben ser interpretados como síntomas.

Esta es la mayor diferencia en comparación con los resultados de las mediciones efectuadas con señales de amplitud pequeña, donde una función de transferencia lineal o una respuesta impulso describe completamente la relación entre la entrada y la salida.

Las mediciones que se basan en síntomas son problemáticas ya que plantean las siguientes cuestiones:

¿Activan y detectan las técnicas utilizadas en la medición los síntomas procedentes de las no linealidades de los altavoces?

¿Son estos síntomas importantes?

¿Cómo se puede medir rápidamente, al mismo tiempo que se asegura una cantidad de datos suficiente?

Estas preguntas se abordarán en este artículo y sus respuestas se obtendrán del modelo teórico del altavoz y de los resultados prácticos de las mediciones. Primero se discutirán los mecanismos no lineales y después se resumirán tanto las técnicas tradicionales de medición como las nuevas. Después de tratar los síntomas generales y su relación con la forma no lineal de sus curvas, se discuten sistemáticamente los síntomas particulares de las no linealidades dominantes en los altavoces. Se presenta una guía simple para evaluar el comportamiento de las señales de gran amplitud en altavoces. Esta guía es más tarde aplicada al diagnóstico de tres altavoces diseñados para aplicaciones domésticas y automovilísticas. Finalmente, se exponen las conclusiones con fines prácticos y para futuras investigaciones.

## 2. GLOSARIO DE SÍMBOLOS

$AMD$	Distorsión por Amplitud Modulada en tanto por ciento. <i>Amplitude Modulation Distorsion.</i>
$Bl(x)$	Factor de Fuerza del motor. Es el factor instantáneo-efectivo del acoplo electrodinámico.
$C$	Compresión de la amplitud de la fundamental en dB.
$E$	Envolvente de una señal en el dominio del tiempo.
$ETHD$	Distorsión Armónica Total Equivalente en los bornes del transductor en tanto por ciento. <i>Equivalent Total Harmonic Distortion.</i>
$EHD_n$	Distorsión Armónica de Enésimo orden Equivalente en los bornes del transductor en tanto por ciento. <i>Equivalent nth-order Harmonic Distortion.</i>
$f_s$	Frecuencia de resonancia.
$f_p$	Frecuencia de resonancia Helmholtz del puerto en cajas acústicas <i>bass reflex</i> .
$FT$	Transformada de Fourier. <i>Fourier Transform.</i>
$F_m(x, I)$	Fuerza motriz electromagnética (fuerza de reluctancia) debida a la variación de la inductancia con la frecuencia.
$HD_n$	Distorsión Armónica de enésimo orden en tanto por ciento. <i>Harmonic Distortion.</i>
$H(j\omega)$	Función de transferencia lineal.
$ICHD$	Factor Cresta Instantáneo de la Distorsión Armónica en dB. <i>Instantaneous Crest factor of Harmonic Distorsion.</i>
$IHD$	Valor Instantáneo de la Componente de la Distorsión Armónica en tanto por ciento. <i>Instantaneous value of Harmonic Disotion component.</i>

$IMD_n$	Distorsión por Intermodulación de enésimo orden en tanto por ciento. <i>nth-order Intermodulation Distortion.</i>
$IMD_{total}$	Distorsión por Intermodulación total en tanto por ciento.
$i(t)$	Corriente eléctrica de entrada.
$K_{ms}(x)$	Rigidez mecánica del sistema de sujeción del altavoz, la cual es la inversa de la elasticidad mecánica $C_{ms}(x)$ ( <i>Compliance</i> )
$L_e(x, i)$ $L_2(x, i)$ $R_2(x, i)$	Parámetros agrupados dependientes del desplazamiento $x$ y de la corriente $i$ necesarios para modelar la para-inductancia de la bobina.
$L_{AMD}$	Distorsión por Amplitud Modulada en dB. <i>Amplitude Modulation Distorsion.</i>
$L_{HD,n}$	Distorsión Armónica de enésimo orden de la presión sonora en la salida en dB.
$L_{THD}$	Distorsión Armónica Total de la presión sonora en la salida en dB.
$L_{EHD,n}$	Distorsión Armónica de Enésimo orden Equivalente en dB.
$L_{ETHD}$	Distorsión Armónica Total Equivalente en dB.
$L_{THD}$	Distorsión Armónica Total en dB.
$L_{IMD,n}$	Distorsión por Intermodulación de enésimo orden de la presión sonora en la salida en dB.
$L_{IMD,total}$	Distorsión por Intermodulación total de enésimo orden de la presión sonora de la salida en dB.
$M_{ms}$	Masa mecánica del diafragma del altavoz incluyendo la bobina y la carga del aire.
$p(t)$	Presión sonora de la salida.

$P(j\omega)$	Espectro de la presión sonora de la salida.
$P_n$	Componente armónico de enésimo orden en la presión sonora.
$P_t$	Valor RMS de la presión total de la señal.
$P_r(f_1, U_i)$	Amplitud relativa de la fundamental (referida al voltaje $U_i$ )
$n$	Orden del componente de la distorsión.
$R_{ms}$	Resistencia mecánica de las pérdidas del sistema de sujeción.
$R_e(T_V)$	Resistencia DC de la bobina.
$THD$	Distorsión Armónica Total de la presión sonora de la salida en tanto por ciento. <i>Total Harmonic Distorsion.</i>
$u(t)$	Voltaje aplicado en los bornes del altavoz.
$u_D(t)$	Distorsión de entrada equivalente considerando todas las no linealidades.
$u'(t)$	Voltaje de entrada equivalente total $u' = u + u_D$ .
$v(t)$	Velocidad de la bobina.
$x(t)$	Desplazamiento de la bobina.
$Z_m(S)$	Impedancia mecánica representando la carga mecánica o acústica.

### 3. MODELACIÓN DEL ALTAVOZ

Todos los altavoces se comportan, más o menos, de forma no lineal cuando trabajan con señales de gran amplitud, generando componentes adicionales que no se encuentran en la señal de entrada. Existe una amplia variedad de mecanismos no lineales en altavoces, este estudio se centra principalmente en las “no linealidades dominantes” que

- limitan la salida acústica
- generan distorsión audible
- indican una situación de sobrecarga
- causan un comportamiento inestable
- están relacionadas con los costes, el peso y el volumen
- determinan la eficiencia del transductor
- afectan al alineamiento del altavoz.

#### 3.1. No linealidades Regulares

La mayoría de las no linealidades dominantes son causadas por el propio principio del transductor y están directamente relacionadas con la geometría y las propiedades de los materiales del motor, la suspensión, el diafragma y la estructura. Los límites físicos exigen un compromiso en el diseño. Aun así, algunas de las no linealidades son también intencionadas a fin de obtener un comportamiento con señales grandes deseado, como por ejemplo una rigidez progresiva. De esta manera, cualquier proceso de diseño crea transductores con no linealidades regulares, las cuales se encuentran incluso en cualquier unidad que haya pasado correctamente los tests de producción.

Las no linealidades regulares más dominantes en woofers, tweeters, micro-altavoces, bocinas y pantallas acústicas están resumidas en la Tabla 1 y en las siguientes secciones.

<b>NOLINEALIDAD</b>	<b>EFEECTO</b>	<b>SEÑALES MULTIPLICADAS</b> (Dominio del tiempo)
Rigidez $K_{ms}(x)$ del sistema de sujeción.	Fuerza no lineal de reposicionamiento $F_s = K_{ms}(x)x$ .	Desplazamiento $x$
Factor de fuerza $Bl(x)$	La fuerza motriz $F = Bl(x)i$ causa excitación paramétrica.	Desplazamiento $x$ Corriente $i$
	La fuerza contraelectromotriz $u_{EMF} = Bl(x)v$ causa amortiguamiento no lineal.	Desplazamiento $x$ Velocidad $v$
Inductancia $L_e(x)$ (el campo magnético alterno varía con la posición de la bobina)	La derivada del flujo magnético respecto al tiempo $\Phi_x = L(x)i$ produce un contra-voltaje inducido.	Desplazamiento $x$ Corriente $i$
	Fuerza reluctante adicional $F_m \sim i^2$ accionando el sistema mecánico.	Corriente $i$

Inductancia $L_e(i)$ (el campo magnético alterno cambia la permeabilidad del circuito magnético)	La derivada del flujo magnético respecto al tiempo $\Phi_x = L(x)i$ produce un contra-voltaje inducido.	Corriente $i$
Módulo de Young $E(\varepsilon)$ del material (diafragma, suspensión)	El estrés en el material $\sigma = E(\varepsilon)$ es una función no lineal de la deformación.	Deformación $\varepsilon$
Matriz de transferencia geométrica	La geometría varía con la vibración mecánica.	Vector deformación $\varepsilon$
Resistencia del flujo $R_p(v)$ del puerto en cajas <i>bass reflex</i>	La presión sonora dentro de la caja es una función no lineal del flujo del aire.	Velocidad del aire $v$ en el <i>port</i>
Efecto Doppler (variación de la posición del diafragma)	El cambio de la variable tiempo $\tau = x/c$ en la señal propagada causa distorsión de fase.	(Velocidad $v$ ) Presión sonora $p$
Propagación sonora no lineal	La velocidad del sonido $c(p)$ depende de la presión y causa ondas inclinadas.	Presión sonora $p$

Tabla 1. Resumen de las no linealidades regulares más importantes en un altavoz electrodinámico.

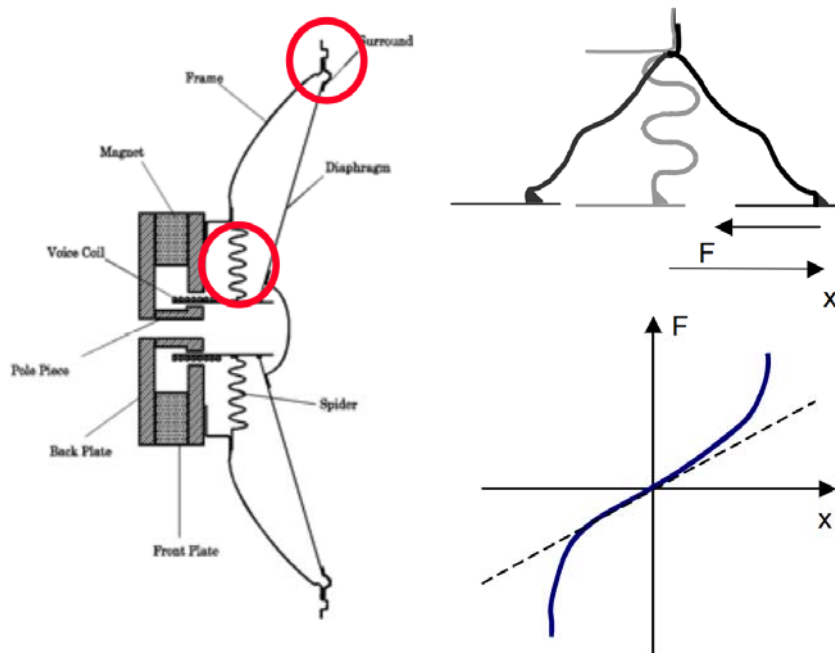


Imagen 1. Sistema de sujeción en un altavoz convencional (vista en sección) y la curva fuerza-desplazamiento no lineal.

### 3.1.1 Rigidez no lineal

Los altavoces tienen un sistema de sujeción que mantiene al diafragma en posición, centra la bobina en el entrehierro y genera una fuerza que devuelve la bobina a su posición de reposo. Los woofers normalmente tienen un sistema de sujeción constituido por una suspensión interna plegada en forma de acordeón llamada araña, también conocida como centrador o *spider*, y una suspensión en forma de aro situada en la parte externa, como se muestra en la Imagen 1. Esto permite movimientos de doble sentido en una única dirección y suprime los modos de vibración axiasimétricos.

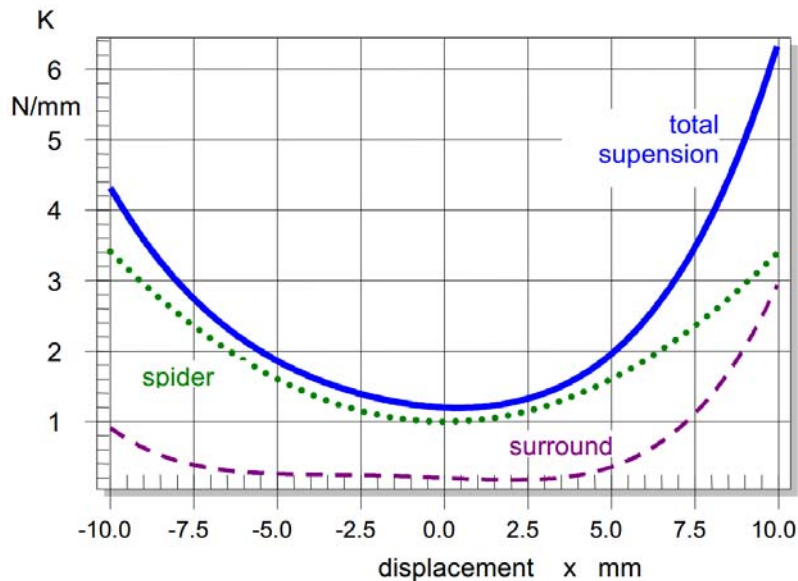


Imagen 2. Rigidez de una araña progresiva (línea a puntos), suspensión (línea a rayada) y sistema de sujeción total (línea sólida)

La mayoría de los componentes del sistema de sujeción se fabrican con tejidos tratados químicamente, goma o plástico moldeado en una forma específica. El sistema de sujeción se comporta como un muelle normal y puede ser caracterizado por una fuerza que depende de la posición, como se muestra en la Imagen 1. Hay una relación casi lineal para desplazamientos pequeños, pero para desplazamientos mayores el sistema responde con más fuerza de la prevista. En respuesta a una fuerza alterna lenta, el desplazamiento manifiesta generalmente una histéresis debida a las pérdidas en el material.

La fuerza de reposicionamiento  $F = K_{ms}(x)x$  también puede ser descrita matemáticamente como el producto del desplazamiento por la rigidez no lineal  $K_{ms}(x)$ . La rigidez  $K_{ms}(x)$  corresponde a la secante que existe tomando cualquier punto de la curva fuerza-desplazamiento y el origen. Ya que la rigidez no es constante pero sí una función en sí misma del desplazamiento  $x$ , la fuerza de reposicionamiento contiene productos del desplazamiento efectuado por la bobina. Estos términos, los cuales son típicos de los sistemas de sujeción, producen distorsión no lineal en el dominio del tiempo. La rigidez también varía con la frecuencia debido al comportamiento viscoelástico del material de la suspensión y de la araña. Sin embargo, este efecto puede ser modelado por un sistema lineal [24].

La Imagen 2 muestra la curva  $K_{ms}(x)$  de una araña con una característica progresiva y una suspensión que limita la excursión en los desplazamientos positivos.

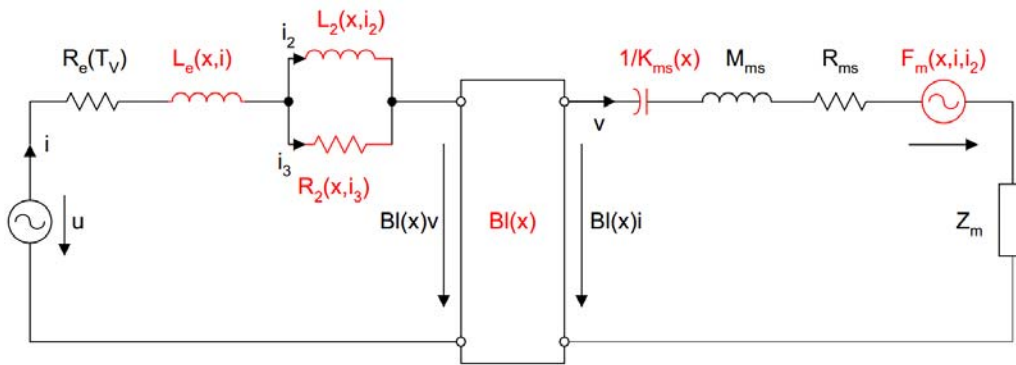


Imagen 3. Circuito equivalente del altavoz considerando el motor y el sistema de sujeción.

### 3.1.2 Factor de Fuerza

El factor de fuerza  $Bl(x)$  describe el acoplamiento entre la parte mecánica y la parte eléctrica del modelo de parámetros concentrados de un transductor electrodinámico como se muestra en la Imagen 3. Este parámetro es la integral de la densidad de flujo  $B$  en función de la longitud del hilo de la bobina  $l$ . El factor de fuerza  $Bl(x)$  no es una constante, sino que depende del desplazamiento  $x$  de la bobina. Si los devanados de la bobina abandonan el entrehierro, el factor de fuerza disminuirá irremediablemente. Esta no linealidad es estática (no depende de la frecuencia) y puede ser representada como una gráfica, tabla o serie de potencias no lineal.

La forma de la curva  $Bl(x)$  depende de la geometría creada por el conjunto bobina-entrehierro y del campo magnético  $B$  generado por el imán. La Imagen 4 ilustra una configuración donde la altura de la bobina es mayor que la del entrehierro, es decir, unos cuantos devanados o una cierta parte de la bobina sobresale del entrehierro. La línea sólida roja en la Imagen 5 representa a la curva  $Bl(x)$  correspondiente. Para desplazamientos pequeños, el valor del factor de fuerza es casi constante ya que se mantiene el mismo número de devanados dentro del entrehierro. Una bobina con una altura igual a la profundidad del entrehierro y que no sobresale en reposo corresponde a la línea discontinua en la Imagen 5, esta muestra como el factor de fuerza disminuye sin tener una región constante a pequeñas amplitudes.

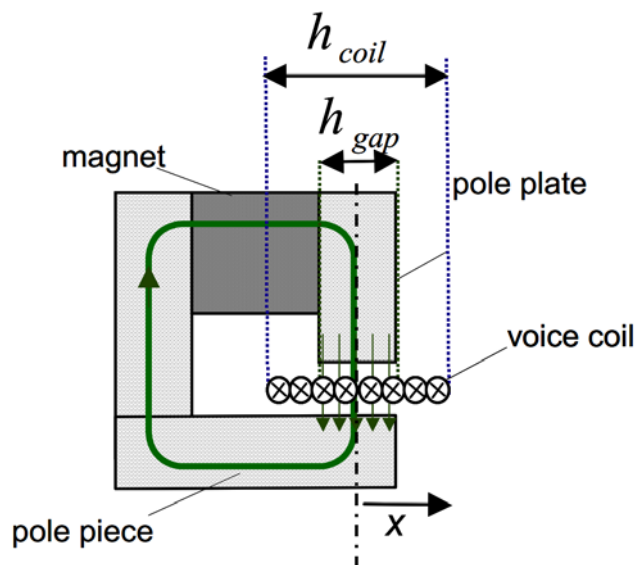


Imagen 4. Estructura de un motor con una bobina que sobresale.



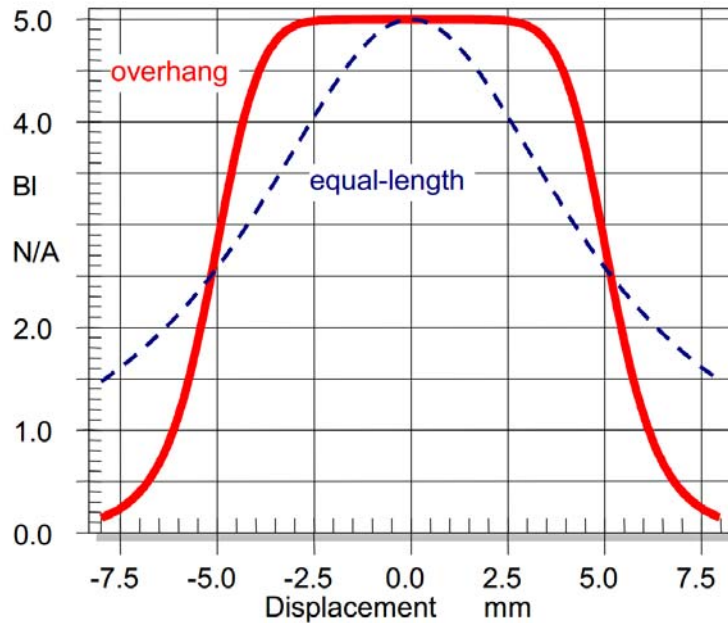


Imagen 5. Factores de fuerza  $BI(x)$  de una configuración con una bobina que sobresale y con una bobina de igual longitud que el entrehierro.

El factor de fuerza  $BI(x)$  tiene dos efectos no lineales listados en la Tabla 1:

- Como factor de acoplo entre el dominio eléctrico y mecánico, cualquier variación de  $BI(x)$  afectará a la fuerza electromecánica  $F = BI(x)i$ . A este mecanismo también se le llama excitación paramétrica de un sistema resonante. Valores grandes de desplazamiento  $x$  y de corriente  $i$  son propensos a producir una distorsión significativa.
- El segundo efecto de  $BI(x)$  es la dependencia al desplazamiento de la fuerza contraelectromotriz generada por el movimiento de la bobina en el campo magnético permanente. En este caso, el factor de fuerza  $BI(x)^2$  se multiplica por la velocidad y causa variaciones en el amortiguamiento eléctrico.

### 3.1.3 Inductancia de la bobina

La impedancia eléctrica de la entrada depende de la posición de la bobina. Por ejemplo, la Imagen 6 muestra la impedancia eléctrica de la entrada respecto a la frecuencia con tres posiciones de bobina diferentes ( $x=0$  mm, sujeta a  $+7$  mm y a  $-7$  mm). Por encima de la frecuencia de resonancia a 70 Hz, la cual no aparece cuando la bobina está sujeta, la impedancia eléctrica es significativamente mayor para un desplazamiento negativo (bobina dentro del entrehierro) que para un desplazamiento positivo (bobina fuera del entrehierro).

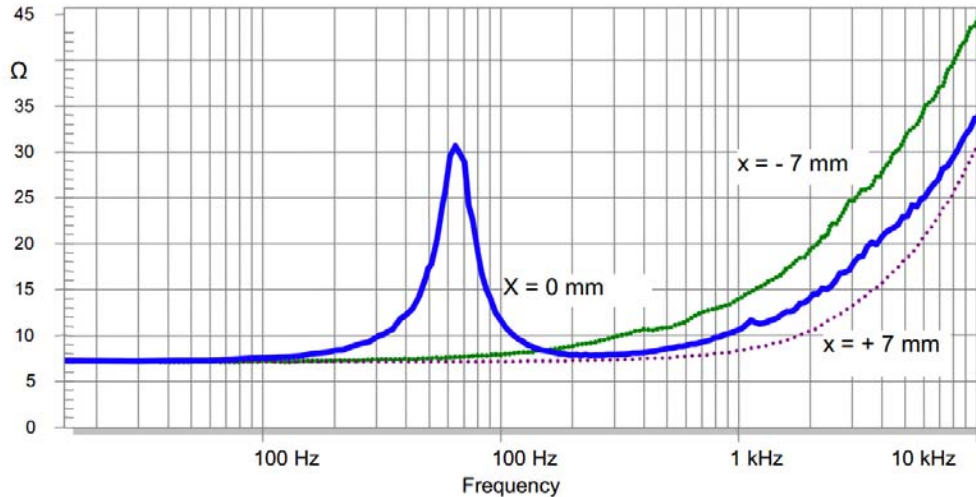


Imagen 6. Impedancia eléctrica medida en la posición de reposo ( $x=0$ ) y sujeta en un desplazamiento positivo y negativo.

