

Capítulo 3:

Diseño y simulación de estructuras mecánicas resonantes en tecnología de micromecanizado en volumen

De forma paralela al estudio realizado en tecnología superficial, en este capítulo se analiza la viabilidad de la tecnología de micromecanizado en volumen para la fabricación de estructuras para su futura aplicación en la detección de gases.

La tecnología en volumen no es una tecnología que se ha desarrollado basándose en una anterior ya disponible en el CNM, como en el caso de la tecnología en superficie, por tanto, se describe en su totalidad.

Para el desarrollo completo de una estructura micromecanizada hay que tener en cuenta principalmente cuatro aspectos. En primer lugar su diseño y modelización, en segundo su simulación, en tercero su fabricación y finalmente, su caracterización sin olvidar que, la tecnología que se desarrolla está íntimamente ligada a la funcionalidad del dispositivo. En nuestro caso, se diseñan estructuras tipo voladizo o puente resonante en tecnología micromecanizada en volumen con substratos tipo SOI (Silicon On Insulator) disponibles para su aplicación en la detección de gases. Para ello, sobre las estructuras mecánicas resonantes se depositará un polímero como capa sensible. El funcionamiento de las estructuras resonantes se basa en un cambio de frecuencia debido al cambio de masa que se produce en la absorción de gases por parte del polímero.

En este capítulo, nos centraremos en la descripción de la geometría y dimensiones de las estructuras mecánicas, así como de su modelización y simulación obteniendo las primeras conclusiones. Para ello, en primer lugar se hace una breve introducción al funcionamiento de los resonadores y las ecuaciones que rigen su comportamiento. En segundo lugar, se describen los principios de actuación y de detección en los que se basan las estructuras que se van a desarrollar para concluir con las geometrías que se han diseñado. Por último y una vez definidas las geometrías y dimensiones se realizan las simulaciones para obtener una predicción del comportamiento de las estructuras.

3.1. - Introducción al principio de funcionamiento de los resonadores

Uno de los principales objetivos que se persiguen, en este apartado, consiste en entender el comportamiento mecánico de las estructuras ya que es esencial para el diseño adecuado de las geometrías.

Dentro del campo de la ingeniería, la estática y la dinámica constituyen disciplinas básicas, ya que tratan principalmente con las fuerzas y los movimientos asociados con las partículas y los cuerpos rígidos. En la mecánica de materiales se examinan los esfuerzos y deformaciones dentro de los cuerpos reales, es decir, cuerpos con dimensiones finitas que se deforman bajo la aplicación de una carga. Para determinar los esfuerzos y deformaciones se utilizan las propiedades físicas de los materiales así como los conceptos teóricos y las leyes que los rigen. A partir de los diagramas de esfuerzo (σ) – deformación (ε), se pueden conocer las limitaciones y el comportamiento mecánico de los materiales cuando están sometidos a cargas en tensión o compresión. Este comportamiento puede llegar a ser bastante complicado pero se puede idealizar con objeto de simplificar la solución de los problemas. La adecuación de cualquier idealización dependerá de cada caso particular y algunos de estos comportamientos se pueden representar gráficamente en la siguiente figura 3.1.