Esta propiedad se observa en muchos altavoces y puede ser explicada por la variación de la inductancia respecto al desplazamiento. La corriente en la bobina produce un campo magnético alterno que penetra en el imán, hierro y aire como se muestra en la Imagen 7. El flujo magnético depende de la posición de la bobina y de la magnitud de la corriente. Si la bobina sobresale del entrehierro hacia el exterior, la inductancia es mucho más baja que cuando esta se introduce hacia el entrehierro donde el material que la envuelve es hierro, el cual reduce la resistencia magnética.

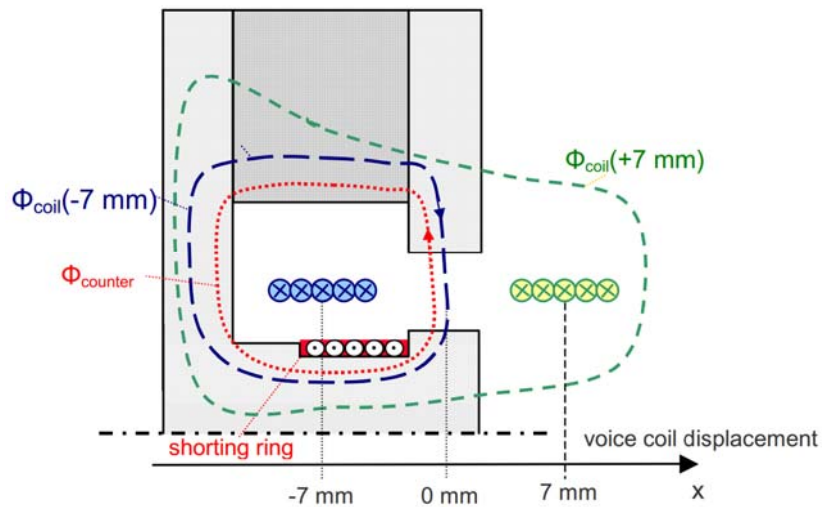


Imagen 7. Estructura del motor de un altavoz convencional usando un anillo de cortocircuito en la pieza polar.

Además de su dependencia al desplazamiento  $x$ , la inductancia también depende de la corriente de entrada  $i$ . Esto se debe a la relación no lineal entre la fuerza del campo magnético  $H$  y la densidad de flujo (inducción)  $B = \mu(i)H$  como se muestra en la Imagen 8. Si no se aplica corriente en la bobina, el imán produce un campo de fuerza  $H_2$  que determina el punto de trabajo  $B$  versus  $H$ . A corrientes positivas altas ( $i=10$  A), el campo total de fuerza aumenta a  $H_3$  donde el hierro está más saturado y la permeabilidad  $\mu$  disminuye. En el caso opuesto, a corrientes negativas ( $i=-10$  A) la fuerza de campo total decrece y el valor de  $\mu$  aumenta. La variación de la permeabilidad  $\mu(i)$ , que depende altamente del material utilizado, también es conocido como “modulación de flujo”. La corriente alterna también

genera una curva de histéresis que corresponde con las pérdidas en el material férrico durante un periodo de corriente sinusoidal.

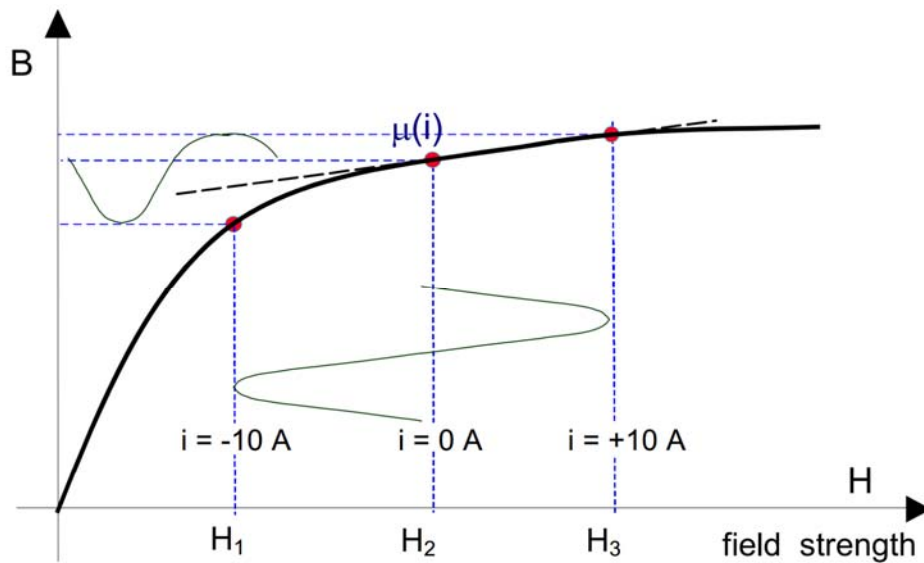


Imagen 8. Densidad de flujo  $B$  versus la fuerza del campo magnético  $H$  del circuito magnético mostrando que la permeabilidad  $\mu(i)$  depende de la corriente  $i$  en la bobina.

El flujo magnético alterno incrementa la impedancia a altas frecuencias como muestra la Imagen 6. Este incremento no puede ser descrito como una inductancia ideal [2]. Se necesitan modelos especiales (Leach [3] Wright [4], configuraciones LR en cascada) para poder describir las pérdidas generadas por las corrientes de Foucault en el material férrico. El modelo discreto que utiliza una inductancia  $L_e(x,i)$  en serie con una segunda inductancia  $L_2(x,i)$  conectada en paralelo a una resistencia  $R_2(x,i)$  como se muestra en la Imagen 3, es un buen candidato para la captura de la dependencia no lineal en desplazamiento y corriente. Los parámetros particulares dependen del rango de frecuencias sobre los cuales se efectúa el ajuste del modelo [5]. Para la mayoría de las aplicaciones es conveniente el uso de una aproximación simple la cual descuida las interacciones no lineales entre corriente y desplazamiento. Se utiliza la misma curva no lineal para los parámetros que varían con el desplazamiento

$$\frac{L_e(x,i=0)}{L_e(0)} \approx \frac{L_2(x,i=0)}{L_2(0)} \approx \frac{R_2(x,i=0)}{R_2(0)}$$

y para los parámetros que varían con la corriente.

$$\frac{L_e(i,x=0)}{L_e(0)} \approx \frac{L_2(i,x=0)}{L_2(0)} \approx \frac{R_2(i,x=0)}{R_2(0)}$$

Esta aproximación reduce la cantidad de datos utilizados en el diagnóstico y en el diseño de los altavoces. Las características no lineales de  $L_e(x)$  respecto al desplazamiento  $x$  y la de  $L_e(i)$  respecto a  $i$  y los valores  $L_2(0)$  y  $R_2(0)$  en la posición de reposo  $x=0$  son suficientes en la mayoría de aplicaciones para describir las características no lineales de la para-inductancia. Por ejemplo, la Imagen 9 muestra la relación entre  $L_e(x)$  y el desplazamiento y la Imagen 10 muestra la dependencia de  $L_e(i)$  respecto a la corriente.

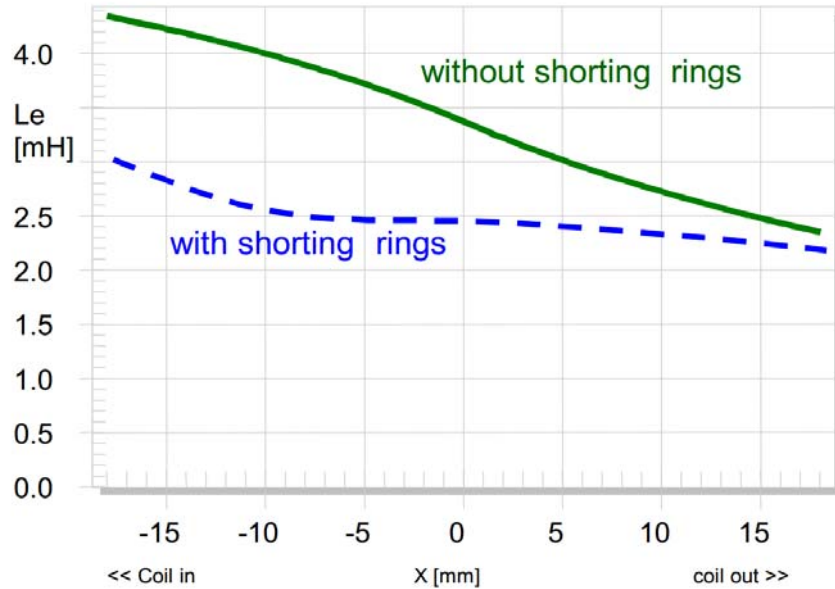


Imagen 9. Inductancia de la bobina  $L_e(x, i = 0)$  versus desplazamiento  $x$  para un motor con y sin anillo de cortocircuito magnético.



Imagen 10. Inductancia de la bobina  $L_e(i, x = 0)$  versus corriente en la bobina  $i$  con y sin anillo de cortocircuito magnético.

Se puede reducir significativamente la inductancia de la bobina, si se coloca un material conductor (normalmente anillos o tapas de aluminio o cobre) en la pieza polar o cerca de la bobina como se muestra en la Imagen 7. El campo alterno induce una corriente en el material el cual genera un flujo contrario. Así se reduce el flujo total y la inductancia de la bobina. Esta configuración se comporta de forma similar a un transformador el cual tiene los bornes del secundario cortocircuitados.

Si el anillo de cortocircuito magnético se coloca en los puntos donde la inductancia es máxima, la curva  $L_e(x)$  puede ser significativamente linealizada como muestra la línea discontinua en la Imagen 9. Esta técnica también tiene un efecto positivo en la característica  $L_e(x)$  ya que el campo alterno es más pequeño y por lo tanto produce menos modulación de flujo.

La Tabla 1 resume los efectos no lineales y muestra que señales en el dominio del tiempo se multiplican entre sí.

- El primer efecto de la dependencia de la inductancia  $L_e(x)$  al desplazamiento es el voltaje contrario inducido en la entrada eléctrica del circuito debido a la derivada temporal del flujo magnético, y conlleva a la variación de la impedancia de entrada respecto al desplazamiento de la bobina como se muestra en la Imagen 6. Este efecto es expresado con una multiplicación del desplazamiento y de la corriente. Las mismas señales están involucradas en la excitación paramétrica de  $Bl(x)$ , pero con una diferenciación adicional después de la multiplicación la cual incrementa la amplitud de las componentes 6 dB/octava a altas frecuencias.
- El segundo efecto es una fuerza de reluctancia adicional  $F_m(x, i, i_2)$  que acciona el sistema mecánico directamente como se muestra en el circuito equivalente de la Imagen 3. Una aproximación de este es:

$$F_m(x, i, i_2) \approx -\frac{i(t)^2}{2} \frac{\partial L_e(x)}{\partial x} - \frac{i_2(t)^2}{2} \frac{\partial L_2(x)}{\partial x}$$

La fuerza de reluctancia multiplica la derivada parcial  $L_e(x)$  por la corriente al cuadrado. Este cuadrado es la operación no lineal dominante y genera distorsión en toda la banda de audio. Hace 50 años, la fuerza de reluctancia era la mayor fuerza de accionamiento utilizada en los altavoces. En los transductores electrodinámicos actuales la fuerza de reluctancia no es deseada y se debe mantener lo más baja posible.

- La dependencia de  $L_e(i)$  a la corriente causa un flujo alterno que depende de las potencias de  $i$ . Ya que la corriente es una señal de banda ancha, las componentes de la distorsión son generadas en la banda de audio completa.

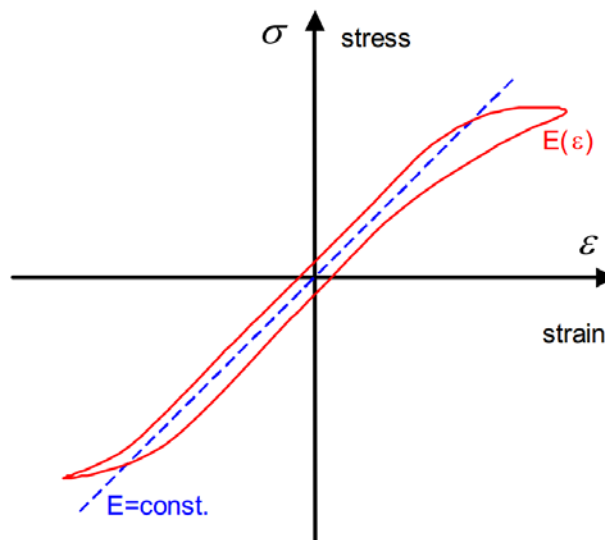


Imagen 11. Propiedades no lineales del material como causa de las no linealidades en el sistema mecánico.

### 3.1.4 Propiedades no lineales de los materiales

A bajas frecuencias donde todo el diafragma vibra al unísono como un pistón, el sistema de sujeción, araña y suspensión, es la única parte no lineal del sistema mecánico y puede ser descrita por un simple parámetro global  $K_{ms}(x)$ . A mayores frecuencias aparecen los modos de vibración axisimétricos en el diafragma y en otras partes del altavoz (bobina, guardapolvo). Estas vibraciones se vuelven no lineales si la presión en el material es muy alta y el módulo de Young  $E(\varepsilon)$  varía con la deformación  $\varepsilon$ .

Las distorsiones no lineales se generan en la tensión  $\sigma$  debido a la multiplicación de  $E(\varepsilon)$  con la deformación  $\varepsilon$ , y son máximas a distintas frecuencias (frecuencias naturales) donde los modos de vibración producen altas deformaciones en el material [6].

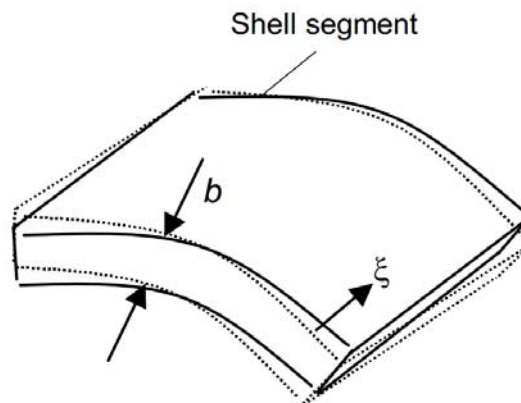


Imagen 12. Variación de la geometría del diafragma debido a la vibración mecánica.

### 3.1.5. Variación de la geometría

Más importante que la variación del módulo de Young es la variación de la geometría del sistema mecánico. La vibración se vuelve no lineal si el desplazamiento  $\zeta$  no es lo suficientemente pequeño en comparación con las dimensiones geométricas (por ejemplo el grosor  $b$  o la curvatura de la sección del diafragma [7]) como se ilustra en la Imagen 12.

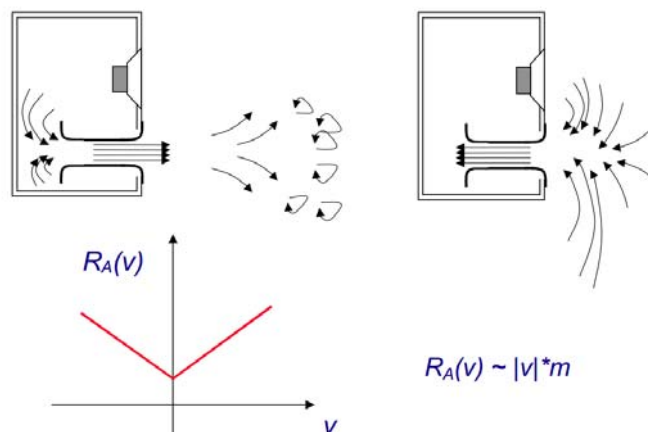


Imagen 13. La resistencia de flujo no lineal depende de la velocidad del aire.

### 3.1.6. No linealidades del *port*

Las cajas acústicas con *port* tienen una resistencia de flujo que no es constante y que depende altamente de la velocidad  $c$  del aire dentro del *port* [8]. A muy bajas amplitudes el factor de pérdidas de un *port* normal son muy altas ( $Q > 50$ ), sin embargo, estos valores decrecen a 10 o menos a velocidades superiores a 20m/s. La razón de este fenómeno es que el aire del *port* no se desplaza al unísono como una entrada de aire donde todas las partículas mantienen la misma distancia entre sí. Durante la espiración, el aire es expulsado en un mismo eje hacia el exterior alejándose del *port*, y en la inspiración, otras partículas que se encontraban alrededor del orificio son aceleradas y absorbidas por este. La energía cinética llevada al exterior corresponde con el incremento de la resistencia de flujo para velocidades de aire positivas y negativas como se ilustra en la Imagen 13.

La resistencia al flujo no lineal  $R_p(v)$  genera componentes de baja frecuencia ya que las velocidades se multiplican entre sí. Una asimetría en  $R_p(v)$  causada por la geometría de los orificios genera una presión DC en la caja que podría afectar negativamente a la posición de la bobina y causar distorsión en el motor.

Un segundo mecanismo no lineal es la generación de turbulencias en el flujo del aire las cuales se comportan como fuentes de sonido causantes de ruido de banda ancha en la señal de salida. [9], [10].

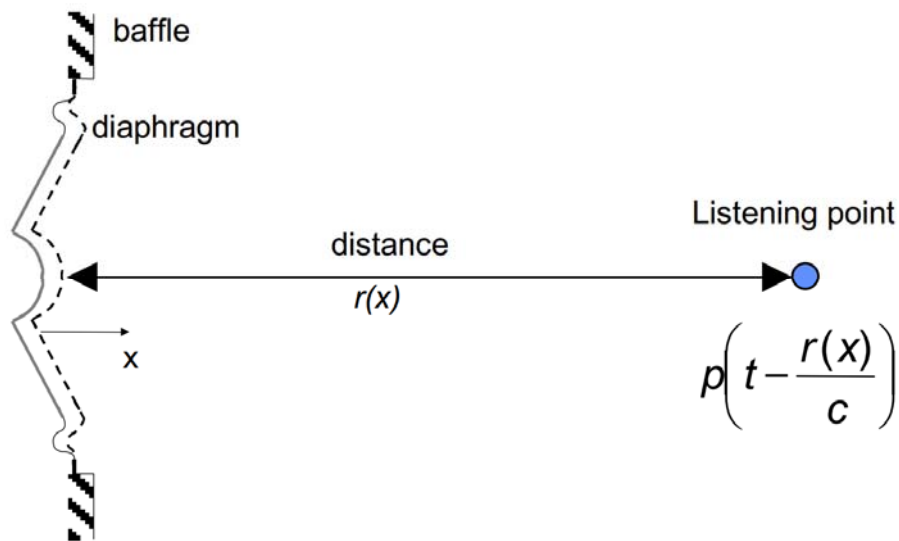


Imagen 14. Modulación de fase causada por la variación de la distancia entre el diafragma y el punto de escucha.

### 3.1.7. Efecto Doppler

La variación de la posición y geometría tanto del diafragma como de la suspensión no sólo afecta a la vibración mecánica, sino también a las condiciones de radiación acústica [11]. El efecto Doppler es la no linealidad más dominante en este grupo. Este efecto puede ser explicado como el cambio de la longitud de onda debido al movimiento (velocidad) entre la fuente de sonido y el receptor. Este efecto aplicado a nuestro caso se interpreta como la variación de la distancia en la dirección del eje, la cual es causada por el desplazamiento del diafragma debido a una componente de baja frecuencia, entre la superficie radiante (diafragma) y el punto de escucha [12]. Esto causa un retraso no constante en la señal acústica transferida que puede ser interpretada como una fase o una modulación en frecuencia. Esto no

es muy crítico para la componente de baja frecuencia en sí misma, pero sí que causa una alta intermodulación en señales de alta frecuencia con una longitud de onda corta. Este mecanismo puede ser descrito por el producto del desplazamiento y la presión sonora diferencial y requiere componentes de baja y alta frecuencia al mismo tiempo. La forma más fácil de evitar esta distorsión es usando un sistema de varias vías con una frecuencia de corte lo suficientemente baja entre el woofer y el tweeter.

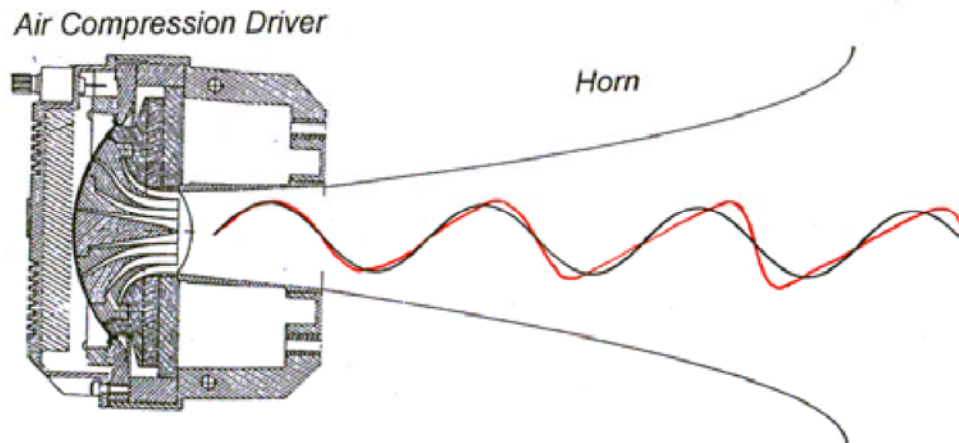


Imagen 15. Una onda propagándose a altas amplitudes causa una característica inclinada del frente de onda.

### 3.1.8 Inclinación en ondas

A altas amplitudes, los máximos de las ondas sonoras se propagan más rápidamente que sus mínimos, esto causa una inclinación en la onda hacia delante en el sentido de su movimiento [13]. Este mecanismo se encuentra en altavoces de tipo bocina. El mecanismo no lineal es básicamente la multiplicación de la presión del sonido por su diferencial en cada sección de la bocina [14] – [16].

## 3.2 Defectos irregulares

Hay otras fuentes de distorsión en altavoces que son causadas por defectos mecánicos como juntas de pegamento sueltas, rozamientos en la bobina, un cable que choca contra el diafragma o partículas sueltas en el entrehierro. Normalmente esto es también un mecanismo no lineal ya que la señal de salida contiene componentes espectrales que no aparecen en la entrada  $u(t)$  y el origen de la distorsión depende altamente de la amplitud del estímulo.

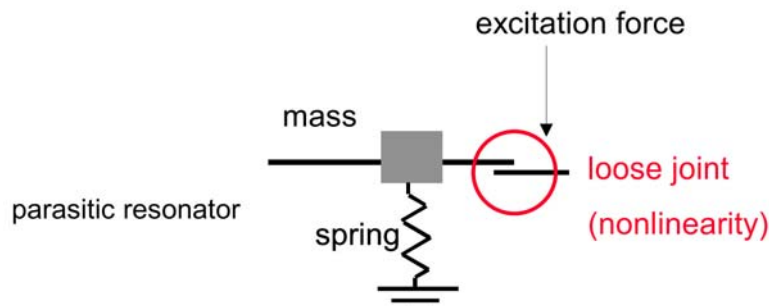


Imagen 16. Modelo mecánico de un defecto en el altavoz (problema en el pegamento)



El ejemplo de la Imagen 16 ilustra el efecto de una junta de pegamento defectuoso que causa una unión suelta entre el borde exterior de la suspensión y el cuerpo del altavoz. La parte suelta de la suspensión puede ser modelada formando un resonador con elementos concentrados (muelles, amortiguadores, masas) y un valor  $Q$  alto. La junta suelta provee una excitación no lineal que conecta y desconecta la fuerza motora dependiendo de la dirección del desplazamiento. Si la junta esta abierta, el resonador masa-muelle oscila a una frecuencia de resonancia  $f_0$  la cual es mucho más alta que la frecuencia de excitación  $f$ . El estímulo externo inicia y sincroniza las oscilaciones, y provee la energía adecuada. Aplicando una excitación sinusoidal el sistema genera pequeños estallidos en ciertas instancias de tiempo espaciadas periódicamente.

Un análisis más detallado en juntas de pegamento sueltas y otros defectos de los altavoces están fuera del estudio aquí tratado, sin embargo puede encontrarse información detalla en otros artículos [17], [18].

### 3.3. Medición de parámetros del modelo

Modelar es práctico si los parámetros libres del modelo pueden ser identificados en una unidad particular. Los parámetros del modelo de parámetros concentrados en la Imagen 3 pueden ser medidos mediante el uso de técnicas estáticas, dinámico-incrementales o totalmente dinámicas, como se definen en el estándar IEC [19]. Los métodos estáticos y dinámico-incrementales [21], [20] utilizan una componente DC en el estímulo para hacer trabajar al altavoz en un punto de trabajo particular. Sin embargo, sólo una técnica de medida totalmente dinámica [22], [23] hace operar al altavoz bajo condiciones de trabajo normales y puede usar señales de audio como estímulo. Esto es importante a la hora de considerar los efectos viscoelásticos de la suspensión [24] y la medición de la inductancia  $L_e(i)$  a altas corrientes ( $>30$  A) donde el calentamiento de la bobina podría dañar el altavoz. En este artículo todos los parámetros de larga señal son medidos dinámicamente usando técnicas de identificación de sistemas (LSI del *Distortion Analyzer* [25]).

### 3.4. Simulación del comportamiento de la señal

Si el modelo del altavoz es el adecuado y los parámetros libres son medidos cuidadosamente, el comportamiento del altavoz puede ser predicho para cualquier señal de entrada (una señal sintética de test o música como estímulo). Este tipo de análisis de parámetros concentrados [1] tiene las siguientes ventajas:

La simulación no necesita ningún sensor pero da acceso a todas las variables de estado del sistema (presión sonora, corriente, desplazamiento, etc). También es posible separar las distorsiones no lineales de cada no linealidad de la salida lineal y medir la magnitud de la distorsión en una señal de audio en cualquier momento [26]. La creación de modelos es también la base para una nueva técnica de auralización [27] que combina tanto una valoración objetiva como subjetiva del comportamiento para señales grandes.

## 4. MEDICIÓN DE LOS SÍNTOMAS

El método tradicional de valoración de señales de gran amplitud consiste en la medición de ciertos síntomas especiales generados por sistemas no lineales a altas amplitudes [28]. Estos síntomas son:

- Generación de nuevos componentes espectrales en la señal de salida (los cuales pueden ser identificados como armónicos, subarmónicos o intermodulación)

- Relación no lineal entre la amplitud de la señal fundamental de la entrada y de la salida y las componentes de la distorsión (“compresión no lineal de la amplitud”)
- Generación de una componente DC en las variables de estado (por ejemplo desplazamiento DC) [30]
- Inestabilidades que conllevan a bifurcaciones y efectos *jumping* [29].

Dichos síntomas aportan información valiosa sobre:

- la desviación de un comportamiento lineal (casi lineal, débilmente no lineal o muy no lineal)
- la naturaleza física de las no linealidades (por ejemplo: factor de fuerza)
- la forma de las características no lineales
- la identificación cuantitativa de los parámetros no lineales.

#### 4.1. Estímulo crítico

Los síntomas son normalmente generados si las no linealidades son activadas por un estímulo apropiado. Ya que las no linealidades del motor y la suspensión son curvas relativamente suaves, los altavoces se comportan casi linealmente para señales suficientemente pequeñas. Se requieren grandes desplazamientos para causar variaciones significativas en el factor de fuerza  $Bl(x)$ , en la inductancia  $L_e(x)$  y en la rigidez  $K_{ms}(x)$ . Por consiguiente, el estímulo debe proveer suficiente energía a frecuencias por debajo de  $2f_s$  ya que el desplazamiento decrece 12 dB/octava por encima de la frecuencia de resonancia  $f_s$ . La detección de la inductancia que depende de la corriente  $L_e(i)$  requiere una señal que genere una gran corriente en la bobina. Debido a la variación de la impedancia de entrada respecto a la frecuencia, la corriente es alta a bajas frecuencias, mínima a la frecuencia de resonancia, incrementa nuevamente a altos valores a  $2f_s$  y decae gradualmente a frecuencias superiores.

Los términos no lineales de la tabla 1, los cuales multiplican dos señales diferentes en el dominio del tiempo, requieren un estímulo que produzca altas amplitudes en ambas variables de estado al mismo tiempo. En algunos casos esto se consigue con un único tono. Por ejemplo, la no linealidad  $L(x)$  requiere al menos un tono de frecuencia baja que genere desplazamiento y un tono de alta frecuencia que genere suficiente corriente. Un estímulo de dos tonos tiene la ventaja sobre un estímulo multitonal en que las componentes generadas pueden ser separadas en el dominio de la frecuencia para así simplificar la identificación y la interpretación de estas.

## 4.2. Monitorización de las variables de estado

La presión sonora de la salida medida con un micrófono es, por supuesto, el candidato natural para monitorizar el estado del altavoz. Sin embargo, la radiación de las vibraciones del diafragma, la sala de medición y el ruido ambiental tienen una influencia en la señal acústica. Monitorizar el desplazamiento de la bobina por triangulación con un sistema láser es una forma directa de observar el estado del sistema de sujeción y del motor. Una componente DC significativa puede ser generada en el desplazamiento de la señal por unas no linealidades asimétricas (proceso de rectificación). La corriente de entrada contiene también una señal de estado informativa fácilmente medible. La medición dinámica de parámetros de larga señal en el módulo LSI [25] se basa sólo en la monitorización eléctrica de la señal en los bornes del altavoz. Monitorizar el voltaje en los bornes es útil si el altavoz es alimentado por un amplificador de alta impedancia (fuente de corriente). Se puede monitorizar la velocidad y la aceleración del diafragma utilizando un caro sistema láser tipo Doppler o un acelerómetro montado en el diafragma.

## 4.3. Análisis de señales y medidas de distorsión

Un sistema no lineal excitado por un estímulo de dos tonos  $u(t) = 1.4 \sin(2\pi f_1 t) + 1.4 U_0 \sin(2\pi f_2 t)$  con un primer tono de excitación de frecuencia  $f_1$  y un segundo tono  $f_2$  genera una variable de estado (por ejemplo presión sonora  $p(t)$ ) que está sujeta a un análisis espectral (Transformada de Fourier  $FT$ ) que proporciona un espectro (por ejemplo  $P(j\omega) = FT\{p(t)\}$ ).

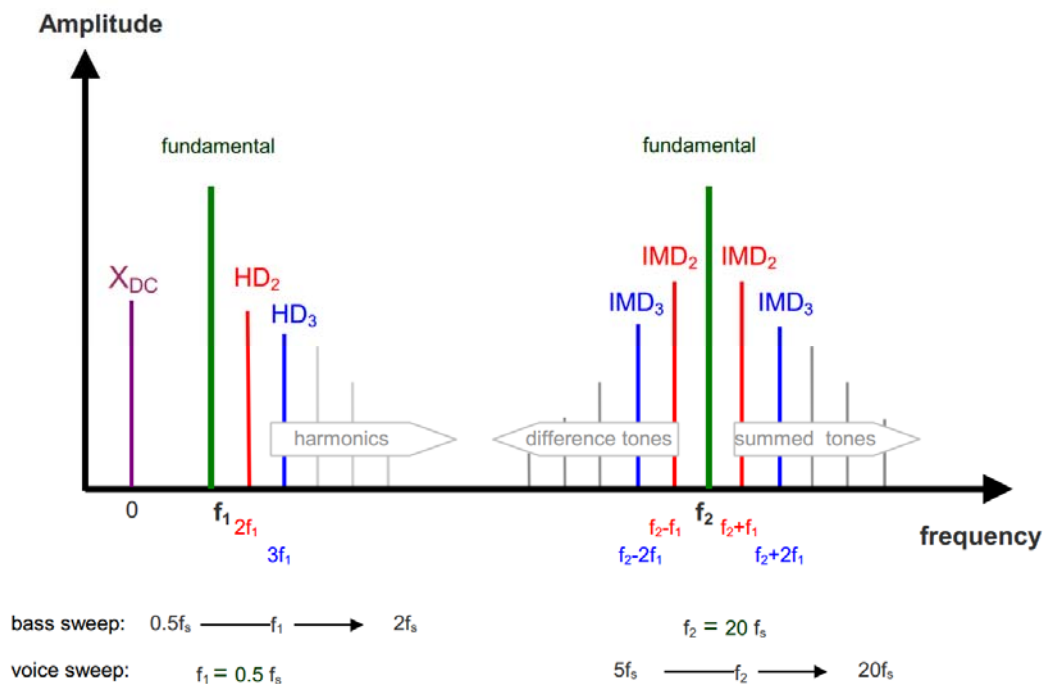


Imagen 17. Espectro de la variable de estado (por ejemplo, presión sonora, desplazamiento, corriente) generado por un estímulo de dos tonos.

Si la distancia entre los dos tonos es suficientemente grande ( $f_2 \gg f_1$ ), las fundamentales, los armónicos y las componentes generadas por intermodulación son fácilmente separables e identificables como en la Imagen 17.

### 4.3.1. Componentes Fundamentales.

El espectro complejo  $P(j\omega) = FT\{p(t)\}$  comprende las componentes fundamentales  $P(j\omega_1)$  y  $P(j\omega_2)$ . Mientras se efectúan una serie de mediciones con diferentes frecuencias  $f_1$  la amplitud y la respuesta de fase de la fundamental puede ser medida en el rango de la frecuencia de interés. En contraste a la respuesta de la transferencia lineal medida a amplitudes pequeñas, la respuesta a grandes señales depende de la amplitud y del contenido espectral del estímulo. De esta manera, el segundo tono  $f_2$  puede influir en la amplitud de la componente de la salida  $P(j\omega_1)$ . En este artículo todas las mediciones de las fundamentales son realizadas con un único tono  $f_1$ .

A pesar de que la respuesta de la fase cambie significativamente a amplitudes grandes, hasta ahora esta no juega un papel importante en el diagnóstico de los altavoces.

Más importante es la relación entre la magnitud de entrada y salida, la cual revela la compresión no lineal de la amplitud. En la práctica, una serie de mediciones  $i=1, \dots, N$  son efectuadas mientras se cambia la amplitud de la señal de entrada  $U_0 = i \cdot \Delta U$  y se calcula la amplitud relativa.

$$P_r(f_1, U_i) = \frac{|P(j2\pi f_1)|}{U_i} U_1$$

La medida  $P_r(f_1, U_i)$  es una buena base para comparar todas las mediciones en un único diagrama y para calcular la compresión de la amplitud

$$C(f_1, U_i) = 20 \lg \left( \frac{P_r(f_1, U_1)}{P_r(f_1, U_i)} \right)$$

### 4.3.2. Distorsión Armónica

Las componentes de segundo, tercer o mayor orden  $P_n(j\omega_1) = 0.7 P(nj\omega_1)$  con  $n > 1$  aparecen en  $2f_1$ ,  $3f_1$  y múltiplos de  $nj\omega_1$  de la fundamental  $f_1$ . Los armónicos del segundo tono  $f_2$  están a frecuencias mayores, las cuales no se muestran en la Imagen 17. Conforme al estándar IEC 60268-5 [31] la distorsión armónica de  $n$ -ésimo orden puede ser expresada en tanto por ciento

$$HD_n = \frac{|P_n|}{P_t} 100$$

o en decibelios.

$$L_{HD,n} = 20 \lg \left( \frac{HD_n}{100} \right)$$

La distorsión armónica total (THD) en tanto por ciento

$$THD = \frac{\sqrt{\sum_{i=2}^N |P_i|^2}}{P_t} 100$$

o en decibelios.

$$L_{THD} = 20 \lg \left( \frac{THD}{100} \right)$$

Usando los valores RMS de la señal total.

$$P_t = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T p(t)^2 dt}$$

Los métodos comunes de presentación de los resultados de la medición de distorsión armónica tienen algunas desventajas:

Las medidas  $HD_n$ ,  $THD$  en las ecuaciones (3) y (5), respectivamente, se refieren a la amplitud de las componentes de la distorsión medidas a valores RMS  $P_i$  de la señal total  $p(t)$ . De esta manera, la respuesta de la distorsión medida depende de la fundamental que está principalmente determinada a bajas frecuencias, donde la radiación de los armónicos es mucho mayor que la radiación de la fundamental. Además, los modos de vibración axisimétricos, radiación, desviación de las ondas sonoras en los bordes del recinto y las reflexiones de la sala aumentan la complejidad de las curvas de la distorsión [32].

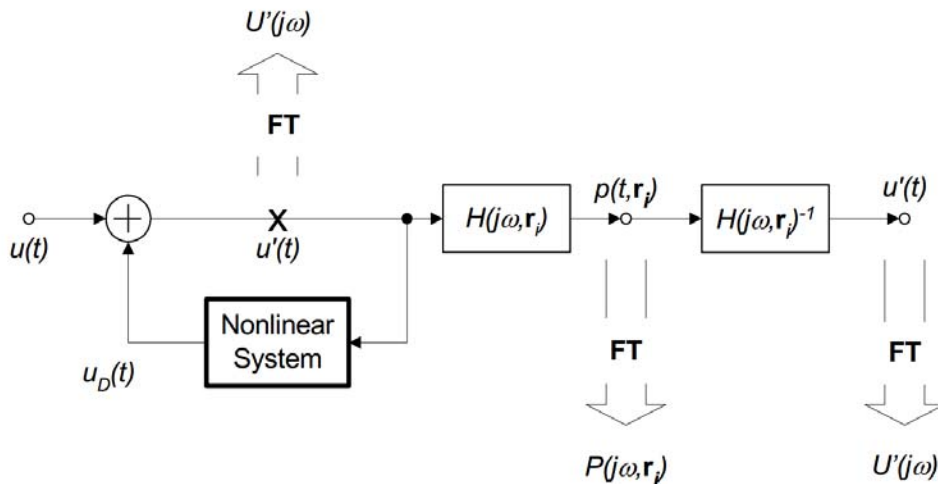


Imagen 18. Medición de la distorsión de entrada equivalente aplicando un filtro inversor antes del análisis espectral.

Los resultados de las mediciones de la distorsión son mucho más fáciles de interpretar si la distorsión se mide cerca de la fuente de sonido. Ya que la mayoría de la distorsión dominante es generada unidimensionalmente (motor, suspensión) esta puede ser concentrada en una única fuente añadiendo la distorsión  $u_D(t)$  a la señal de entrada  $u(t)$  como se muestra en la Imagen 18. Desafortunadamente no se puede acceder físicamente a este punto interno del altavoz y hacer mediciones directas. Sin embargo, la distorsión medida en la presión sonora, en el desplazamiento o en cualquier otra variable de estado puede ser fácilmente transformada en la señal de entrada utilizando la función de transferencia inversa  $H(j\omega)^{-1}$ . Este concepto [33] genera información útil pero en menor cantidad y es además una forma adecuada de separar la distorsión del motor de la generada en el dominio multidimensional (modos de vibración axisimétricos, radiación).

La distorsión armónica equivalente de la entrada (*EHD*) de *n*-ésimo orden es definida en tanto por ciento

$$EHD_n = \frac{|U_n|}{U_t} \cdot 100; \text{ para } n > 1$$

o en decibelios.

$$L_{EHD,n} = 201g\left(\frac{EHD_n}{100}\right); \text{ para } n > 1$$

La distorsión armónica equivalente de la entrada (*ETHD*) en tanto por ciento

$$ETHD = \frac{\sqrt{|U_2|^2 + |U_3|^2 + \dots + |U_n|^2}}{|U_t|} \cdot 100$$

o en decibelios.

$$L_{ETHD} = 201g\left(\frac{ETHD}{100}\right)$$

Usando las componentes de la entrada equivalentes

$$U_n(j\omega_1) = \frac{P_n(j\omega_1)}{H(nj\omega_1)}; \text{ para } n > 1$$

y el valor RMS de la tensión total de la entrada  $U_t$ .

$$U_t = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T u(t)^2 + u_D(t)^2 dt}$$

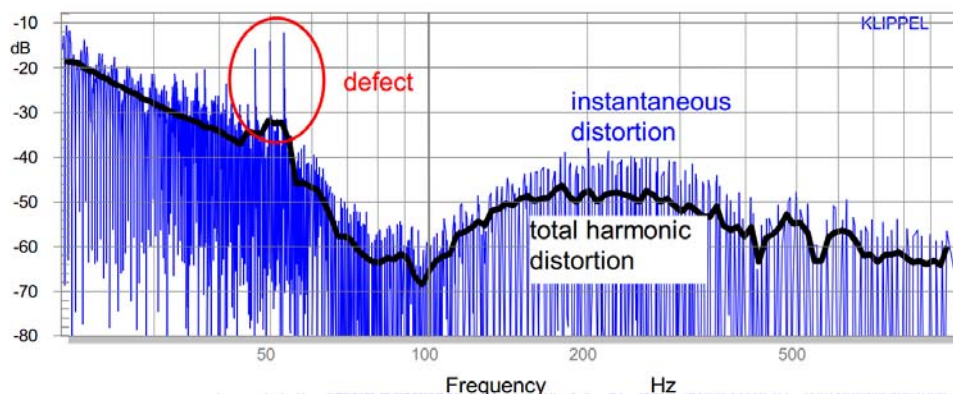


Imagen 19. Distorsión armónica instantánea *IHD* y distorsión armónica total *THD* de la presión sonora en la salida medidas con un barrido sinusoidal en un altavoz defectuoso.

Las mediciones de la distorsión armónica tradicional sólo tienen en cuenta la amplitud de las componentes armónicas. La fase de los armónicos de alto orden es normalmente descuidada a causa de su difícil interpretación. Sin embargo, ambos espectros de fase y de amplitud determinan la forma de la distorsión en el dominio del tiempo [34]. La forma de onda de la señal de la distorsión armónica puede ser calculada para un estímulo sinusoidal a

$\omega$  aplicando la antitransformada de Fourier a los armónicos en el espectro complejo, el resultado es la distorsión armónica instantánea (*IHD*) en tanto por ciento

$$IHD(t) = \frac{\left| \sum_{i=2}^N P_i e^{j i \omega t} + P_i^* e^{-j i \omega t} \right|}{p(t)} 100$$

o en decibelios.

$$L_{IHD} = 20 \lg \left( \frac{IHD}{100} \right)$$

La duración  $t$  de un barrido sinusoidal corresponde a una frecuencia instantánea  $\omega(t)$  que da una respuesta en frecuencia  $L_{IHD}(f)$ . Por ejemplo, la Imagen 19 muestra la distorsión armónica instantánea  $L_{IHD}(f)$  (línea fina) y la distorsión armónica total (*THD*) (línea gruesa) en un rango de frecuencias entre 20 Hz y 1 kHz. La proporción entre la distorsión instantánea (*IHD*) y el valor RMS de la distorsión (*THD*) da el factor cresta instantáneo de la distorsión armónica (*ICHD*) en decibelios.

$$ICHD = 20 \lg \left( \frac{IHD}{THD} \right)$$

Esta medida describe las propiedades transitorias e impulsivas de la distorsión armónica y juega un papel importante en la separación de las no linealidades suaves y duras, y en la identificación de los defectos de los altavoces. Por ejemplo, la distorsión causada por un motor típico y las no linealidades de la suspensión producen una distorsión relativamente suave y la *ICHD* permanece por debajo de los 10 dB. Un defecto en un altavoz, como podría ser un cable golpeando al diafragma, genera picos de distorsión mayores ( $ICHD > 10$  dB) como se muestra a 50 Hz en la Imagen 19.

#### 4.3.3. Distorsión por Intermodulación

El estándar IEC [31] agrupa las componentes tonales de frecuencia suma y resta del mismo orden y define la distorsión por intermodulación de  $n$ -ésimo orden ( $n > 1$ ) en tanto por ciento

$$IMD_n = \frac{|P(j\omega_2 - (n-1)j\omega_1)| + |P(j\omega_2 + (n-1)j\omega_1)|}{|P(j\omega_2)|} 100$$

o en decibelios.

$$L_{IMD,n} = 20 \lg \left( \frac{IMD_n}{100} \right)$$

La distorsión total por intermodulación recoge todas las distorsiones por intermodulación de  $n$ -ésimo orden en tanto por ciento

$$IMD_{Total} = \sqrt{\sum_{i=2}^N \exp_{10}(IMD_i/10)} \cdot 100$$

o en decibelios.

$$L_{IMD,total} = 20 \lg \left( \frac{IMD_n}{100} \right)$$

En este artículo se utilizan dos tipos de mediciones de la distorsión por intermodulación

1. Barrido de tono grave.

El primer tono  $f_1$  varía desde  $f_s/2$  hasta  $2f_s$  y el segundo tono se ajusta a una frecuencia constante  $f_2 = 10f_s$ .

2. Barrido de tono agudo.

El primer tono se ajusta a una frecuencia constante  $f_1 = f_s/5$  y el segundo tono  $f_2$  varía desde  $7f_s$  hasta  $20f_s$ .

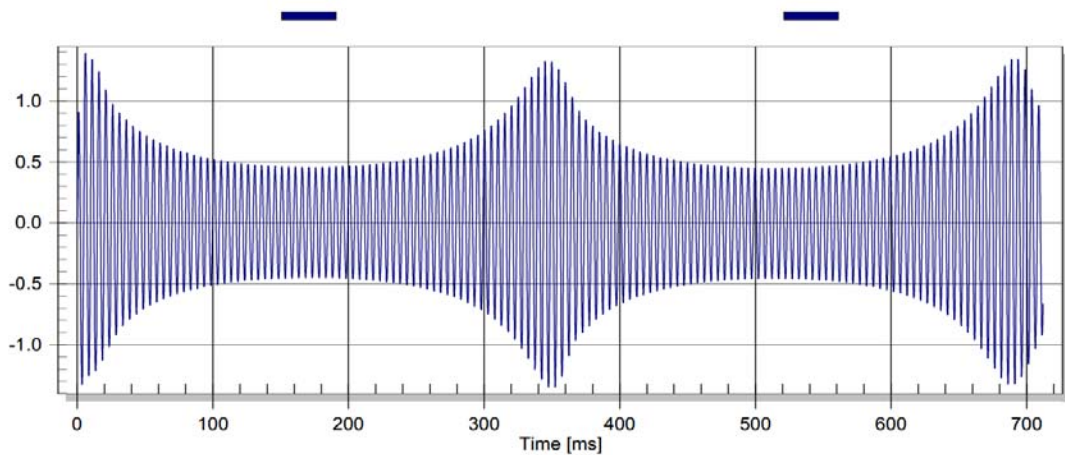


Imagen 20. Amplitud modulada de un tono de alta frecuencia por un tono de baja frecuencia causada por la no linealidad del factor de fuerza  $BI(x)$

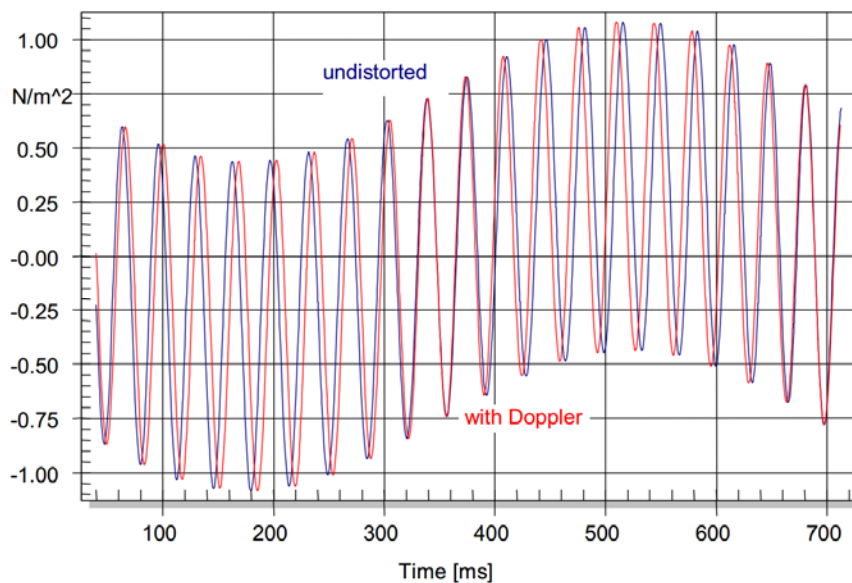


Imagen 21. Modulación de fase de un tono de alta frecuencia causada por el efecto Doppler.