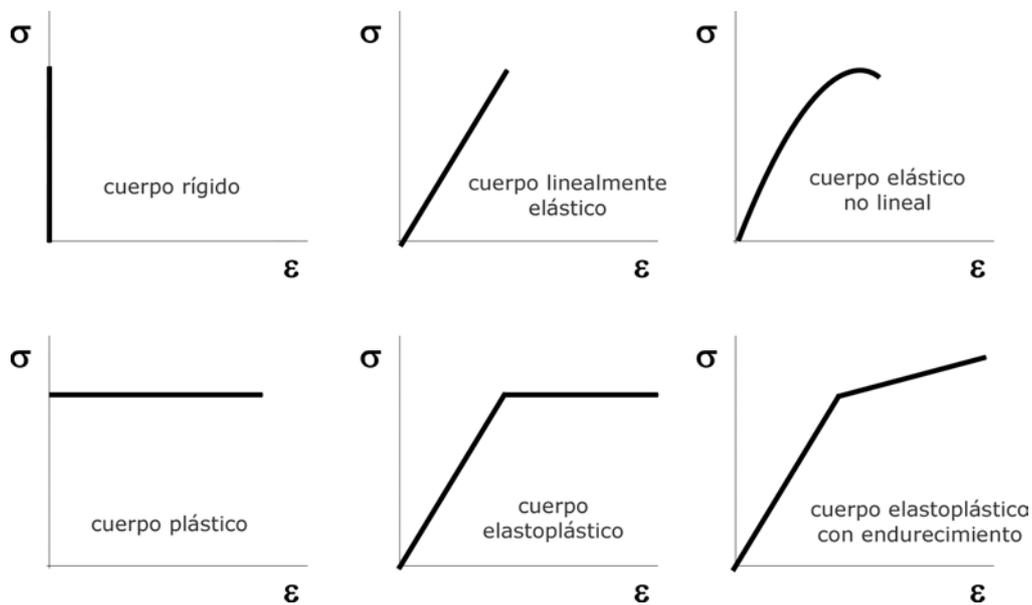


Figura 3.1: Diagramas de esfuerzo–deformación para los modelos de comportamiento de materiales ideales [187]

Es decir que, a través de estos diagramas se puede predecir el comportamiento de cualquier material en cualquier condición de carga. Esta relación entre esfuerzo y deformación determina el módulo de elasticidad del material según la ley de Hook: $\sigma = E \varepsilon$. Lo curioso es que, distintos materiales tienen comportamientos similares aún cuando sus estructuras físicas sean diferentes. Todos los materiales sufren en mayor o menor grado deformaciones reversibles o irreversibles, se degradan y se rompen como consecuencia de estar sometidos a cargas de tipo externo [185]. Pero las cargas externas no son las únicas fuentes de esfuerzos y deformaciones en una estructura. Los cambios de temperatura, por ejemplo, producen dilatación o contracción del material y generan deformaciones y esfuerzos térmicos. Por tanto, cuando una estructura está sometida a una carga se deforma y en algunos casos toma una forma curva, llamada curva de deflexión. El cálculo de las deflexiones es una parte importante del diseño, del análisis estructural y del análisis dinámico. Estas deflexiones se calculan para comprobar si están dentro de los límites permitidos o tolerables. Para calcular las deflexiones en las estructuras se utilizan las ecuaciones diferenciales de la curva de deflexión. Es decir, en función de la geometría, del tipo de tecnología y del tipo de aplicación los límites permitidos se tienen que calcular para cada caso particular.

En el caso de fabricar estructuras con tecnología de micromecanización en superficie y actuación electrostática (ver capítulo 2), estas estructuras tienen un gap que puede ser de una micra de grosor y por tanto, el máximo desplazamiento perpendicular permitido para este tipo de estructuras está estimado en un tercio del gap [184]. Este límite evita el colapso de las estructuras con el substrato. En las estructuras que se han fabricado en tecnología de micromecanizado en volumen, dado que son estructuras definidas de forma tridimensional por el grabado anisotrópico de la cara dorso de las obleas, en primera aproximación, no existe limitación en los desplazamientos que se producen en la deflexión de las mismas siempre que el desplazamiento sea perpendicular a la superficie, ya que si el

desplazamiento fuera en sentido lateral, estaríamos en una situación semejante a las estructuras fabricadas en tecnología superficial

El caso particular y concreto que se introduce consiste en definir las ecuaciones que rigen el comportamiento de una estructura mecánica resonante con geometría tipo voladizo o puente. La geometría, las propiedades de los materiales (por ejemplo, el módulo de Young) o el amortiguamiento, influyen en las propiedades de la estructura mecánica. Por tanto, las características de la resonancia, como la frecuencia de resonancia, la amplitud de la vibración, la fase y el factor de calidad, están directamente afectados por fuerzas o cargas aplicadas, masas que se añaden, cambios en la geometría del resonador y cambios en las propiedades de los materiales, ya que dichos cambios implican cambios en la rigidez o en el amortiguamiento.