#### 4.3.4. Separación de la distorsión FM y AM

El estándar IEC 60268-5 [31] y otras mediciones de intermodulación tradicional sólo abarcan la amplitud de los tonos en los laterales. La fase de los componentes ofrece información adicional que ayuda a identificar los mecanismos de modulación:

La amplitud modulada AM causa una variación de la envolvente del primer tono (portador) en acorde al segundo tono modulante sin afectar a la fase del portador [35]. La excitación paramétrica debida a  $Bl(x)$  es un ejemplo típico de la modulación AM. La Imagen 20 muestra un periodo de un tono de baja frecuencia modulando la envolvente del tono de alta frecuencia radiado.

La frecuencia modulada FM no cambia la envolvente de las señales, pero sí cambia la fase del tono de frecuencia mayor. Por ejemplo, la Imagen 21 muestra las formas de onda de una señal de dos tonos radiada con y sin efecto Doppler en un periodo del tono de frecuencia menor. La fase del tono de alta frecuencia cambia con la amplitud del tono de baja frecuencia.

La intermodulación generada por un proceso AM puede ser descrita por la distorsión por amplitud modulada ( $AMD$ ) expresada en tanto por ciento

$$AMD = \frac{\sqrt{\frac{2}{K} \sum_{k=1}^K (E[k] - \bar{E})^2}}{\bar{E}} \cdot 100$$

o en decibelios.

$$L_{AMD} = 20 \lg \left( \frac{AMD}{100} \right)$$

Utilizando la envolvente instantánea  $E[k]$  y la media de la envolvente

$$\bar{E} = \frac{1}{K} \sum_{k=1}^K E[k]$$

del tono de alta frecuencia modulado, el cual puede ser calculado en el espectro complejo utilizando una señal analítica [36].

Las medidas  $AMD$  y  $L_{AMD}$  muestran la contribución de la amplitud modulada y puede ser comparada con el total de las medidas de intermodulación  $IMD_{Total}$  y  $L_{IMD, total}$  las cuales consideran tanto distorsión AM como FM.

#### 4.4. Desplazamiento DC

Si alguna de las curvas de las no linealidades tienen una forma asimétrica, se produce un proceso de rectificación y se genera un componente DC  $X_{dc}$  en el desplazamiento de la bobina [37]. Una componente DC no puede ser generada en velocidad, aceleración o en una presión sonora correspondiente, ya que estas señales son derivadas del desplazamiento en el dominio del tiempo. La corriente en la bobina también está libre de componentes DC, ya que el campo magnético es diferenciado y la fuerza contra electromotriz es el producto de dos señales temporales ortogonales (desplazamiento y velocidad).

## 5. EFECTOS DE LA FORMA DE LA CURVA

Existen algunas relaciones generales entre la forma de la no linealidad y la magnitud de las componentes de la distorsión de bajo y alto orden, independientemente del contexto físico y de la localización de las no linealidades en la ecuación diferencial.

La siguiente discusión utiliza las no linealidades  $K_{ms}(x)$  y  $Bl(x)$  como ejemplos.

### 5.1. Simetría y asimetría

El rasgo más obvio de un parámetro no lineal es la simetría de la curva. Un altavoz bien construido debe tener unas curvas  $K_{ms}(x)$  y  $Bl(x)$  simétricas. A altas excursión, positivas o negativas, el material del sistema de sujeción empieza a desplegarse hasta que se estira completamente, limitando el desplazamiento y haciendo que la bobina abandone el entrehierro. Una curva simétrica produce en general distorsión de tercer orden y otras componentes impares como se ilustra en la Tabla 2. Mientras que el sistema no lineal sea estable, no se genera ningún desplazamiento DC ni tampoco armónicos pares. Un altavoz con una suspensión blanda puede ser inestable si la altura de la bobina y la profundidad del entrehierro es la misma [30].

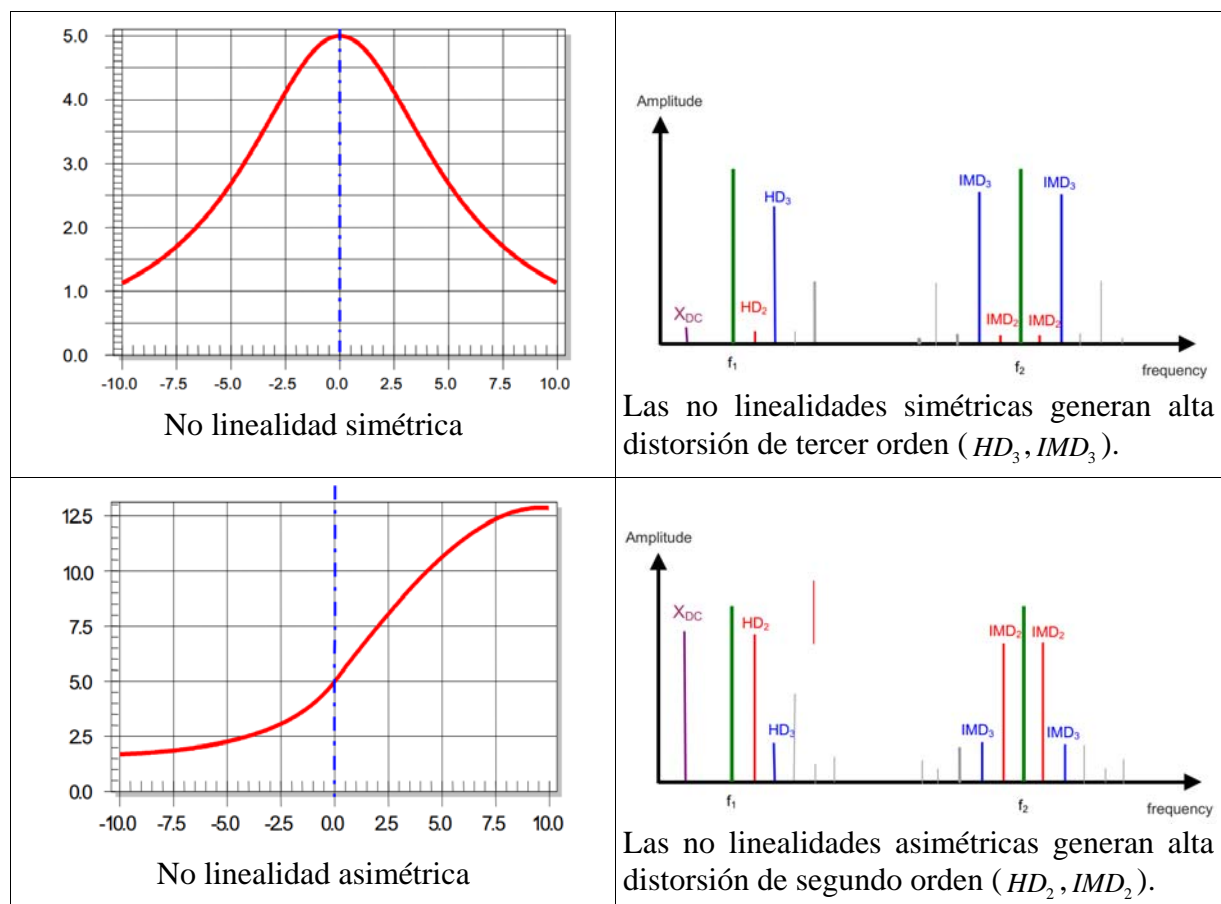


Tabla 2 Relación entre la forma de las no linealidades y las componentes de la distorsiones pares e impares formadas.

Otras no linealidades como la inductancia de un motor sin anillo de cortocircuito magnético, el efecto Doppler y la ondas inclinadas tienen una asimetría que es difícil (inductancia) o imposible (inclinación de ondas) de eliminar. Las no linealidades asimétricas generan ante todo distorsión de orden par. Sin embargo, ya que estas no linealidades son en

general parte del lazo de realimentación (una característica de cualquier sistema que puede ser descrita con una ecuación diferencial no lineal), los armónicos de orden impar también son generados multiplicando la distorsión de orden par por su fundamental.

## 5.2. No linealidades suaves y agresivas

Otra característica obvia de la forma de la curva no lineal es su inclinación. Motores donde la bobina y el entrehierro tienen la misma longitud son no lineales a desplazamientos relativamente pequeños, como se muestra en la línea discontinua de la Imagen 5. Por otro lado, una bobina mucho más larga y que sobresale del entrehierro causa una meseta en la curva donde el factor de fuerza es casi constante a lo largo de un cierto rango, como se muestra en la línea continua de la Imagen 5. Sin embargo, cuando la bobina abandona el entrehierro el factor de fuerza cae con una pendiente mucho mayor que con una configuración de longitudes iguales. Para grandes desplazamientos, mitad de la altura de la bobina ( $x = \pm 5$  mm), ambas configuraciones dan un valor de factor de fuerza idéntico ( $Bl = 2,5$  N/A) despreciando la influencia del campo magnético marginal. Si ambas curvas se expanden en series de potencias, el coeficiente del término cuadrático es dominante para la configuración con longitud de bobina y entrehierro iguales, y para la configuración con una bobina más larga resulta en un coeficiente dominante de orden mayor.

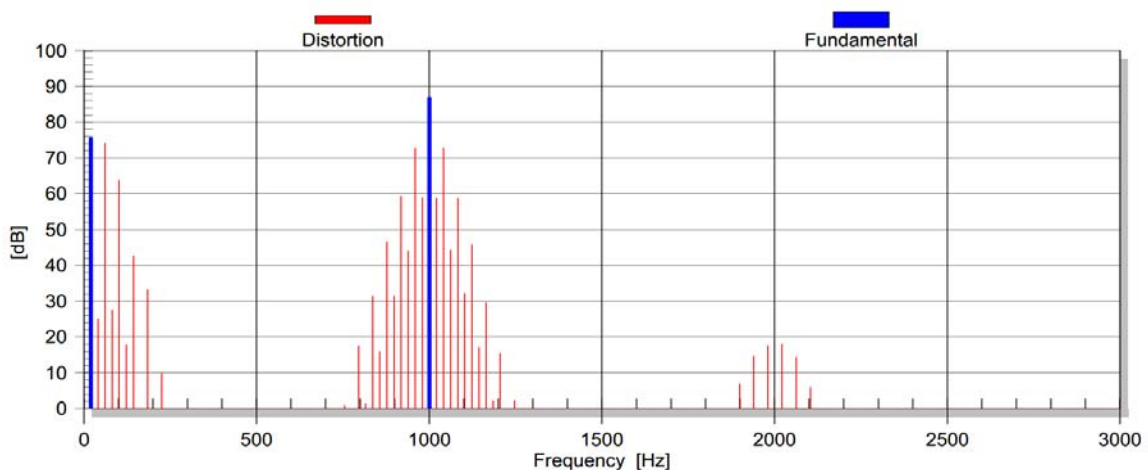


Imagen 22. Espectro de un estímulo de dos tonos distorsionado en la presión sonora de la salida generado por el factor de fuerza  $Bl(x)$  de una configuración bobina-entrehierro de igual longitud.

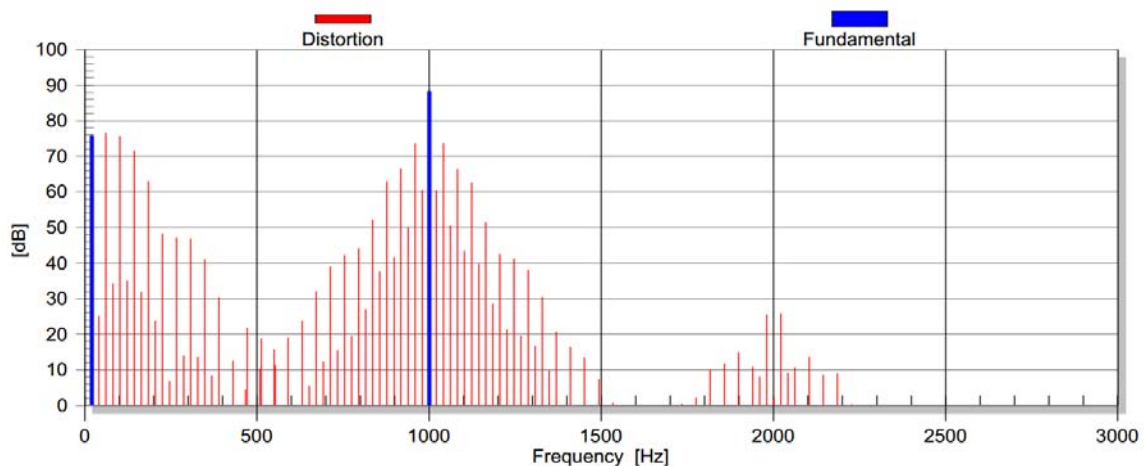


Imagen 23. Espectro de un estímulo de dos tonos distorsionado en la presión sonora de la salida generado por el factor de fuerza  $Bl(x)$  de una configuración bobina-entrehierro de diferente longitud.

La inclinación de una curva no lineal corresponde directamente con la energía de las componentes de alto orden.

La Imagen 22 muestra el espectro de la señal de dos tonos distorsionada a causa de un factor de fuerza no lineal en una configuración bobina-entrehierro de longitudes iguales. Claramente la distorsión de tercer orden es máxima y el armónico quinto y superiores decaen rápidamente. Las no linealidades con un origen de naturaleza diferente, como la  $BI(x)$  de una bobina que sobresale del entrehierro, produce armónicos mayores como muestra la Imagen 23.

Estos espectros han sido medidos con un desplazamiento de la bobina particular ( $x_{pico} = 5 \text{ mm}$ ). Sin embargo, también es interesante investigar la dependencia al desplazamiento de las características del espectro (las cuales representan la amplitud de la excitación).

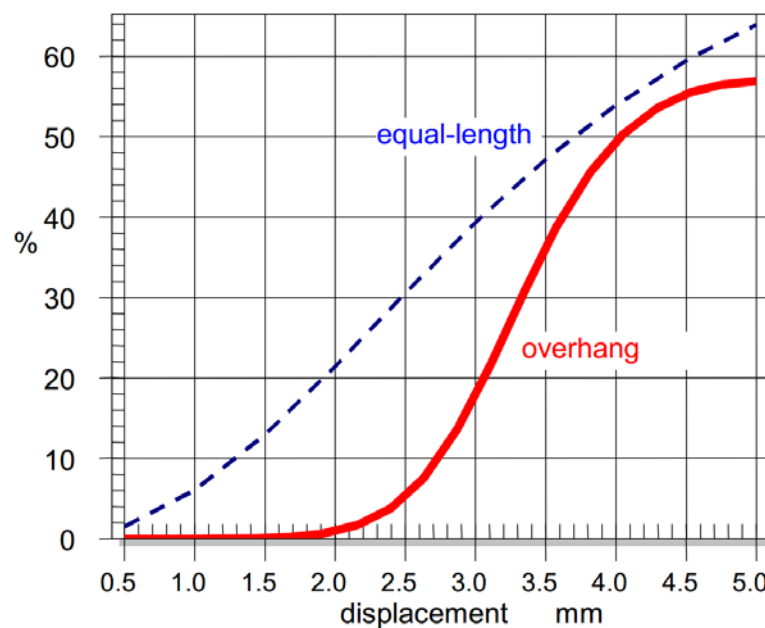


Imagen 24. Distorsión armónica total ( $THD$ ) en tanto por ciento versus el desplazamiento de la bobina para un motor con una bobina más larga que el entrehierro (línea gruesa) y con una configuración de igual longitud (línea discontinua)

La Imagen 24 muestra la distorsión armónica total ( $THD$ ) para ambas combinaciones simuladas a la frecuencia de resonancia respecto al desplazamiento  $x$  de la bobina. Ya que la configuración bobina-entrehierro de longitudes iguales causa una caída temprana de  $BI(x)$ , la distorsión aumenta casi linealmente con el desplazamiento. Esta configuración produce un 30% de  $THD$  a  $x_{pico} = 2,5 \text{ mm}$ , mientras que con una bobina más larga la distorsión es de un 5% aproximadamente. A mayores desplazamientos la distorsión con una bobina más larga aumenta mucho más rápidamente hasta alcanzar casi los mismos valores que con una configuración de longitudes iguales.

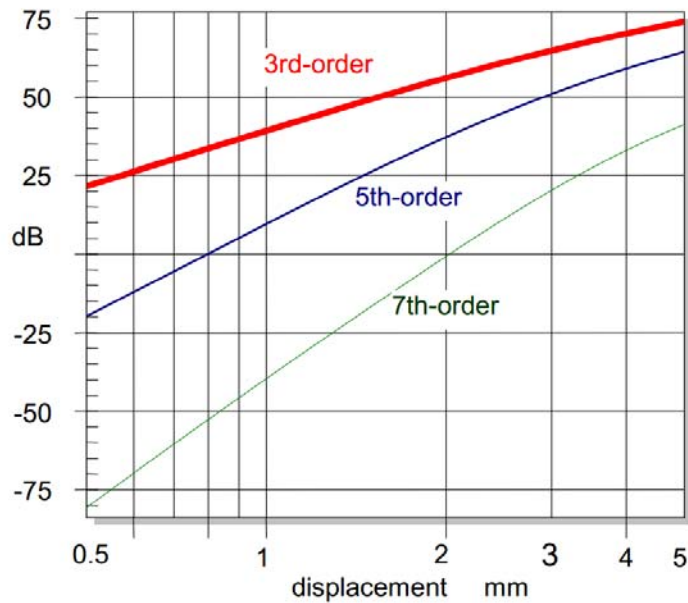


Imagen 25. Amplitud de las componentes de tercer, quinto y séptimo orden de la distorsión armónica en la presión sonora versus el desplazamiento para una configuración bobina-entrehierro de igual longitud.

También es interesante estudiar la dependencia de cada armónico respecto al desplazamiento. La Imagen 25 muestra el tercer, quinto y séptimo armónico generado por una configuración de longitudes iguales respecto al desplazamiento en una escala logarítmica doble. Por debajo de los 2 mm todas las curvas son casi perfectamente líneas rectas cuyos gradientes aumentan con el orden de la distorsión. Esto es típico para sistemas débilmente no lineales con un forma de curva no pronunciada (no linealidades suaves). El tercer armónico está por debajo del 5% y las componentes de mayor orden son prácticamente despreciables. El dominio de las grandes señales empieza a los 3 mm donde la compresión de la amplitud es presente y todas las curvas distorsionantes aumentan lentamente. Debido al lazo de retroalimentación en la ecuación diferencial no lineal, los armónicos reducen la fundamental y perturban su propio proceso de generación. Incluso para desplazamientos de 5 mm el séptimo armónico está 25 dB por debajo del tercero.

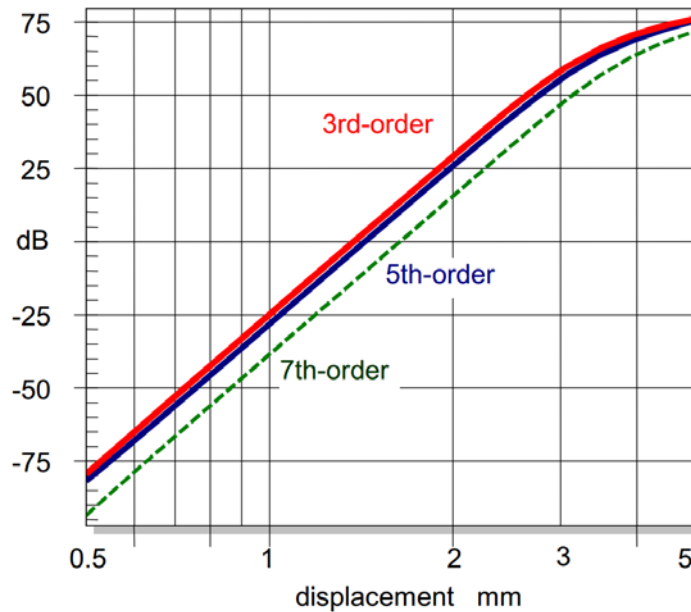


Imagen 26. Amplitud de las componentes de tercer, quinto y séptimo orden de la distorsión armónica en la presión sonora versus el desplazamiento para una configuración bobina-entrehierro de diferente longitud.

La Imagen 26 revela un comportamiento totalmente diferente en un configuración en la que la bobina es más larga que el entrehierro. Este comportamiento es característico de una no linealidad dura o agresiva. En el dominio de las señales pequeñas todas las curvas son líneas rectas que crecen al mismo ritmo. Además, armónicos de bajo y alto orden contribuyen casi con el mismo nivel de distorsión. A  $x_{pico} = 3$  mm el inicio de la compresión de la amplitud indica el dominio de las señales grandes. Incluso en estas condiciones, las componentes se mantienen sobre el mismo orden de magnitud.

Estas simulaciones muestran los pros y contras de ambas configuraciones: la bobina que sobresale da claramente menos distorsión a bajas y medias amplitudes (por debajo del comienzo de la no linealidad dura) mientras que la de igual longitud (representando una no linealidad suave) produce distorsión de bajo orden a bajas amplitudes. Haciendo operar al altavoz en todo el rango de señales grandes donde la mitad de la bobina está fuera del entrehierro, la bobina que sobresale produce armónicos de mayor orden y alta amplitud que la bobina de igual longitud. Ya que las componentes de alto orden están localizadas a larga distancia de la fundamental, están menos enmascaradas por nuestro sistema auditivo y degeneran más probablemente la calidad del sonido percibido subjetivamente.

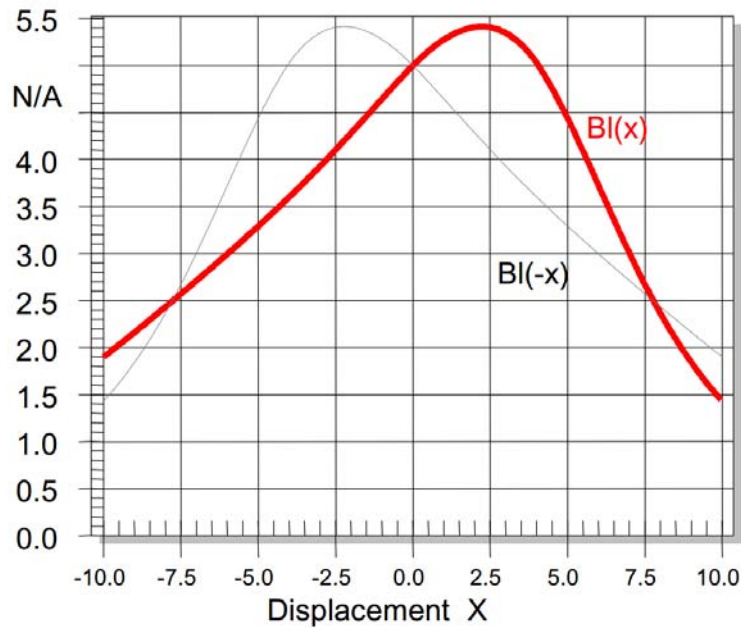


Imagen 27. Característica de un factor de fuerza inclinado.

### 5.3 Curvas inclinadas

Una tercera característica gráfica de la forma de las curvas es el cambio gradual de la asimetría causando una forma de curva ladeada. Como ejemplo, la Imagen 27 muestra una curva  $BI$  la cual tiene un máximo en  $x = 2,5$  mm. Sin embargo, el factor de fuerza decae a mucha más velocidad para desplazamientos positivos que para negativos. De esta manera, el factor de fuerza es menor para un desplazamientos positivo de  $+10$  mm que para uno de  $-10$  mm. Este tipo de curvas inclinadas tienen un efecto en la característica de la distorsión como se muestra en la Imagen 28.

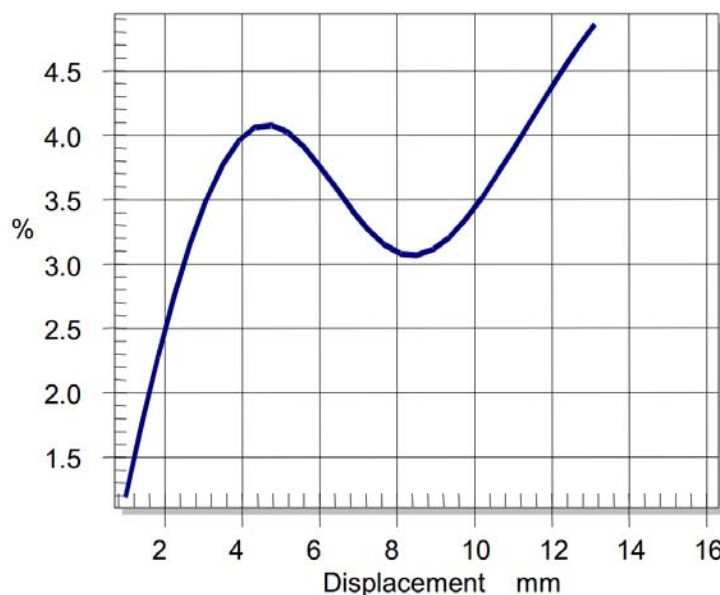


Imagen 28. Distorsión de segundo orden versus desplazamiento de un motor con una característica factor de fuerza asimétrica como la que se muestra en la Imagen 27.

Para pequeños desplazamientos ( $x < 4$  mm) la distorsión de segundo orden aumenta con el desplazamiento tal y como se esperaba. La distorsión cae para amplitudes medias ( $4 \text{ mm} < x < 8 \text{ mm}$  pico) y vuelve a crecer otra vez para amplitudes grandes. Si la dirección de la

asimetría varía con el desplazamiento, se puede compensar algunos de los efectos. Este ejemplo también muestra que las mediciones de la distorsión a un nivel de amplitud particular no ofrece una descripción detallada del comportamiento de las señales grandes.

## 6. SÍNTOMAS DE LAS NO LINEALIDADES DE LOS ALTAVOCES

Después de discutir los efectos de la forma de las curvas no lineales, las particularidades físicas de las no linealidades dominantes del altavoz deberían ser investigadas en detalle. En esta sección, se mostrarán los síntomas característicos de cada no linealidad. La Tabla 3 anticipa el resultado de la siguiente discusión. La X muestra las mediciones que ofrecen síntomas útiles para cada no linealidad en particular. El asterisco señala los síntomas únicos que son suficientes para identificar la causa de la distorsión.

No linealidad	Síntomas generados en la variable de estado monitorizada							
	Presión sonora				Corriente			Desplazamiento
	<i>HD</i>	<i>IMD</i> (barrido grave)	<i>IMD</i> (barrido agudo)	<i>AMD</i> (barrido agudo)	<i>HD</i>	<i>IMD</i>	<i>IMD</i>	$X_{dc}$
$K_{ms}(x)$ Sistema de sujeción (araña + suspensión)	X							X*
$Bl(x)$ Motor electrodinámico	X	X	X	X				X*
$L_e(x)$ Posición de la bobina en el entrehierro		X	X	X		X*	X	
$L_e(i)$ “Modulación de flujo”	X	X	X	X	X*	X*	X	
Geometría del diafragma y del sistema de sujeción.	X	X	X	X				
Módulo de Young $E(\varepsilon)$ del diafragma y del sistema de sujeción.	X	X	X	X				
Resistencia de flujo $R_A(v)$ en el <i>port</i> de una caja <i>bass reflex</i> .	X							
Radiación del efecto Doppler de las ondas sonoras		X	X					
Propagación de las ondas inclinadas a altos niveles SPL	X		X					

\*Provee síntomas únicos que son suficientes para la identificación de la no linealidad.

Tabla 3. Síntomas característicos como la distorsión armónica (*HD*), distorsión por intermodulación (*IMD*), distorsión por amplitud modulada (*AMD*), desplazamiento ( $X_{dc}$ ) de la no linealidad dominante del altavoz (los síntomas exclusivos se señalan con asterisco)



No linealidad	Distorsión Armónica	Desplazamiento DC
$K_{ms}(x)$		
$Bl(x)$		
$L_e(x)$		
$L_e(i)$		No generado
Variación de la geometría o módulo de Young $E(\varepsilon)$		No generado

Resistencia de flujo $R_A(v)$ en el port		
Efecto Doppler	Despreciable	No generado
Propagación de las ondas inclinadas a altos niveles SPL		No generado

Tabla 4. Respuesta en frecuencia característica de la distorsión armónica y el desplazamiento DC.

No linealidad	Intermodulación (Barrido del tono agudo)	Intermodulación (Barrido del tono grave)
$K_{ms}(x)$	Despreciable	Despreciable
$Bl(x)$		
$L_e(x)$		

$L_e(i)$		
Variación de la geometría o módulo de Young $E(\varepsilon)$		
Resistencia de flujo $R_A(v)$ en el port	Despreciable	Despreciable
Efecto Doppler		
Propagación de las ondas inclinadas a altos niveles SPL		No aplicable

Table 5. Respuesta en frecuencia característica de la distorsión por intermodulación.

## 6.1. Síntomas de $K_{ms}(x)$

La Tabla 1 muestra que la fuerza de reposicionamiento  $F = K_{ms}(x)x$  del sistema de sujeción depende sólo del desplazamiento  $x$ . Ya que el desplazamiento es una señal que ha sido filtrada por un pasa bajos, la multiplicación de  $x$  por  $x$  produce componentes de distorsión (tanto armónica como por intermodulación) que están restringidas a bajas frecuencias (para una limitación suave de la suspensión/araña por debajo de  $5f_s$ ). Un estímulo que comprende un tono de alta y otro de baja frecuencia no producirá componentes de intermodulación significativas ya que el desplazamiento del tono de alta frecuencia es demasiado pequeño. Las mediciones de la distorsión armónica proporcionan un síntoma sensitivo pero no único de la no linealidad  $K_{ms}(x)$  como se ilustra en la Tabla 3.

Si la curva  $K_{ms}(x)$  es asimétrica, el desplazamiento DC  $X_{dc}$  generado es un síntoma característico. Las bajas frecuencias contribuyen tanto al desplazamiento AC como a la componente DC como muestra la Tabla 4. El desplazamiento DC  $X_{dc}(f_s)$  a la frecuencia de resonancia  $f_s$  es un síntoma único para la no linealidad  $K_{ms}$ . Como se discutirá en mayor detalle, ninguna de las otras no linealidades dominantes pueden producir una componente DC significativa a  $f_s$ .

La signo de una componente DC aporta información útil. La componente DC siempre desplaza la bobina hacia el lado donde el sistema de sujeción es más blando. Si la curva  $K_{ms}(x)$  no está inclinada, la componente DC siempre tendrá la misma polaridad y será independiente de la amplitud y de la frecuencia del estímulo.

## 6.2. Síntomas de $Bl(x)$

La no linealidad  $Bl(x)$  causa dos efectos como muestran la Tabla 1, estos son el amortiguamiento no lineal y la excitación paramétrica. Ambos efectos generan distorsión de altos armónicos a bajas frecuencias donde los valores del desplazamiento, la corriente y la velocidad son altos. La respuesta es casi similar a la respuesta causada por la no linealidad  $K_{ms}$ . De esta manera, las mediciones de la distorsión armónica proporcionan síntomas no únicos para distinguir entre las no linealidades  $Bl(x)$  y  $K_{ms}(x)$ .

Sin embargo, la excitación paramétrica produce alta distorsión por intermodulación en la parte alta de la banda de audio, si el primer tono proporciona un gran desplazamiento y el segundo tono suficiente corriente. La Tabla 5 muestra una respuesta típica *IMD* respecto a una frecuencia  $f_1$  que varía a bajas frecuencias ( $0.5f_s < f_1 < 2f_s$ ), mientras se mantiene el tono agudo a  $f_2 = 10f_s$ . Las componentes *IMD* medidas en la salida de la presión sonora son significativamente mayores que en la señal de la corriente. Ambas curvas decaen con la frecuencia ya que el desplazamiento desaparece por encima de la resonancia.

La Tabla 5 muestra unas respuestas *IMD* y *AMD* típicas medidas usando técnicas de barrido alternativas donde el tono de baja frecuencia está a  $f_1=10\text{Hz}$  mientras que el tono principal varía en toda la banda de audio. Ya que  $Bl(x)$  produce una amplitud modulada, ambas medidas ofrecen valores idénticos. Ambos valores son también independientes de la frecuencia porque el tono invariable de baja frecuencia proporciona un pico de desplazamiento constante.

La excitación paramétrica también genera un desplazamiento DC si la curva  $Bl(x)$  es asimétrica. Sin embargo, el signo de una componente DC depende de la fase de la corriente y del desplazamiento multiplicados entre sí y ofrece una respuesta típica mostrada en la Tabla 4.

Un único tono por debajo de la frecuencia de resonancia también genera una relativamente pequeña componente DC que mueve la bobina hacia el máximo  $Bl$ . Este comportamiento puede compensar parcialmente un *offset* en la posición de la bobina. La componente DC desaparece en resonancia donde la corriente y el desplazamiento están desfasados 90 grados. A mayores frecuencias el comportamiento de auto posicionamiento se invierte y la bobina tiende a deslizarse hacia abajo, a ambos lados de la pendiente de la curva  $Bl(x)$ . Incluso en curvas  $Bl(x)$  perfectamente simétricas, una pequeña perturbación puede descolocar la bobina. Esto muestra que el transductor electrodinámico es potencialmente inestable. La fuerza DC generada por el motor interactúa con la dureza de la suspensión en DC. Desafortunadamente algunos materiales utilizados en la suspensión tienen significativamente rigideces inferiores en DC que a la frecuencia de resonancia  $f_s$  [24]. Consecuentemente, las propiedades viscoelásticas de la suspensión del material son importantes para la estabilidad de la estructura del motor. El punto cero de la componente DC ( $X_{dc} = 0$ ) a  $f_s$  es en general un único síntoma de la no linealidad  $Bl(x)$ . Un punto cero sólo se produce por otras no linealidades ( $L_e(x)$  y  $K_{ms}(x)$ ), si la curva está inclinada o si las componentes DC de dos no linealidades asimétricas diferentes se cancelan entre sí.

### 6.3. Síntomas de $L_e(x)$

La no linealidad  $L_e(x)$  aporta una distorsión directamente al circuito eléctrico que puede ser fácilmente detectada en la corriente de entrada. Según la Tabla 1, esta no linealidad multiplica a la corriente y al desplazamiento, los cuales se diferencian más tarde.

Una no linealidad  $L_e(x)$  produce una distorsión armónica relativamente baja. A bajas frecuencias tanto el valor de la corriente como el del desplazamiento son altos. Sin embargo, los armónicos son atenuados por el elemento diferenciador. En resonancia la corriente es baja y a altas frecuencias el desplazamiento desaparece.

Sin embargo, una señal de dos tonos puede activar una distorsión por intermodulación alta, ya que el tono de baja frecuencia  $f_1$  proporciona un gran desplazamiento y el tono  $f_2$  de alta frecuencia suficiente corriente. Esto es una característica única de la no linealidad  $L_e(x)$ , la *IMD* detectada en la corriente equivale a la *IMD* encontrada en la presión sonora de la salida. Esto se ilustra en la Tabla 5 donde el tono de baja frecuencia varía y la distorsión decae por encima de la frecuencia de resonancia.

La Tabla 5 muestra la *IMD* medida con una técnica de barrido alternativa donde el tono alto varía mientras que el tono de baja frecuencia se mantiene constante. La curva revela el efecto del diferenciador. El cual causa un incremento de 6 dB/octava en la respuesta *IMD* y en la *AMD*.

La fuerza reluctante genera un único síntoma de desplazamiento DC como se muestra en la Tabla 4. Debido a que la fuerza de reluctancia es proporcional a la corriente de entrada al cuadrado, la fuerza es mínima en la frecuencia de resonancia  $f_s$ . Además, la fuerza y el desplazamiento DC resultante no cambia de signo a no ser que la forma de la curva  $L_e(x)$  no esté inclinada.

#### 6.4. Síntomas de $L_e(i)$

La variación de la permeabilidad expresada por la inductancia que varía con la corriente  $L_e(i)$  causa una multiplicación de las señales de la corriente antes de la diferenciación como muestra la Tabla 1. La medición de la distorsión por intermodulación con un tono de baja frecuencia variable revela un único síntoma. La respuesta *IMD* tiene un mínimo en la frecuencia de resonancia  $f_s$  como se muestra en la Tabla 5. La distorsión *IMD* y la distorsión armónica a altas frecuencias medidas en la presión sonora y la corriente son también idénticas. Al contrario de las no linealidades dependientes del desplazamiento ( $Bl(x)$ ,  $K_{ms}(x)$  y  $L_e(x)$ ) esta no linealidad puede también producir distorsión armónica significativa (*HD*, *THD*) tanto en la corriente de entrada como en la presión sonora de la salida como muestra la Tabla 4. Un único tono de distorsión armónica en corriente y presión sonora es comparable después de transformar ambos resultados en la distorsión de entrada equivalente (*EHD*).

#### 6.5. Síntomas de la variación de la geometría del diafragma.

Este mecanismo está directamente relacionado con la ocurrencia de los modos de vibración axisimétricos. De esta manera, las componentes distorsionantes son generadas a relativamente altas frecuencias ( $>10f_s$ ). La distorsión puede fácilmente ser medida en la salida acústica, pero es apenas detectable en la corriente de entrada. Comparando ambas mediciones, podría ser de utilidad separar las no linealidades del motor. Un máximo en la respuesta en frecuencia de la distorsión armónica de entrada equivalente (*EHID*) corresponde con un modo de vibración axisimétrico de alta amplitud en el diafragma.

Escanear la superficie del diafragma y de la suspensión y medir la distorsión directamente en el sistema mecánico daría una visión más profunda del proceso de las no linealidades.

La intermodulación entre un tono de baja y alta frecuencia es mayoritariamente un fenómeno de amplitud modulada. La variación de la geometría de la suspensión cambia la impedancia mecánica al final del diafragma y tiene un impacto significativo en la amplitud de algunos modos de vibración en particular.

#### 6.6. Síntomas del módulo de Young no lineal.

La variación del módulo de Young produce síntomas similares a aquellos debidos a la geometría de la suspensión y del diafragma. La medición de la distorsión armónica en la presión sonora de la salida proporciona síntomas significativos.

La medición de la intermodulación debe evitar componentes de baja frecuencia ya que un tono suficientemente grave causaría una deformación significativa de la geometría de la suspensión, la cual dominaría las no linealidades del material.

#### 6.7. Síntomas no lineales del *port*

Para evaluar el comportamiento del *port*, se excita una caja acústica *bass reflex* a la frecuencia de resonancia del *port* (resonancia de Helmholtz) donde el flujo volumétrico es máximo y el desplazamiento del altavoz mínimo. La distorsión armónica medida en la presión sonora de la salida a un metro de distancia permite una buena relación señal/ruido. Medir cerca del *port* podría afectar a la convección del aire. Para separar el efecto del *port* de otras no linealidades del altavoz, también se mide el desplazamiento del diafragma con un sistema láser. La distorsión armónica de entrada equivalente calculada de la presión sonora y del desplazamiento es comparable, y la diferencia muestra la contribución del *port*. El tercer armónico es en general dominante si la geometría del puerto es simétrica. Las mediciones de la distorsión por intermodulación no proporcionan síntomas únicos.

## 6.8. Síntomas del Efecto Doppler

La medición de la distorsión armónica no es útil para detectar el Efecto Doppler. Un único tono como estímulo no puede proporcionar ni suficiente desplazamiento ni una longitud de onda corta como para producir un cambio de fase significativo. El Efecto Doppler se puede detectar fácilmente efectuando una medición de la distorsión por intermodulación con un tono variante como se ilustra en la Tabla 5. De forma parecida a la no linealidad  $L_e(x)$  la intermodulación crece a 6 dB por octava a altas frecuencias. Sin embargo, el Efecto Doppler causa sólo modulación de fase y el valor de la amplitud modulada (*AMD*) es bajo. Claramente el Efecto Doppler no produce ninguna distorsión en el desplazamiento ni en la corriente de entrada.

## 6.9. Síntomas de las ondas inclinadas.

La propagación no lineal del sonido está relacionada con la multiplicación de las componentes de la presión sonora. De esta manera las no linealidades producen no sólo intermodulación, sino también una cantidad de armónicos significativos. Este es el único síntoma que distingue el Efecto Doppler de las ondas inclinadas. La distorsión de segundo orden incrementa a 6 dB por octava mientras que la distorsión de tercer orden crece en general más rápido ya que esta es generada a partir de las componentes de segundo orden por una adicional multiplicación y una diferenciación en las siguientes secciones de la bocina [14].

## 7. DIAGNÓSTICOS PRÁCTICOS

Se discute a continuación la interacción y la superposición de los diferentes efectos utilizando el caso de tres altavoces reales.

### 7.1. Altavoz 1 con *offset* en la bobina

El primer altavoz es un woofer de 6" destinado a una aplicación de consumo de alta calidad. La característica del factor de fuerza  $Bl(x)$  como se muestra en la Imagen 29 revela una meseta correspondiente a una bobina que sobresale del entrehierro unos 6 mm.

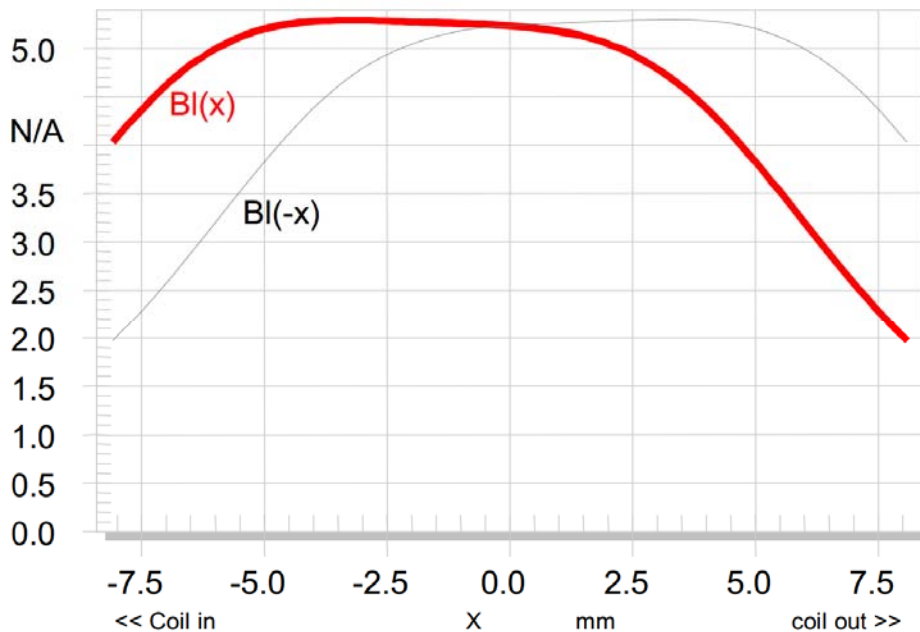


Imagen 29. Factor de fuerza  $Bl(x)$  medido versus desplazamiento del altavoz 1 (la curva discontinua muestra la característica  $Bl(x)$  invertida)

La posición óptima de reposo de la bobina se encuentra inspeccionando la simetría de la característica  $Bl$  en la Imagen 30. Asumiendo un desplazamiento sinusoidal con una amplitud dada, la bobina no verá los mismos valores de  $Bl$  en sus picos de desplazamientos negativos y positivos si la curva es asimétrica. Reposicionando la bobina (añadiendo un *offset*) al punto de simetría (línea discontinua de color rojo en la Imagen 30) se pueden lograr los mismos valores pico positivos y negativos de  $Bl$  para una amplitud particular. Si el punto de simetría es independiente de la amplitud, la asimetría puede ser compensada completamente con un reposicionamiento constante de la bobina. Sin embargo, a veces se requiere un compromiso en el diseño como se muestra en la Imagen 30 donde el punto de simetría varía desde -3 mm para bajas amplitudes hasta -2 mm para amplitudes mayores. La *región simétrica* (área gris) muestra donde un *offset* potencial para una amplitud dada generaría una pequeña variación asimétrica (<5%) la cual es aceptable. A pequeñas amplitudes donde la curva  $Bl(x)$  tiene una meseta, la región simétrica es amplia e indica que la posición de la bobina que sobresale del entrehierro no es crítica en este caso. Para amplitudes mayores la bobina tiene que desplazarse unos -2 mm para que esta abandone el entrehierro simétricamente.

La posición de reposo de la bobina en el entrehierro es óptima si la línea discontinua que la representa (*offset*=0) esta en la región simétrica (área gris). Si este no es el caso, el punto de simetría indica un desplazamiento en la bobina.