Como ejemplo de estructura mecánica resonante, se considera una viga de longitud "L", anchura "b", grosor "h" bajo una carga "F" aplicada, cuyas coordenadas x, y, z se muestran en la figura 3.2. Se considera que las deflexiones transversales $v(x, y, t) = v(x, t)$ sólo varían a lo largo de la dirección "x" de la viga y que la amplitud máxima de vibración es pequeña comparada con el grosor de la estructura o viga.

Si suponemos una viga de anchura mucho mayor que el grosor de la misma, el módulo de Young equivalente \hat{E} [151] viene dado por la expresión [3.1.i]:

$$\hat{E} = \frac{E}{1 - \mu^2}$$

[3.1.i]

donde " μ " es el módulo de Poisson y "E" es el módulo de Young del material de la viga

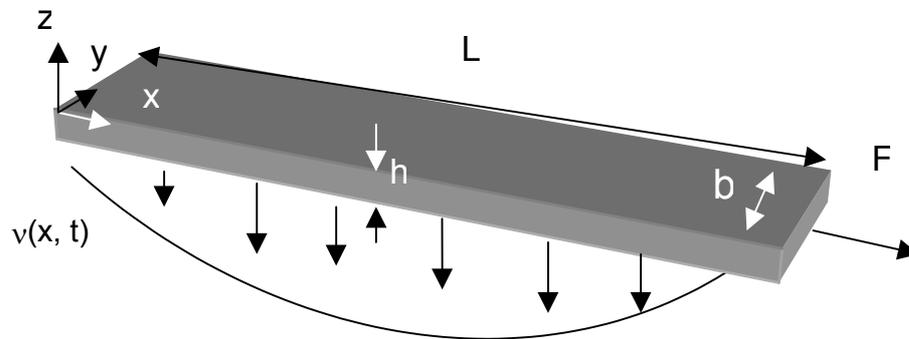


Figura 3.2: Dibujo esquemático de una viga resonante bajo la acción de una carga axial "F" aplicada

Para el caso en que $F = 0$, la ecuación del movimiento viene dada por las deflexiones libres transversales $v(x, t)$ de la viga y se expresa matemáticamente a través de la ecuación diferencial de Euler-Bernoulli [3.1.ii].

$$\hat{E} I \frac{\partial^4 v(x, t)}{\partial x^4} + \rho h b \frac{\partial^2 v(x, t)}{\partial t^2} = 0 \quad [3.1.ii]$$

donde " \hat{E} " es el módulo de Young equivalente, " ρ " es la densidad del material de la viga, " hb " es la sección transversal de la viga e " I " es el momento de inercia. Para el caso de una viga uniforme de sección rectangular el momento de inercia " I " de la sección viene dado por:

$$I = \frac{1}{12} b h^3 \quad [3.1.iii]$$

En este caso, se resuelve el problema ideal y por tanto el amortiguamiento, fuerzas y términos no lineales se desprecian, de forma que mediante la

resolución de la ecuación diferencial [3.1.ii] se obtiene la expresión matemática de la frecuencia de resonancia de las estructuras mecánicas en función de los parámetros geométricos y de las propiedades mecánicas de los materiales.

Se propone como solución la separación de variables espacio - tiempo y como la dependencia temporal de las deflexiones $v(x, t)$ es armónica, se puede expresar de forma matemática a través de la ecuación [3.1.iv].

$$v(x, t) = v(x) T(w) e^{iwt} \quad (3.1.iv)$$

donde $T(w)$ es la amplitud de vibración de la solución armónica pueden ser calculados analíticamente. La solución de la ecuación diferencial homogénea ecuación [3.1.ii] de cuarto orden de magnitud viene dada por la suma de cuatro soluciones linealmente independientes:

$$v(x) = C_1 \cos\left(\frac{\lambda}{L} x\right) + C_2 \operatorname{sen}\left(\frac{\lambda}{L} x\right) + C_3 \cosh\left(\frac{\lambda}{L} x\right) + C_4 \operatorname{senh}\left(\frac{\lambda}{L} x\right) \quad [3.1.v]$$

dónde las constantes " C_1 ", " C_2 ", " C_3 " y " C_4 " vienen definidas por las condiciones de contorno y las dimensiones del parámetro " λ " vienen definidas por la expresión [3.1.v]:

$$\left(\frac{\lambda}{L}\right)^4 = \frac{\rho h b}{\hat{E} I} w^2 \quad [3.1.vi]$$