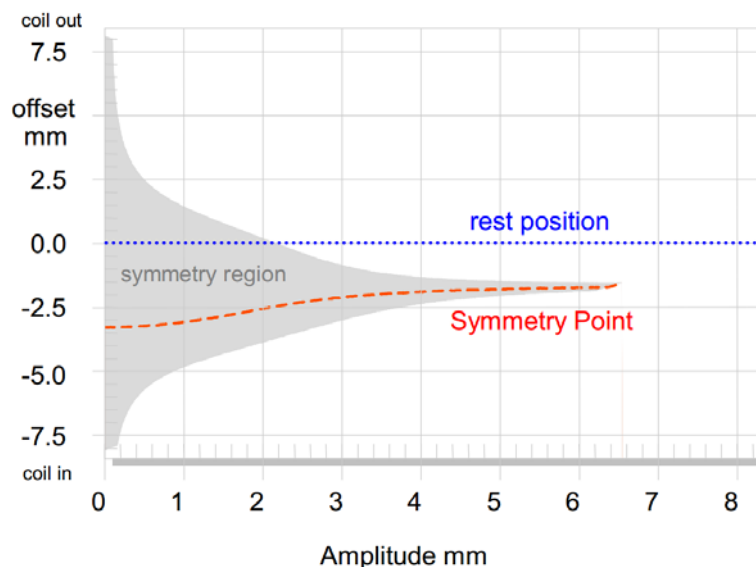


Imagen 30. El punto de simetría (línea roja discontinua) y la región simétrica (área gris) revelan un *offset* en la posición de reposo de la bobina del altavoz 1.

La curva de la rigidez mostrada en la Imagen 31 presenta también una leve asimetría. La  $K_{ms}(x)$  incrementa para excursiones negativas hasta dos veces su valor comparado con el de su región positiva. Después de eliminar el 80% del material de la suspensión, la rigidez de la araña medida era prácticamente simétrica.

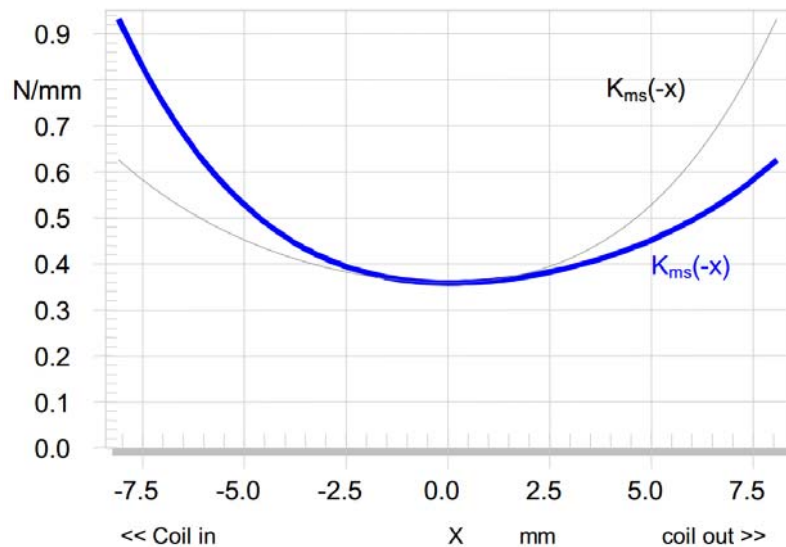


Imagen 31. Rigidez  $K_{ms}(x)$  versus desplazamiento  $x$  del altavoz 1 (la curva discontinua muestra la característica  $K_{ms}(x)$  invertida).

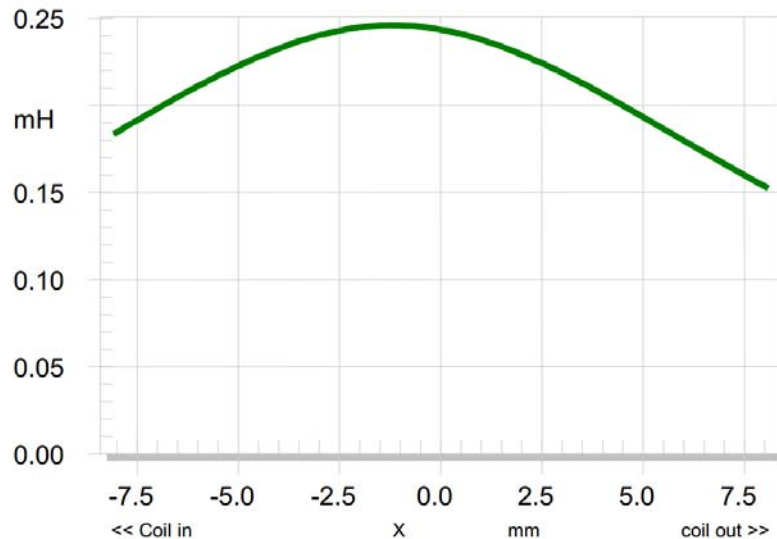


Imagen 32. Inductancia  $L_e(x)$  versus desplazamiento  $x$  del altavoz 1.

La Imagen 32 muestra una forma casi simétrica de  $L_e(x)$ , la cual no es típica para este tipo de altavoces. El incremento que falta en los desplazamientos negativos indica que se está utilizando un anillo de cortocircuito magnético debajo del entrehierro. El máximo de la inductancia que se puede observar a  $x=0$  puede ser reducido colocando una tapa adicional en el polo de la pieza. Sin embargo, el valor total de la inductancia es pequeño comparado con la  $R_e=3.5$  Ohm y no producirá una variación significativa en la impedancia de la entrada.

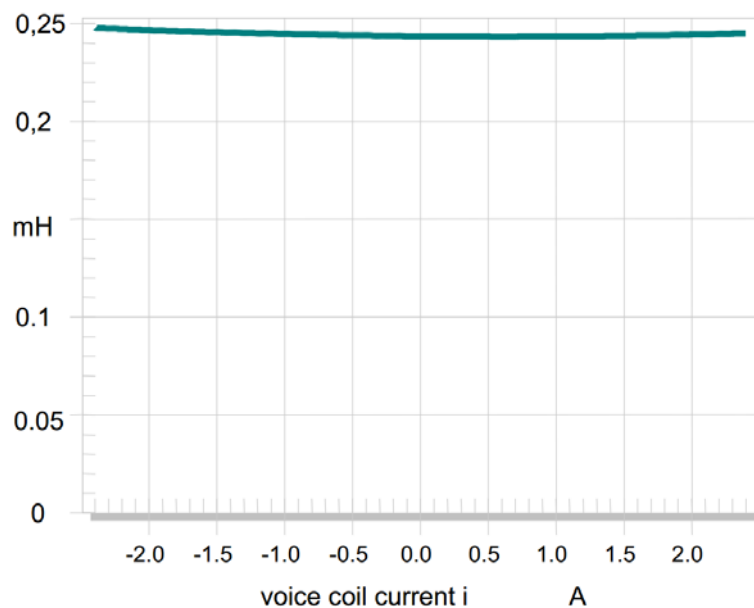


Imagen 33. Inductancia  $L_e(i)$  versus corriente  $i$  del altavoz 1.

La variación de la inductancia de la bobina  $Bl$  mostrada en la Imagen 33 indica que la permeabilidad del camino magnético es prácticamente constante. En este caso, el campo magnético generado por el imán es mucho mayor que el campo alterno generado por la bobina.

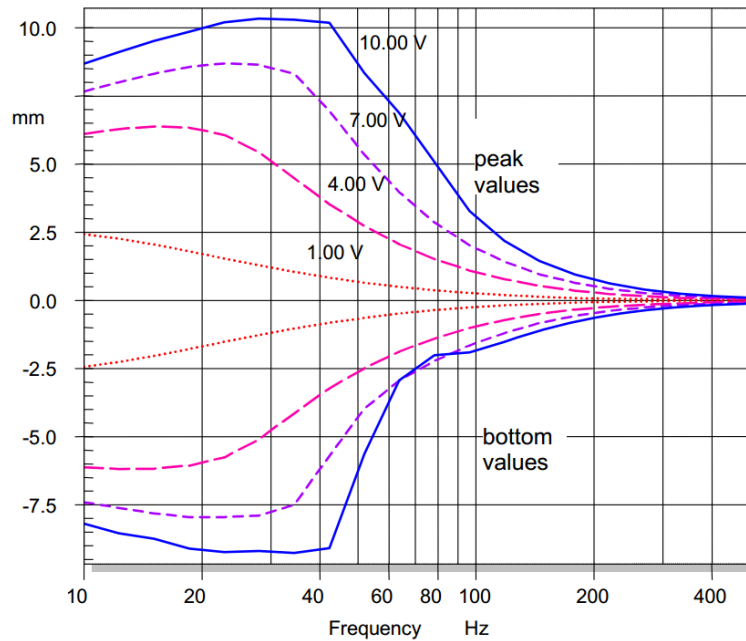


Imagen 34. Valores máximos y mínimos del desplazamiento de la bobina del altavoz 1 versus frecuencia a cuatro voltajes diferentes.

La Imagen 34 muestra los desplazamientos pico de la bobina medidos a cuatro voltajes diferentes con un sistema láser. La forma de las curvas varían con el voltaje de la entrada. Para  $U=1V$  el punto máximo del desplazamiento está muy por debajo de la frecuencia de resonancia debido a la alta amortiguación eléctrica y al bajo factor total de pérdidas  $Q_{ts}$  del altavoz. Sin embargo, a altos voltajes el amortiguamiento eléctrico decrece (con  $1/BI(x)^2$ ) y la  $Q_{ts}$  es superior a 1. A frecuencias no muy por encima de la de resonancia, el mínimo se estanca en  $-2.5$  mm mientras que el valor pico crece rápidamente con el voltaje de entrada. Esto corresponde con la componente DC generada en el desplazamiento. Esto se detalla en la Imagen 35.

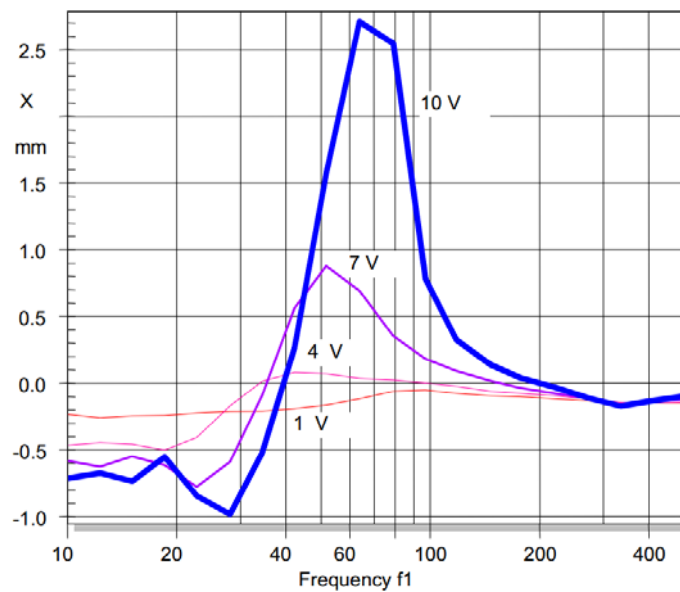


Imagen 35. Desplazamiento DC del altavoz 1 versus frecuencia y a cuatro voltajes diferentes.

El signo de la componente DC cambia en la frecuencia de resonancia  $f_s=35\text{Hz}$ . Para frecuencias por debajo de  $f_s$  la componente DC es de unos  $-0,5\text{ mm}$  y permanece casi constante para grandes amplitudes de la señal alterna. La asimetría de  $Bl(x)$  genera una fuerza DC que mueve la bobina hacia el máximo de  $Bl$ . A frecuencias por encima de  $f_s$  las consecuencias del *offset* de la bobina son todavía más obvias. La componente DC pasa a ser positiva y crece rápidamente con la amplitud (*jump-out effect* de la bobina). La asimetría de la rigidez  $K_{ms}(x)$  mostrada en la Imagen 31 genera una contribución positiva en la componente DC y una de negativa en la componente de la inductancia  $L_e(x)$ . Sin embargo, ambas partes son despreciables en comparación con la componente DC generada por  $Bl(x)$ .

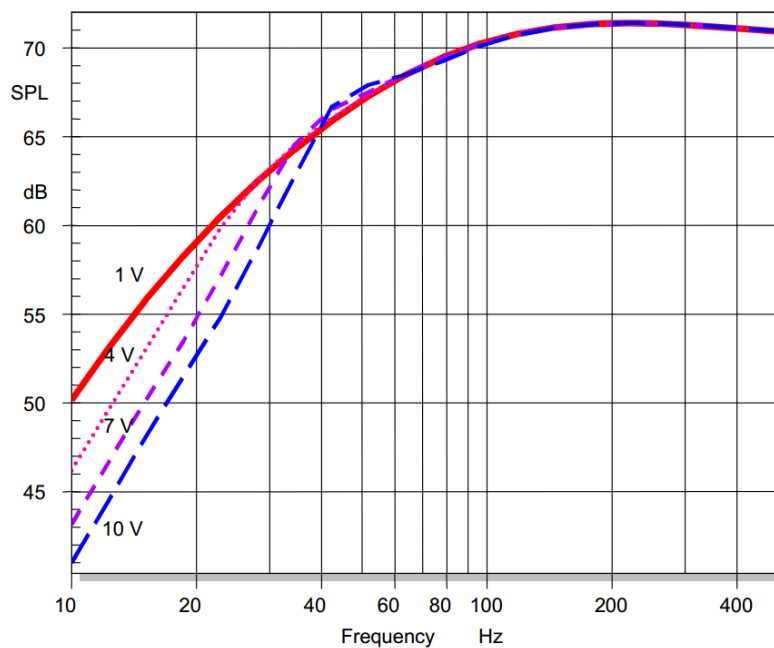


Imagen 36. Respuesta de la presión sonora  $P_r(f, U_i)$  medida a cuatro voltajes (en incrementos de 3 V) los cuales se comparan con  $U_i=1\text{ V}$  para revelar la compresión de la amplitud de la fundamental del altavoz 1.

La Imagen 36 muestra la respuesta en frecuencia de la fundamental de la presión sonora en la salida medida a cuatro voltajes diferentes, pero en proporción a la medición en el dominio de las señales pequeñas ( $U_i=1\text{V}$ ) según la Ec. (1). Ya que el incremento del voltaje es compensado, esta representación muestra directamente la compresión de la potencia. A frecuencias altas donde los desplazamientos se acortan, no hay compresión y la sensibilidad permanece constante. Si se espera a que el tiempo de medición caliente la bobina, se daría el caso de una compresión de la amplitud adicional (efecto térmico). A bajas frecuencias, el SPL se reduce 8 dB debido a los efectos no lineales. A la frecuencia de resonancia el amortiguamiento eléctrico causa una compresión negativa y el altavoz produce más potencia a la salida.

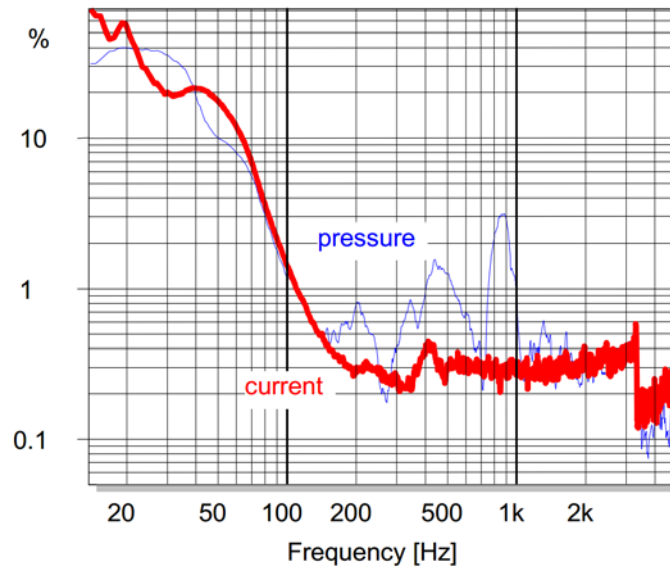


Imagen 37. Distorsión armónica total equivalente en la entrada (*ETHD*) medida en la presión sonora de la salida (línea fina) y en la corriente de la bobina (línea gruesa) del altavoz 1.

El desplazamiento del factor de fuerza  $Bl(x)$  y la rigidez  $K_{ms}(x)$  genera una elevada distorsión armónica total en la presión sonora de la salida y en la corriente de la bobina. Para comparar ambas señales se emplea el concepto de distorsión equivalente en la entrada según la Ec.(8). Las componentes distorsionantes medidas en la presión sonora de la salida y en la corriente se transforman en la entrada (las cuales son un voltaje para un amplificador normal con una impedancia de salida baja) y se representan en la Imagen 37 como líneas finas y gruesas respectivamente. A altas frecuencias ( $f > 200$  Hz) las componentes distorsionantes de la corriente son muy bajas (inferiores al 0,5%) y son causadas por la no linealidad de  $L_e(i)$ . Las otras no linealidades ( $Bl(x)$ ,  $L_e(x)$  y  $K_{ms}(x)$ ) son dependientes del desplazamiento y no pueden generar una distorsión armónica significativa. A frecuencias determinadas, por ejemplo 400 Hz y 800Hz, las no linealidades en el dominio mecánico (modos de vibración axisimétricos) producen distorsión adicional que puede interferir con la distorsión encontrada en la corriente. La cancelación de dos componentes distorsionantes sólo ocurre a 250 Hz pero ambas partes suelen incrementar la distorsión total en otras frecuencias.

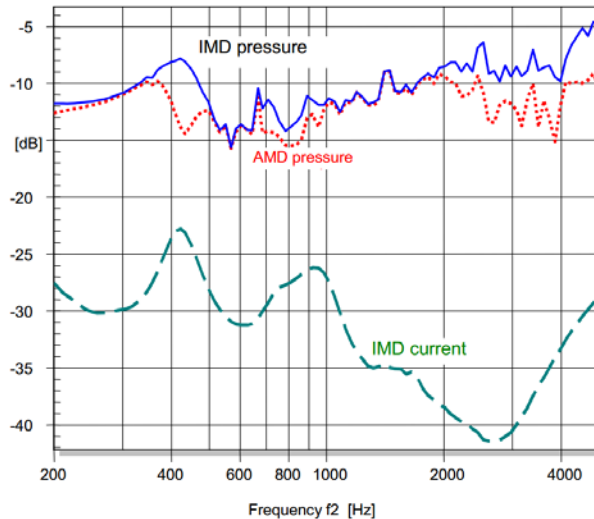


Imagen 38. Distorsión por intermodulación total ( $IMD_{Total}$ ) del altavoz 1 medida en la presión sonora y en la corriente de la bobina y la distorsión por amplitud modulada (AMD) en la presión sonora versus frecuencia  $f_2$  del tono agudo (tono bajo constante  $f_1=10$  Hz)

La Imagen 38 muestra la intermodulación de la distorsión medida con un estímulo de dos tonos abarcando un tono principal de frecuencia variable  $f_2$  y otro grave a una frecuencia fija  $f_1=10$  Hz. La intermodulación total  $IMD_{total}$  medida en la presión sonora de la salida, línea fina, es 20 dB superior a la intermodulación encontrada en la corriente de entrada, línea discontinua. Así las componentes por intermodulación causadas por  $L_e(x)$  y  $L_e(i)$  son prácticamente despreciables comparadas con la contribución de otras no linealidades.

La Imagen 38 también muestra que las componentes de la distorsión por intermodulación por debajo de los 2 kHz son causadas por una amplitud modulada (AM). Para frecuencias por debajo de los 400 Hz los valores de AMD y de  $IMD$  son casi constantes, lo cual es típico para la no linealidad  $Bl(x)$  como se detalla en la Tabla 5. A 400 Hz el diafragma efectúa una primera vibración parcial que es modulada por la cambiante simetría de la suspensión. Por encima de los 2 kHz la creciente distorsión es generada por la frecuencia de modulación.

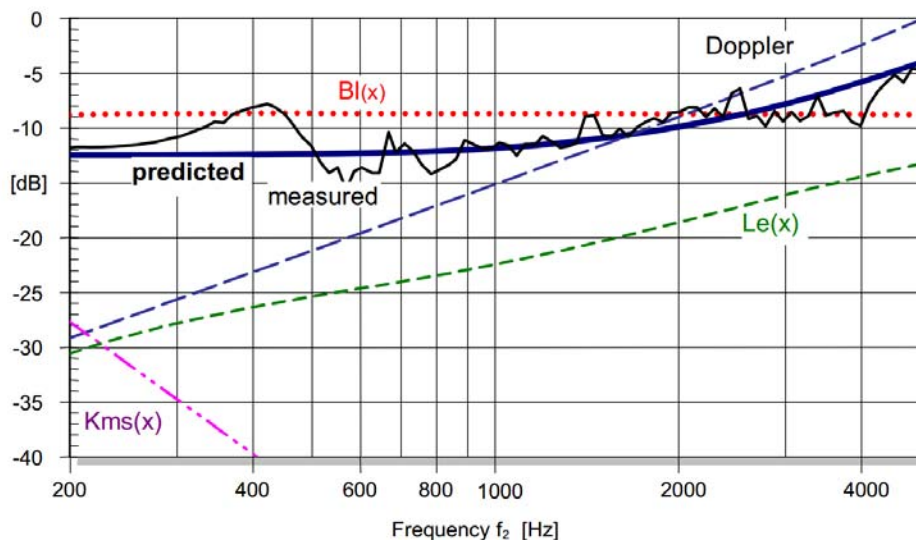


Imagen 39. Distorsión por intermodulación total ( $IMD_{Total}$ ) medida y predicha del altavoz 1 comparadas con la contribución de cada no linealidad (barrido del tono agudo)

Se consigue una visión más profunda de la generación de la distorsión por intermodulación con el uso de la herramienta de simulación (SIM2) del *Distortion Analyzer* [26] donde se puede predecir la intermodulación total y se puede investigar sistemáticamente la contribución de cada no linealidad.

Las curvas predichas y medidas en la Imagen 39 coinciden considerablemente. Las vibraciones no lineales del diafragma no son consideradas en el modelo, pero pueden ser fácilmente separadas de las no linealidades del motor y de la suspensión. Tomando en cuenta sólo la contribución de  $Bl(x)$  y desconectando todas las demás no linealidades restantes ( $K_{ms}(x)=cte$ ,  $L_e(x,i)=cte$ , etc.) la distorsión *IMD* calculada es representada por la línea discontinua. Esta curva es constante de acuerdo con la forma teórica presentada en la Tabla 5 y es del mismo orden de magnitud que la curva prevista considerando todas las no linealidades. La distorsión por debajo de 2 kHz puede ser significativamente reducida reubicando la posición de reposo de la bobina 1,5 mm hacia la placa trasera del altavoz. Por encima de los 2 kHz el efecto Doppler pasa a ser dominante y produce una modulación de fase signficante, mostrada como línea discontinua en la Tabla 5. Sin embargo, la modulación de fase tiene un impacto menor en la percepción de la calidad del sonido que la modulación de la amplitud, la cual es percibida como una rugosidad desagradable en la señal reproducida.

La intermodulación predicha y generada por  $L_e(x)$  corresponde con los bajos valores encontrados en la corriente de entrada de la Imagen 38.

Los bajos valores *IMD* de la rigidez  $K_{ms}(x)$  corresponden con la Tabla 3 mostrando que la distorsión por intermodulación no es un síntoma signficante de la no linealidad de la suspensión.