Aplicando las condiciones de contorno según la viga sea un voladizo, en el que sólo uno de sus lados está fijo ($\cos \lambda \cosh \lambda = -1$) o un puente, en el que ambos extremos están fijos ($\cos \lambda \cosh \lambda = 1$), se puede determinar la frecuencia natural de oscilación de una viga según la ecuación [3.1.vi]

$$w_n = \frac{\lambda_n^2 h}{\sqrt{12} L^2} \sqrt{\frac{E}{\rho(1 - \mu^2)}}$$

[3.1.vii]

la constante “ λ_n ” toma distintos valores para primer, segundo o tercer modos de vibración y estos valores cambian según que la estructura sea una viga tipo voladizo o tipo puente. Los valores de esta constante quedan resumidos en la siguiente tabla 3.1 [186]:

modo de vibración	viga tipo voladizo	viga tipo puente
modo 1	1,88	4,73
modo 2	4,69	7,85
modo 3	7,86	11,0

Tabla 3.1: Valores de la constante “ λ_n ” [186] según el modo de vibración y según el tipo de estructura: voladizo o puente

3.1.1. – Efectos de la temperatura

Como ya se ha introducido, las cargas externas no son las únicas fuentes de esfuerzos y deformaciones en una estructura. Los cambios de temperatura también generan deformaciones y esfuerzos térmicos debido a que un aumento o disminución de temperatura produce la dilatación o contracción del material y por tanto, las estructuras se estresan y se deforman. Por ejemplo, estos cambios de temperatura pueden producir cambios en las longitudes de las barras y deflexiones laterales en las vigas [187].

Los efectos que un cambio uniforme de temperatura dan lugar a que una barra con un extremo libre incremente su longitud en δ_t .

$$\delta_t = K(\Delta T)L$$

[3.1.1.i]

En esta ecuación "K" es el coeficiente de dilatación térmica, " ΔT " es el incremento uniforme de temperatura y "L" es la longitud de la barra.

El comportamiento de la barra es muy diferente si el aumento de temperatura no es constante según su grosor "h". En nuestro caso se supone que, en las estructuras diseñadas en tecnología en volumen, se aplica una potencia en la zona superficial donde están definidas las resistencias actuadoras mientras el resto queda a una temperatura ambiente. Esta forma de actuación produce un gradiente de temperatura no sólo sobre la superficie sino también en la sección de la estructura. Si se considera una viga AB, según se ilustra en la figura 3.3.

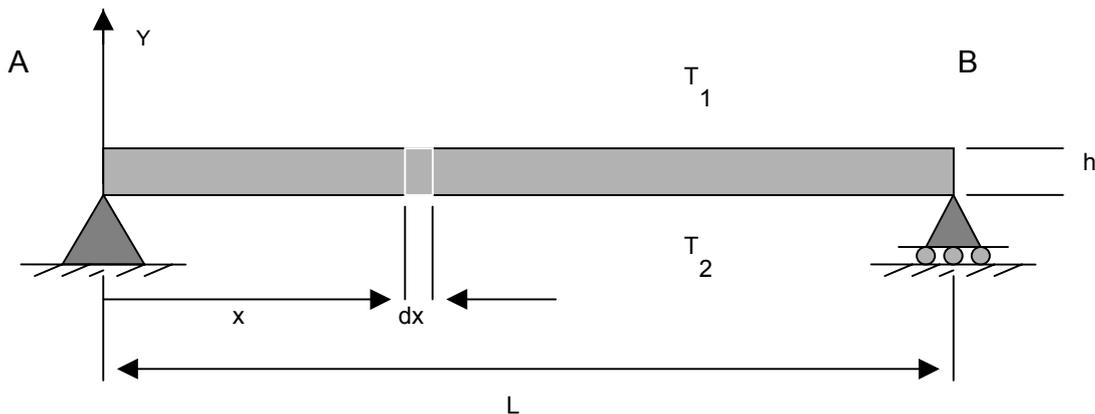


Figura 3.3: Dibujo esquemático de los efectos de temperatura en una viga

Se supone inicialmente a una temperatura T_0 y se incrementa su temperatura a T_1 y T_2 para las caras anterior y posterior respectivamente. Si la variación de temperatura es lineal, se obtendrá una temperatura promedio a la mitad del grosor de la viga. Por tanto, cualquier diferencia entre la temperatura inicial y la temperatura promedio ocasiona un cambio de longitud de la viga y que viene dado según la expresión (3.1.viii)

$$\delta_T = K(T_{prom} - T_0)L = K\left(\frac{T_1 + T_2}{2} - T_0\right)L$$

[3.1.1.ii]

Además el diferencial del incremento de temperatura ($T_2 - T_1$) produce una curvatura del eje de la viga con las deflexiones laterales. Para investigar la deflexión debida a un diferencial de temperatura, los cambios de longitud del elemento en la parte inferior y superior son, $K(T_2 - T_0) dx$ y $K(T_1 - T_0) dx$ respectivamente. Si T_2 es mayor que T_1 , los lados del elemento diferencial girarán uno respecto del otro un ángulo "dθ" (ver figura 3.4).

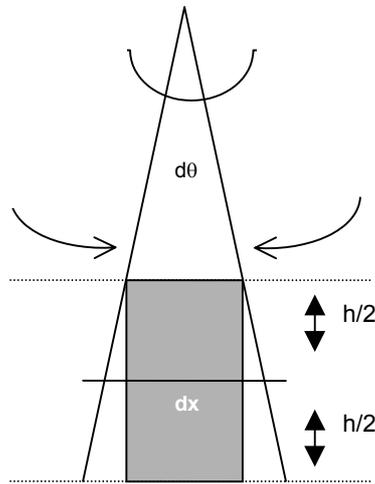


Figura 3.4: Esquema de la sección del elemento diferencial y el ángulo de giro

En función de la relación del ángulo respecto de los cambios dimensionales se obtiene la curvatura de la curva de deflexión según la ecuación y escribir la ecuación diferencial de la deflexión (3.1.ix).

$$\frac{d\theta}{dx} = K \frac{T_2 - T_1}{h} = \frac{d^2v}{dx^2}$$

[3.1.1.iii]

En función del signo del incremento de temperatura se toma como convenio que si es positivo la viga flexiona con la concavidad hacia arriba, mientras

que si es negativo, la viga flexionará con la concavidad hacia abajo. Integrando la ecuación de las deflexiones, con las condiciones de contorno que corresponda se puede obtener las pendientes y desplazamientos a lo largo de la viga.

En conclusión, si la viga puede cambiar la longitud y flexionarse libremente no habrá esfuerzos asociados con los cambios de temperatura. Sin embargo, si la viga tiene alguno de sus movimientos restringidos, como dilataciones longitudinales o deflexiones laterales, o si los cambios de temperatura son no lineales, se desarrollan esfuerzos internos consecuencia de la temperatura.

En el caso concreto de las estructuras tipo voladizo que se van a diseñar y fabricar, no existe el término de esfuerzo asociado a la temperatura por tratarse de una estructura con uno de sus extremos libres y por tanto, esta geometría permite la dilatación del material de forma libre. Mientras que, en el caso de las estructuras tipo puente, al tratarse de estructuras cuyos extremos están fijos, puede suceder que en función de la temperatura que alcance la estructura, aparezca un término adicional de desplazamiento debido al estrés interno que está originado por el impedimento que tiene la estructura de dilatarse en sentido longitudinal. En esta situación, este tipo de geometría tendría tendencia a curvarse y por tanto, a estresarse consecuencia del efecto de la temperatura.

3.1.2. – Efectos del estrés

El estrés mecánico, en las estructuras, o es intrínseco a los materiales o se genera durante el proceso de fabricación. Normalmente la aparición de estrés mecánico en los materiales produce que las estructuras se doblen o se deformen.