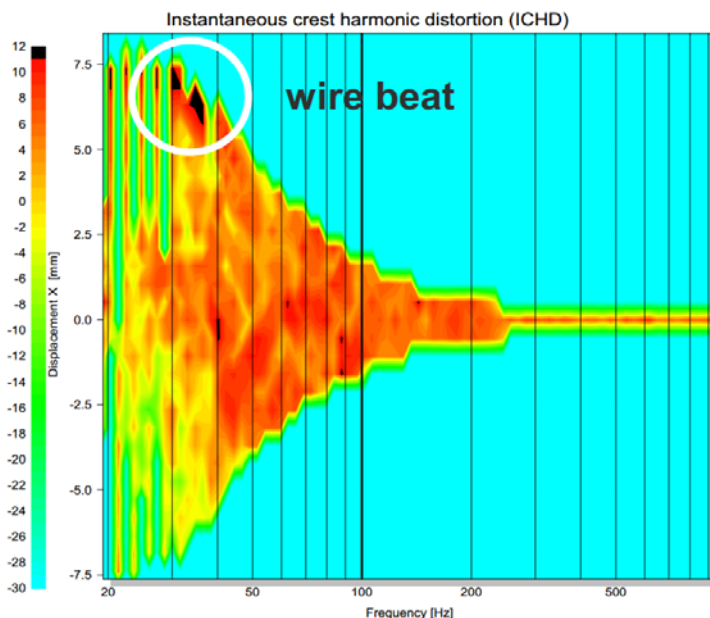


Imagen 40. Factor de cresta instantáneo de la distorsión armónica representado versus frecuencia y desplazamiento de la bobina.

Finalmente se verifica el altavoz para distorsiones transitorias e impulsivas las cuales tienen un valor pico alto pero un valor RMS relativamente bajo. La Imagen 40 muestra el factor cresta instantáneo *ICHD*, el cual se señala por colores y se muestra respecto a la

frecuencia (eje de las  $x$ ) y al desplazamiento (eje de las  $y$ ). Por debajo de 7 mm el factor cresta de la distorsión armónica es menor a 10 dB (de azul a rojo) que es típico para no linealidades regulares en el motor, sistema de sujeción o diafragma. Sin embargo, a altos desplazamientos positivos que ocurren a bajas frecuencias ( $f < 40$  Hz) el factor cresta excede los 10 dB (volviéndose negro), esto indica un mecanismo no lineal produciendo unos cortos chasquidos en una posición particular de la bobina. Una examinación posterior reveló que los cables del altavoz chocaban con el diafragma en ese punto.

## 7.2. Altavoz con problemas en la suspensión

El segundo altavoz es un woofer de 5" el cual también esta destinado a una aplicación de consumo.

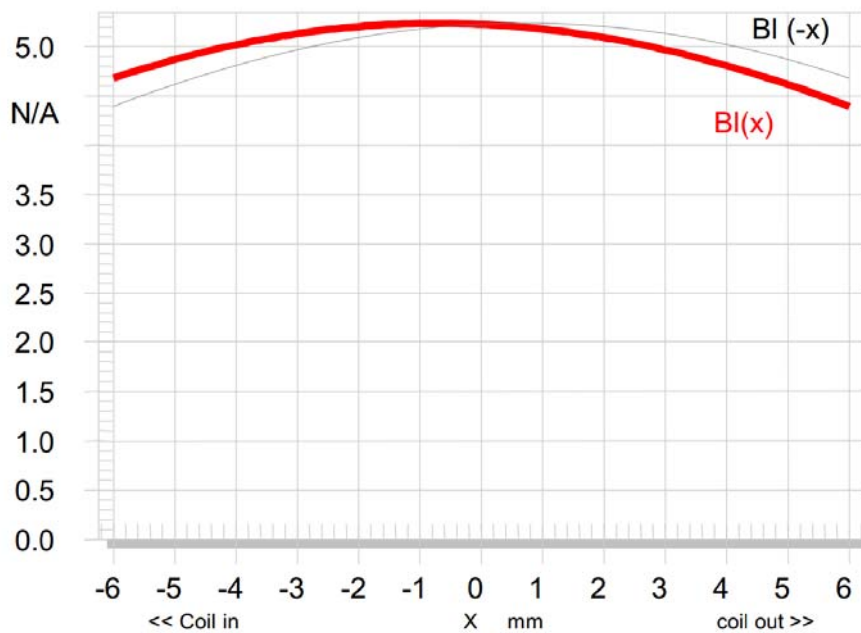


Imagen 41. Factor de fuerza  $BL(x)$  versus desplazamiento del altavoz 2 (la curva fina muestra la característica  $BL(x)$  invertida)

El factor de fuerza  $BL(x)$  mostrado en la Imagen 41 es relativamente lineal cuando la bobina es mucho más larga que el entrehierro. La curva no tiene meseta pero decae gradualmente ya que el campo marginal fuera del entrehierro es mucho mayor que en el altavoz 1.



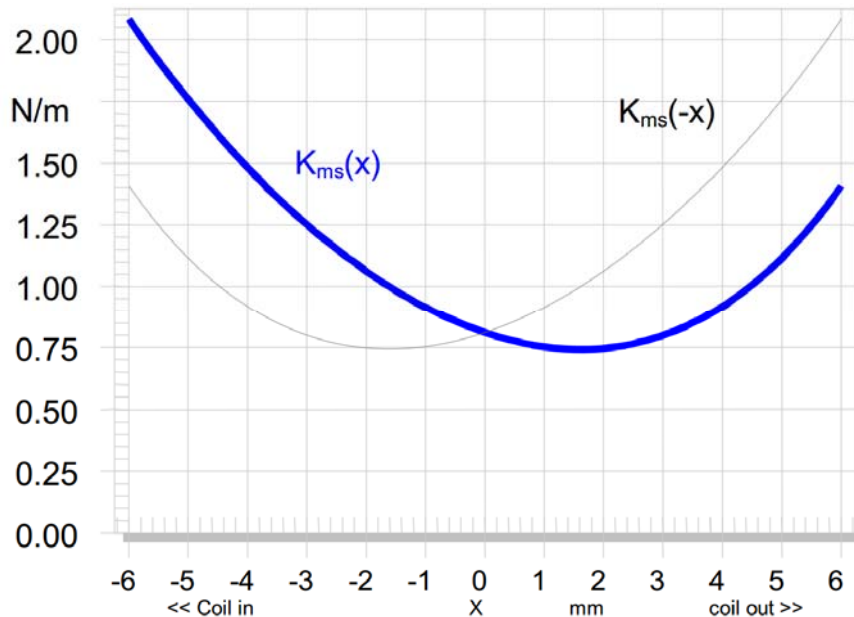


Imagen 42. Rigidez  $K_{ms}(x)$  versus desplazamiento  $x$  del altavoz 2 (la curva fina muestra la característica  $K_{ms}(x)$  invertida)

La curva de la rigidez de la Imagen 42 tiene una asimetría pronunciada. Esto es debido a la araña, ya que se ha obtenido una curva similar en una segunda medición donde se ha quitado el 80% del material de la suspensión.

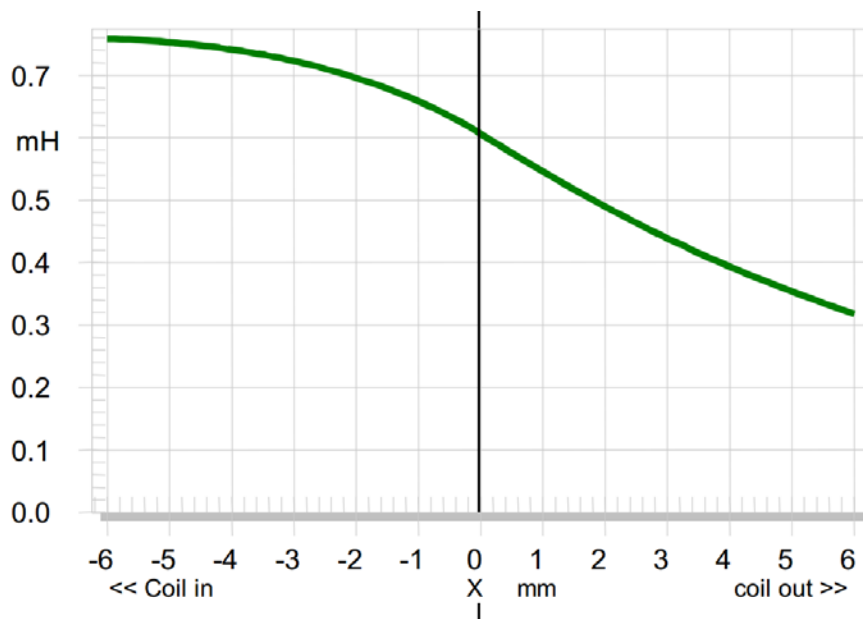


Imagen 43. Inductancia  $L_e(x)$  versus desplazamiento  $x$  del altavoz 2.

La inductancia  $L_e(x)$  es también asimétrica y aumenta para excursiones negativas de la bobina hacia la placa trasera del altavoz. Esto es típico en motores sin ningún tipo de material que haga de cortocircuito magnético. Mientras que la inductancia  $L_e(x)$  respecto al desplazamiento varía un 100%, la inductancia  $L_i(x)$  respecto a la corriente  $i$ , en la Imagen 44 varía sólo un 10%.

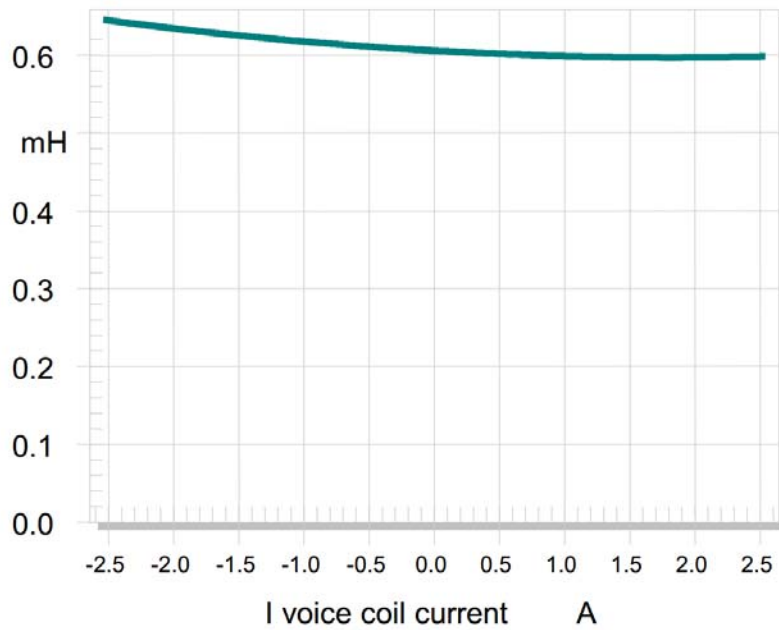


Imagen 44. Inductancia  $L_e(i)$  versus corriente  $i$  del altavoz 2.

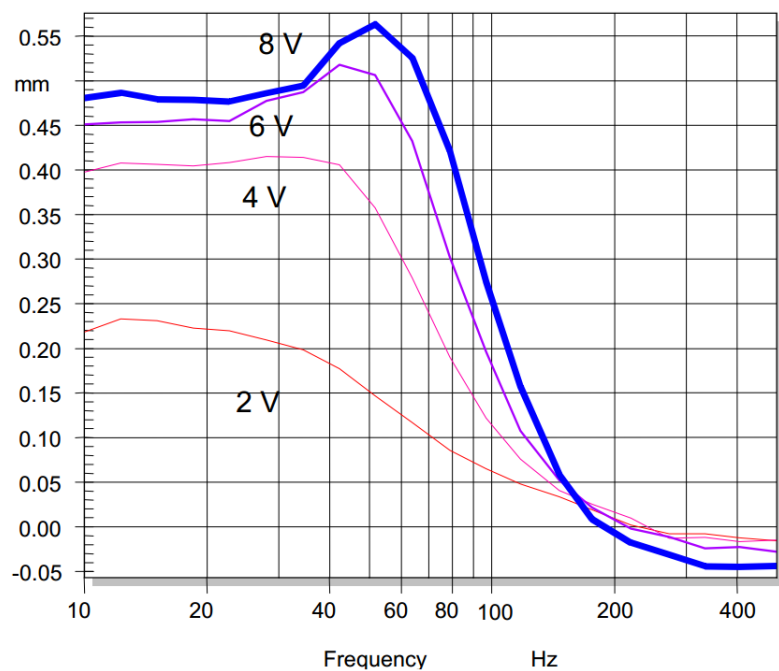


Imagen 45. Desplazamiento DC versus frecuencia medido a cuatro voltajes diferentes del altavoz 2.

El desplazamiento DC medido y mostrado en la Imagen 45 concuerda con las asimetrías encontradas en los parámetros no lineales. La rigidez asimétrica genera un desplazamiento que es máximo en la frecuencia de resonancia, donde la amplitud de la corriente es mínima y las otras no linealidades contribuyen en menor medida a la componente DC. A frecuencias altas la asimetría de la rigidez no puede producir una componente DC significativa ya que el desplazamiento es corto. Sólo la fuerza de reluctancia genera un desplazamiento DC corto en este rango de frecuencias y mueve la bobina en dirección negativa donde la inductancia  $L_e(x)$  incrementa.

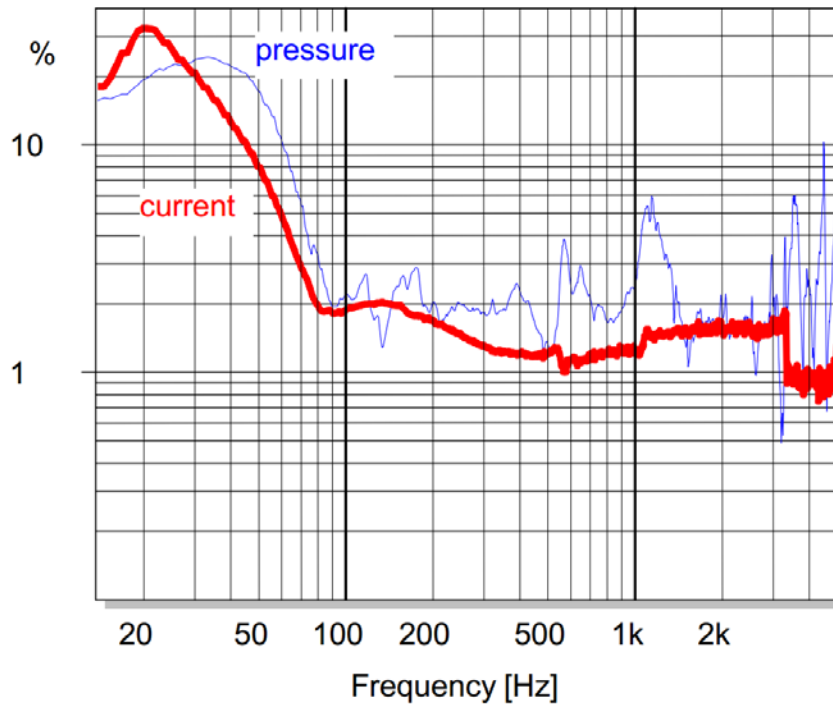


Imagen 46. Distorsión armónica total equivalente en la entrada (*ETHD*) medida en la presión sonora de la salida (línea fina) y la corriente de la bobina (línea gruesa) del altavoz 2.

La Imagen 46 compara la distorsión armónica encontrada en la corriente de entrada y en la presión sonora de la salida. En la frecuencia de resonancia y por debajo de ella, la mayoría de la distorsión armónica encontrada en la corriente y en la presión sonora es causada por el sistema de sujeción no lineal. Para frecuencias superiores a 80 Hz la inductancia no lineal  $L_e(i)$  de la Imagen 44 genera entre un 1 y un 2% de distorsión en la corriente de entrada. La distorsión medida en la respuesta de la presión sonora muestra las contribuciones de otras no linealidades dependientes del desplazamiento ( $Bl(x)$ ,  $L_e(x)$  y  $K_{ms}(x)$ ) por debajo de 1000 Hz e interferencias de las vibraciones no lineales del diafragma a altas frecuencias.

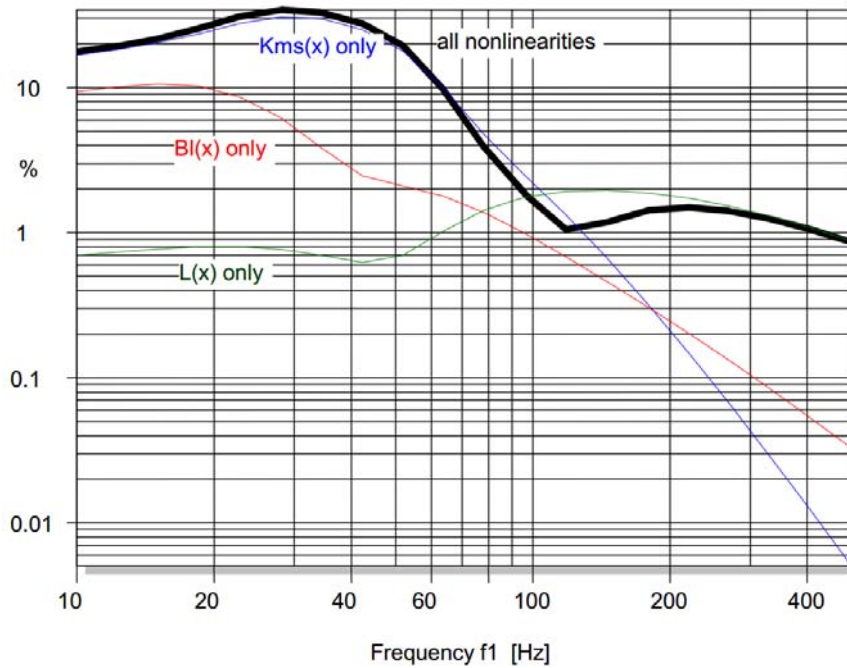


Imagen 47. Distorsión armónica total equivalente en la entrada predicha usando todas las no linealidades (línea sólida) y en la presión sonora de la salida (línea fina) y en la corriente de la bobina (curva gruesa) del altavoz 2.

Los parámetros no lineales identificados permiten investigar la contribución de cada no linealidad en detalle. La Imagen 47 muestra que la rigidez  $K_{ms}(x)$  es la causa dominante para la *ETHD*. El factor de fuerza  $BI(x)$  produce sólo un 10% de distorsión y la inductancia  $L_e(x)$  produce entre un 1 y un 2%

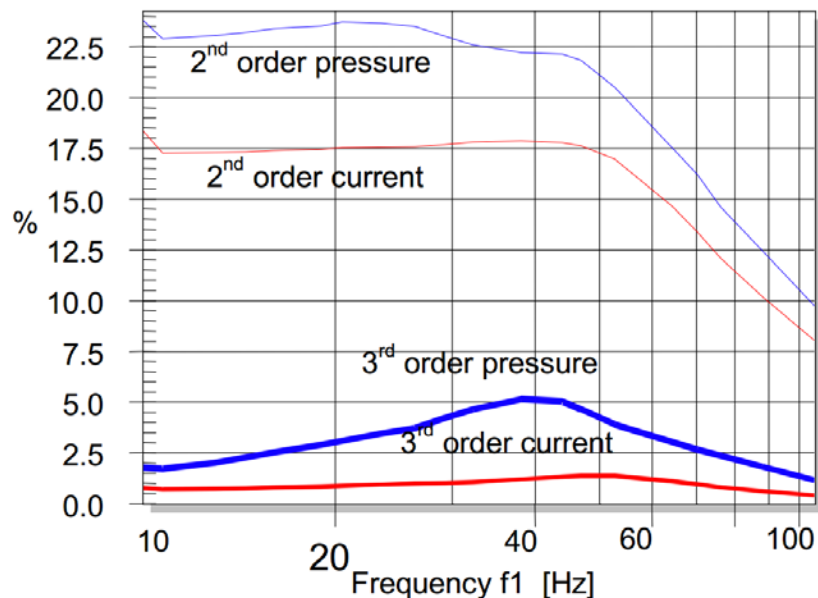


Imagen 48. Distorsión por intermodulación de segundo y tercer orden medida en la corriente de la bobina y en la presión sonora de la salida del altavoz 2 (tono bajo variable  $f_2$  500 Hz).

La Imagen 48 revela una alta intermodulación de segundo orden  $IMD_2 \approx 20\%$ . Esto es debido a la no linealidad  $L_e(x)$  ya que se encuentran casi los mismos valores en las señales de corriente y presión y no hay ningún valle en la frecuencia de resonancia  $f_s$ . Debido a la forma

asimétrica de  $L_e(x)$  la componente de segundo orden  $IMD_2$  es mucho mayor que la componente de tercer orden  $IMD_3$ .

### 7.3. Altavoz tres con modulación de flujo

El tercer altavoz mide 12" y esta destinado a aplicaciones automovilísticas. La Imagen 49 revela una característica  $Bl(x)$  muy simétrica la cual es casi constante para desplazamientos de hasta 15 mm.

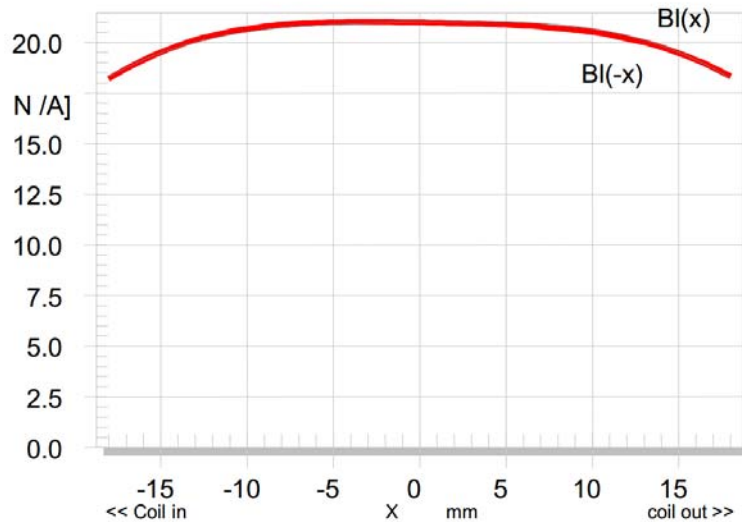


Imagen 49. Factor de fuerza  $Bl(x)$  versus desplazamiento del altavoz 3 (la curva fina muestra la característica  $Bl(x)$  invertida)

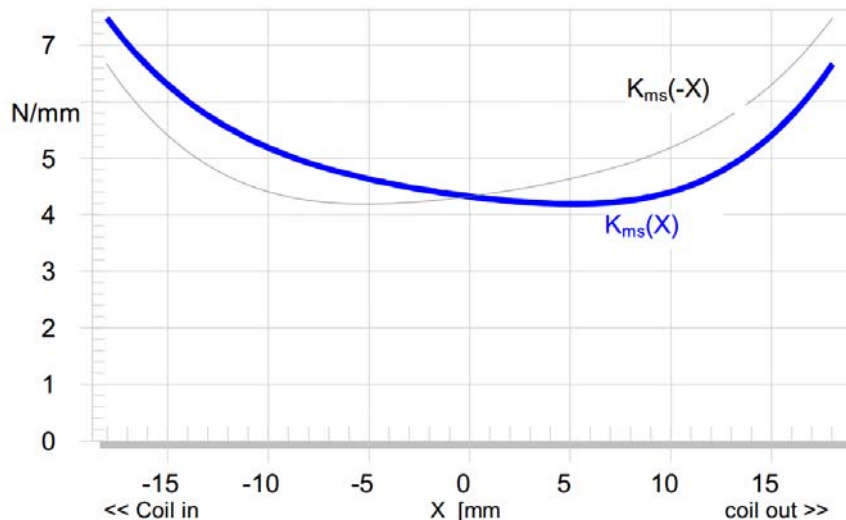


Imagen 50. La rigidez  $K_{ms}(x)$  versus desplazamiento  $x$  del altavoz 3 (la curva fina muestra la característica  $K_{ms}(x)$  invertida)

La rigidez  $K_{ms}(x)$  del sistema de sujeción mostrada en la Imagen 50 es también casi simétrica. La suspensión hecha de una goma gruesa causa una menor asimetría. Sin embargo, tanto la inductancia de la bobina como la corriente varían significativamente con el desplazamiento como se muestra en la Imagen 51 y 52 respectivamente.

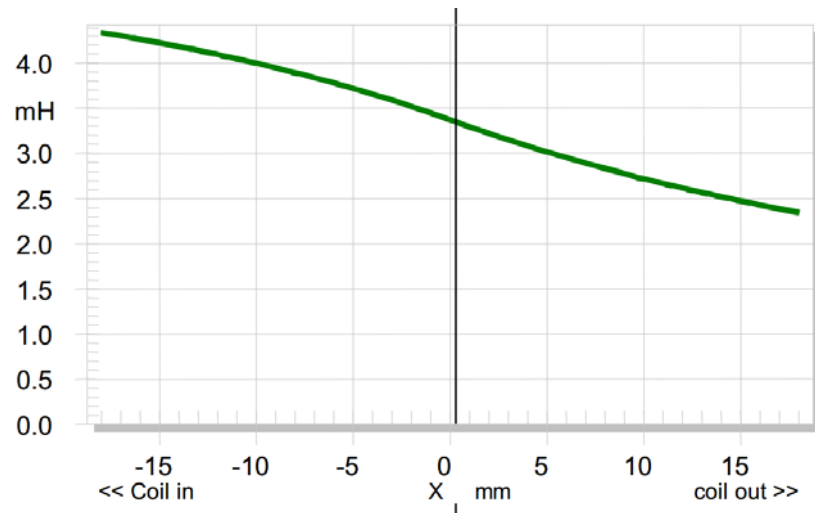


Imagen 51. Inductancia  $L_e(x)$  versus desplazamiento  $x$  del altavoz 3.

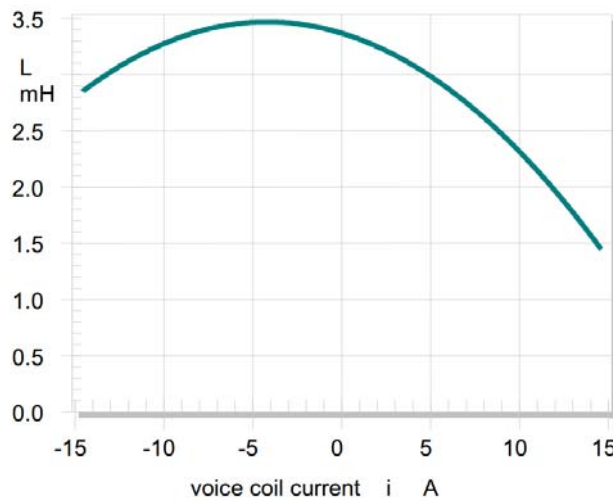


Imagen 52. Inductancia  $L_e(i)$  versus corriente  $i$  del altavoz 3.

La forma asimétrica es típica para motores sin material de cortocircuito magnético. La inductancia de 3,5 mH domina la impedancia eléctrica de entrada a altas frecuencias. Durante la medición de los parámetros de señales grandes (LSI) el valor pico de la corriente y del desplazamiento exceden los 15 A y 18 mm respectivamente, lo cual causa unas variaciones significantes en la impedancia eléctrica de la entrada a altas frecuencias. La característica  $L_e(x)$  es más asimétrica que la  $L_e(i)$ .

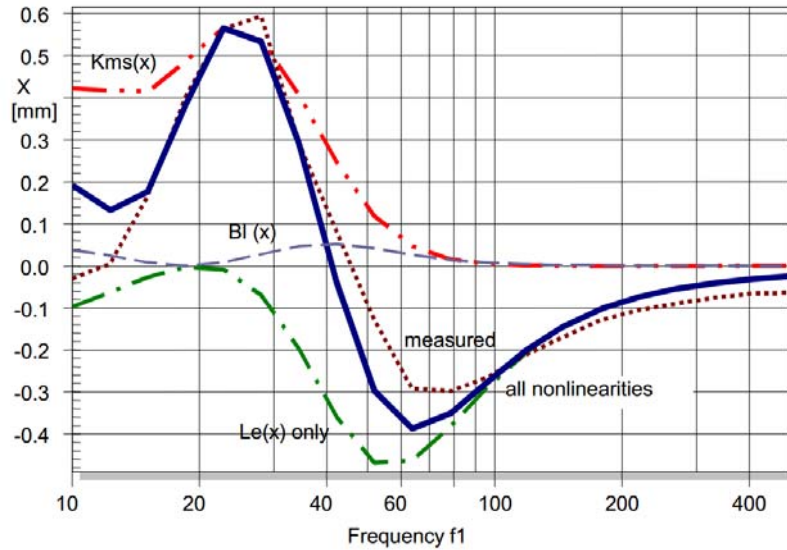


Imagen 53. Desplazamiento DC medido versus frecuencia (línea discontinua), desplazamiento DC predicho considerando todas las no linealidades (línea gruesa) y la contribución de cada no linealidad  $BI(x)$ ,  $K_{ms}(x)$  y  $L_e(x)$  del altavoz 3.

La Imagen 53 muestra la respuesta en frecuencia del desplazamiento DC medida por un sensor y la predicha usando parámetros para grandes señales en software de simulación (SIM) [25]). A la frecuencia de resonancia, 25 Hz, la componente DC positiva de 0,6 mm es causada por el sistema de sujeción, el cual es más suave para desplazamientos positivos que negativos como muestra la Imagen 50. La característica simétrica  $BI(x)$  casi no genera componente DC. Sin embargo, la inductancia asimétrica  $L_e(x)$  en la Imagen 51 genera una componente DC por debajo y encima de  $f_s$ . A muy bajas frecuencias, 10 Hz, la componente DC negativa de la inductancia reduce la parte DC positiva generada por el sistema de sujeción. A frecuencias más altas, 80 Hz, donde la corriente es mayor pero el desplazamiento es pequeño, la fuerza reluctante domina el total del desplazamiento DC. El punto inicial ( $X_{dc} = 0$ ) a 50 Hz no es generado por una asimetría  $BI(x)$  sino que es causado por una interacción de dos no linealidades asimétricas.

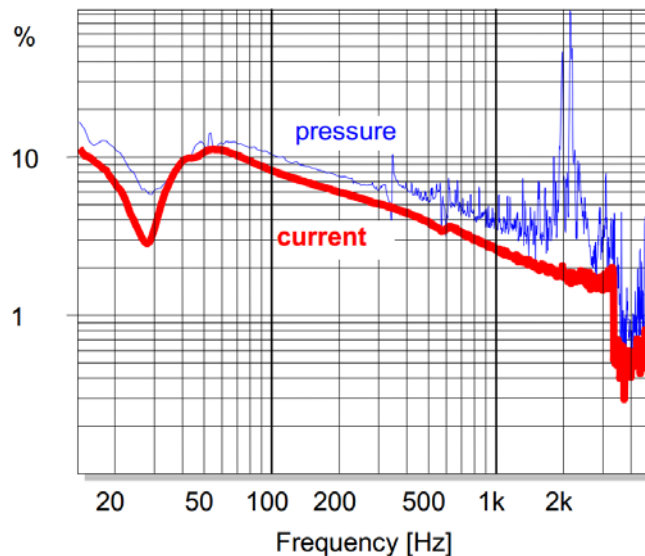


Imagen 54. Distorsión armónica total equivalente en la entrada (ETHD) medida en la presión sonora de la salida (línea fina) y en corriente de la bobina (línea gruesa) del altavoz 3.

La distorsión armónica total medida en la presión sonora de la salida y en la corriente de la entrada son representadas como distorsiones equivalentes en la entrada *ETHD* en la Imagen 54. La alta no linealidad de la inductancia  $L_e(i)$  genera una gran distorsión en la corriente de entrada (10% a 50 Hz) la cual domina la presión sonora en la salida. A 2 kHz el diafragma exhibe vibración no lineal, pero dicha frecuencia está fuera del rango de trabajo para un subwoofer destinado al automóvil.

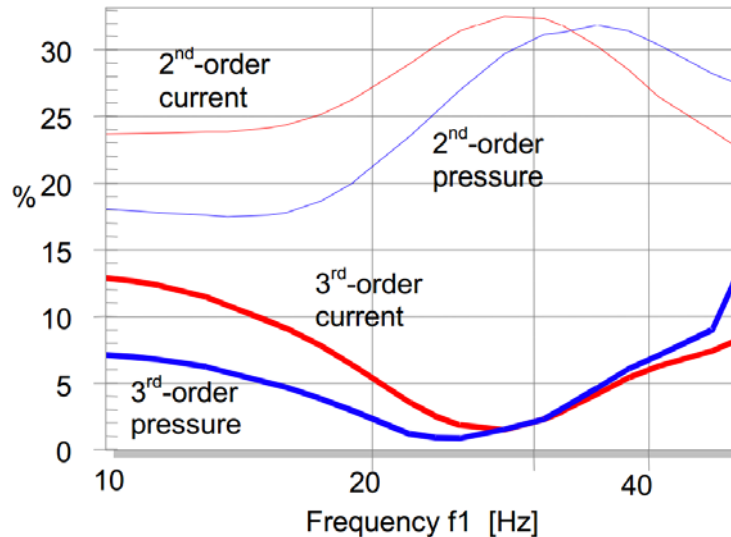


Imagen 55. Intermodulación *IMD* de segundo y tercer orden medidas en la corriente de la bobina y en la presión sonora de la salida del altavoz 3 (tono bajo variable,  $f_2=300$  Hz)

La intermodulación entre un tono grave de frecuencia variable  $f_1$  y un tono agudo  $f_2=300$  Hz se muestra en la Imagen 55. Al igual que en la distorsión armónica, la intermodulación en la corriente y en la presión sonora de la salida son del mismo orden de magnitud. Según la Tabla 3 este es un síntoma característico de ambas no linealidades inductivas  $L_e(x)$  y  $L_e(i)$ . La intermodulación de segundo orden  $IMD_2$  tiene un máximo en la frecuencia de resonancia el cual es típico para la no linealidad  $L_e(x)$  dependiente del desplazamiento. La distorsión de tercer orden  $IMD_3$  tiene un valle en la frecuencia de resonancia  $f_s$ , el cual es un síntoma característico de la no linealidad  $L_e(i)$ , ya que la corriente en este punto es mínima.

El tercer altavoz es un ejemplo de altavoz en el que se ha optimizado  $Bl(x)$  y  $K_{ms}(x)$  usando una bobina más larga para una mayor linealidad, diseñando cuidadosamente el camino magnético y empleando una araña doble. A pesar del esfuerzo en el desarrollo, peso y coste final del tercer altavoz, este produce grandes cantidades de distorsión en la salida debido al descuido de las no linealidades  $L_e(x)$  y  $L_e(i)$ . Aplicando algunas técnicas, como cortocircuitando el campo alterno, el tercer altavoz podría mejorar su desempeño significativamente.



## 8 CONCLUSIÓN

En los últimos 20 años se ha progresado significativamente en el entendimiento del comportamiento de las grandes señales en los altavoces.

Se han desarrollado modelos fiables de las no linealidades dependientes del desplazamiento y de la corriente en la suspensión y en el motor. Los parámetros no lineales  $Bl(x)$ ,  $L_e(x)$ ,  $K_{ms}(x)$  y  $L_e(i)$  se pueden medir dinámicamente en altavoces, auriculares, micro-altavoces y otros transductores con o sin recinto adicional. El análisis de elementos finitos (*FEA*) también pueden ser utilizados para simular aquellos parámetros procedentes de la geometría y del material del altavoz. El modelo de señales grandes y los parámetros identificados permiten la predicción numérica de los síntomas no lineales con gran precisión.

Esto nos lleva a un nuevo tipo de diagnóstico de altavoces:

- Los parámetros no lineales son fáciles de interpretar y revelan las causas físicas de forma casi directa.
- El efecto de cada no linealidad puede ser investigado por separado y las causas de la distorsión de las señales, inestabilidades, compresión y otros síntomas no lineales pueden ser detectados.
- Las opciones de diseño pueden ser fácilmente evaluadas y tanto el tamaño, peso, coste como desempeño del altavoz optimizado.

Los conocimientos adquiridos en la aplicación práctica y en la teoría aportan una nueva visión de las mediciones generales de la distorsión y muestran como realizar dichas mediciones de una forma más exhaustiva y fácil de entender y consumiendo menos tiempo. Los puntos más importantes son:

- Las mediciones de la distorsión no lineal deben ser realizadas a diferentes niveles de amplitud.
- Las mediciones de la distorsión armónica evalúan síntomas particulares del altavoz ( $HD_n$ ,  $THD$ ,  $EID$ ,  $ICHD$ , ...). Sin embargo, el uso de un único tono como estímulo no es suficiente para describir su comportamiento exhaustivamente y tampoco para identificar todas las no linealidades del altavoz.
- El estímulo debe de contener al menos dos tonos al mismo tiempo cuando se mide la distorsión por intermodulación, la cual es generada por la multiplicación de dos señales de estado diferentes (por ejemplo el desplazamiento y la corriente). La frecuencia de los tonos y de las técnicas de barrido son críticas para obtener resultados fáciles de explicar. Este artículo sugiere dos técnicas (haciendo un barrido del tono grave o del tono agudo mientras se mantiene al otro tono constante)
- El desplazamiento DC es un síntoma que aporta mucha información. Ofrece pistas para la identificación de causas particulares y estima la asimetría del motor y las no linealidades de la suspensión.
- La compresión de la amplitud de la fundamental y de las componentes de la distorsión son también síntomas de las no linealidades de los altavoces. Sin embargo, también ofrece información detallada de la causa física.
- El cálculo de la distorsión de entrada ( $EID$ ) es un forma muy útil de postprocesar la distorsión medida. Esta elimina la influencia del camino de la transferencia lineal (vibración mecánica, radiación, propagación, sala de medición, sensor) y simplifica la interpretación de las respuestas de la distorsión. De esta manera, las distorsiones medidas en el desplazamiento, en la corriente o en la presión sonora se pueden

comparar fácilmente. Esto ofrece unas pistas valiosas que ayudan a la separación de las no linealidades del motor y del diafragma.

- Las mediciones de la distorsión de la presión sonora en la salida deben ser realizadas cerca del altavoz donde la relación señal/ruido es alta. Después de calcular la distorsión de entrada equivalente, la distorsión se puede medir fácilmente en cualquier punto del campo medible usando la función de transferencia lineal medida a bajas amplitudes.
- La distorsión en la corriente de la entrada ofrece información importante sobre las no linealidades del motor.
- El factor cresta de la distorsión armónica (*ICHD*) describe la suavidad de la no linealidad. Este aprovecha la información de la fase de los armónicos de alto orden e indica la distorsión transitoria e impulsiva causada por los defectos del altavoz (*rub & buzz*) o una distorsión extremadamente dura.

Estas conclusiones nos llevan a un conjunto de mediciones objetivas que pueden ser realizadas en varios minutos. Estas mediciones ofrecen una imagen del comportamiento a grandes señales mucho más exhaustiva que una medición tradicional de la distorsión armónica. Los resultados pueden ser resumidos en un pequeño conjunto de datos los cuales son fáciles de interpretar, como se ha demostrado utilizando tres altavoces ejemplo. Las Tablas 1-5 ofrecen un corto resumen de las no linealidades dominantes y los síntomas característicos que podrían ser útiles para ser aplicados al trabajo diario.

## 9. REFERENCIAS

[1] A. J. M. Kaizer, "Modeling of the Nonlinear Response of an Electrodinamic Loudspeaker by a Volterra Series Expansion," J. Audio Eng. Soc., vol. 35, pp. 421-433 (1987 June).

[2] J. Vanderkooy, "A Model of Loudspeaker Driver Impedance Incorporating Eddy Currents in the Pole Structure," J. Audio Eng. Soc., Vol. 37, No. 3, pp. 119-128, March 1989.

[3] W. M. Leach, "Loudspeaker Voice-Coil Inductance Losses: Circuit Models, Parameter Estimation, and Effect on Frequency Response," J. Audio Eng. Soc., Vol. 50, No. 6, pp. 442-450, June 2002.

[4] J.R. Wright, "An Empirical Model for Loudspeaker Motor Impedance," 67 J. Audio Eng. Soc. Vol. 38, No. 10, pp. 749-754, October 1990.

[5] M. Dodd, et. al., "Voice Coil Impedance as a Function of Frequency and Displacement" presented at the 117th Convention of the Audio Eng. Soc. , 2004 October 28-31, San Francisco, CA, USA.

[6] A. Chaigne, "Influence of Material and Shape on Sound Reproduction by an Electrodinamic Loudspeaker," presented at the 118th Convention of the Audio Eng. Soc. , 2005 May 28-31, Barcelona, Spain, preprint 6420.

[7] O. Thomas, "Analyse et modelisation de vibrations non-lineaires de milieux minces elastiques," These of UPMC (Paris 6), (2001 October).

[8] J. Vanderkooy, "Nonlinearities in Loudspeaker Ports," presented at the 104th Convention of the Audio Eng. Soc., 1998 May 16 - 19, Amsterdam, NL, preprint 4748.

- [9] N.B. Roozen, "Reduction of Bass-Reflex Port Nonlinearities by Optimizing the Port Geometry," presented at the 104th Convention of the Audio Eng. Soc., 1998 May 16 – 19, Amsterdam, NL, preprint 4661.
- [10] P. Merkli, et. al., "Transition to turbulence in oscillating pipe flow," J. Fluid Mech. 68 (3), 567 – 575 (1975).
- [11] B. Zoltogorski, "Moving Boundary Condition and Non-Linear Propagation as the Sources of Non-Linear Distortion in Loudspeaker," presented at the 94th Convention of the Audio Eng. Soc., 1993 March 16-19, Berlin Germany, preprint 3510.
- [12] H. J. Butterweck, "About the Doppler Effect in Acoustic Radiation from Loudspeakers," *Acustica* Vol. 63, pp. 77 –79, (1987).
- [13] L. J. Black, "A Physical Analysis of Distortion produced by the Nonlinearity of the Medium," J. Acoust. Soc. Am. 1, 266 – 267 (1940).
- [14] W. Klippel, "Nonlinear Wave Propagation in Horns and Ducts," J. Acoust. Soc. Am. vol. 98, No. 1 , 431 – 438 (July 1995).
- [15] E. Czerwinski, "Air-Related Harmonic and Intermodulation Distortion in Large Sound Systems," J. Audio Eng. Soc., vol. 47, No. 6, pp. 427-446, June 1999.
- [16] W. Klippel, "Modeling the Nonlinearities in Horn Loudspeakers," J. Audio Eng. Society, vol. 44, pp. 470-480 (1996).
- [17] S. Temme, et. al., "Loose Particle Detection in Loudspeakers," presented at the 115th Convention of the Audio Eng. Soc., September 2003, preprint 5883.
- [18] W. Klippel, et. al. , "Loudspeaker Testing at the Production Line," presented at the 120th Convention of the Audio Eng. Soc., Paris (France), September 2006, May 20-23, preprint 6845. 68
- [19] "Sound System Equipment – Electroacoustical Transducers – Measurement of Large Signal Parameters," IEC Publication PAS 62458 © IEC:2006(E).
- [20] D. Clark, "Precision Measurement of Loudspeaker Parameters," J. Audio Eng. Soc. vol. 45, pp. 129 – 140, (1997 March).
- [21] R. H. Small, "Assessment of Nonlinearity in Loudspeakers Motors," in IREECON Int. Convention Digest (1979 Aug.), pp. 78-80.
- [22] W. Klippel, "Measurement of Large-Signal Parameters of Electrodynamical Transducer," presented at the 107th Convention of the Audio Engineering Society, New York, September 24-27, 1999, preprint 5008.
- [23] M. Knudsen, et. al., "Determination of Loudspeaker Driver parameters Using a System Identification Technique," J. Audio Eng. Soc. vol. 37, No. 9.
- [24] M.H. Knudsen et. al., "Low-Frequency Loudspeaker Models that Include Suspension Creep," J. Audio Eng. Soc., vol. 41, pp. 3-18, (Jan./Feb. 1993).

- [25] Specification of the KLIPPEL Analyzer System, Klippel GmbH, [www.klippel.de](http://www.klippel.de), 2005.
- [26] W. Klippel, "Prediction of Speaker Performance at High Amplitudes," presented at 111th Convention of the Audio Engineering Society, 2001 September 21–24, New York, NY, USA.
- [27] W. Klippel, "Speaker Auralization – Subjective Evaluation of Nonlinear Distortion," presented at the 110th Convention of the Audio Engineering Society, Amsterdam, May 12-15, 2001, preprint 5310, J. Audio Eng. Society, Vol. 49, No. 6, 2001 June, P. 526.
- [28] A. Voishvillo, "Graphing, Interpretation, and Comparison of Results of Loudspeaker Nonlinear Distortion Measurements," J. Audio Eng. Society, Volume 52, Number 4, pp. 332-357, April 2004.
- [29] A. Dobrucki, "Nontypical Effects in an Electrodynamical Loudspeaker with a Nonhomogeneous Magnetic Field in the Air Gap and Nonlinear Suspension," J. Audio Eng. Soc., vol. 42, pp. 565 - 576, (July./Aug. 1994).
- [30] J.W. Noris, "Nonlinear Dynamical Behavior of a Moving Voice Coil," presented at the 105th Convention of the Audio Engineering Society, San Francisco, September 26-29, 1998, preprint 4785.
- [31] "Sound System Equipment. Part 5: Loudspeakers," IEC Publication 60268-5.
- [32] S. F. Temme, "How to Graph Distortion Measurements, " presented at the 94th Convention of Audio Eng. Soc. , 1993 March 16-19, Berlin, preprint 3602. 69
- [33] W. Klippel, "Equivalent Input Distortion," J. Audio Eng. Society 52, No. 9 pp. 931-947 (2004 Sept.).
- [34] W. Klippel, „Measurement of Impulsive Distortion, Rub and Buzz and other Disturbances”, presented at the 114th Convention of the Audio Engineering Society, 2003 March 22–25, Amsterdam, The Netherlands, preprint # 5734.
- [35] D. Clark, "Amplitude Modulation Method for Measuring Linear Excursion of Loudspeakers," presented at the 89th Convention of the Audio Eng. Soc., J. Audio Eng. Soc. (Abstracts), vol. 38, p. 874 (1990 Nov. ), preprint 2986.
- [36] R. H. Small, "Measurement of Loudspeaker Amplitude Modulation Distortion," presented at the 114th Convention of the Audio Eng. Soc. in Amsterdam, March 22 – 25, 2003, preprint 5731.
- [37] W. Klippel, "Nonlinear Large-Signal Behavior of Electrodynamical Loudspeakers at Low Frequencies," J. Audio Eng. Soc. , vol. 40, pp. 483-496 (1992).
- [38] E. Czerwinski, et. al., "Multitone Testing of Sound System Components – Some Results and Conclusions, J. Audio Eng. Soc. vol. 49, pp. 1011 - 1048 (2001 Nov.).
- [39] W. Klippel, "Assessment of Voice-Coil Peak Displacement  $X_{max}$ ," J. Audio Eng. Society 51, vol. 5, pp. 307 - 323 (2003 May).