En los últimos años, la mayoría de los investigadores utilizan la teoría de la mecánica de materiales como fundamental para los estudios que realizan. En estas teorías desarrolladas se consideran los diferentes efectos en las microestructuras que tienen la longitud y grosor pero sin embargo, se desprecian los efectos de la anchura siempre que se cumpla la condición de tener estructuras mucho mayores en longitud que en anchura [188]. Timoshenko considera estructuras sobre las que se depositan otras capas de otros materiales, se produce estrés en función del grosor de la capa depositada y establece una expresión de la deflexión de la curvatura que produce despreciándose los efectos de la anchura. Con estas aproximaciones las estructuras tridimensionales se simplifican y se convierten en estructuras bidimensionales cuya deflexión depende exclusivamente de la longitud de la estructura.

Para analizar en detalle el comportamiento mecánico de las estructuras y mejorar el diseño, la anchura de las estructuras no puede ser despreciada. Estructuras que se diseñan con anchura semejante a la longitud, tras el proceso de fabricación, pueden obtener estructuras curvadas cuyos efectos en la respuesta dinámica se estudian a continuación.

Principalmente, se diseñan estructuras tipo voladizo y tipo puente. En las estructuras tipo voladizo y en aquellas estructuras que cumplan la condición de que su longitud sea mucho mayor que la anchura $L \gg b$, el gradiente de estrés que puede aparecer tras el proceso de fabricación, no influye directamente en la respuesta dinámica de la estructura. Como ya se ha dicho, el gradiente de estrés se manifiesta de forma visible en las estructuras tipo voladizo. Es el causante de que los extremos libres de las estructuras se curven hacia arriba o hacia abajo dependiendo del signo del gradiente. En las figuras 3.5.a y b se muestra un esquema del efecto del gradiente de estrés sobre una estructura tipo voladizo.

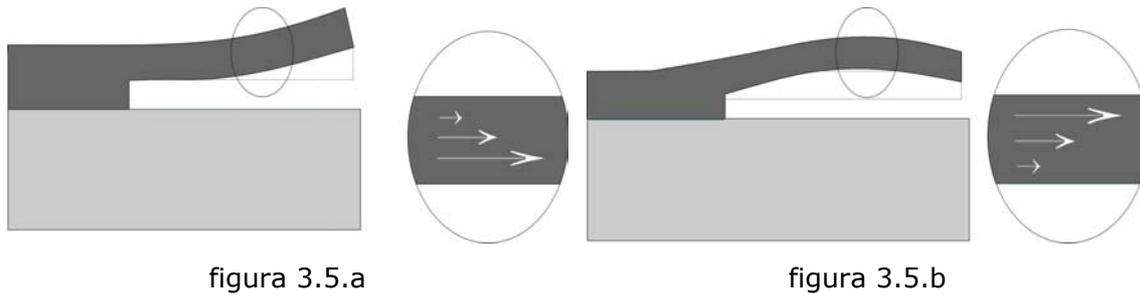


figura 3.5.a

figura 3.5.b

Figura 3.5.a: Esquema del efecto del gradiente de estrés positivo sobre una estructura tipo voladizo **(b)** Esquema del efecto del gradiente de estrés negativo sobre una estructura tipo voladizo

Sin embargo, en aquellas estructuras cuya geometría, anchura y longitud, tienen valores comparables no se deben despreciar los efectos de la anchura en la respuesta dinámica de las mismas, dónde frecuencia y factor de calidad podrían verse afectados. Si queremos analizar de forma cualitativa este efecto, estas estructuras de anchura comparable con la longitud, se pueden subdividir en un número finito de pequeños voladizos en los que se cumpla la aproximación $b \ll L$. Cuando durante el proceso de fabricación se producen variaciones que afectan en la distribución de la masa de los voladizos infinitesimales, esta distribución no homogénea de la masa de la estructura puede provocar que la estructura se curve y puede afectar al movimiento de la estructura en resonancia y por tanto, al comportamiento mecánico esperado para la geometría diseñada.

En estructuras con geometría tipo puente, al tener ambos extremos sujetos, el efecto del estrés se pone de manifiesto deformando la estructura, bien curvándola o bien tensándola. El estrés axial se hace visible en las estructuras tipo puente, deforma las estructuras a partir de una longitud crítica y su análisis es crucial para evaluar la posibilidad de fabricar estructuras tipo puente sin estrés. El estrés axial compresivo curvará las estructuras mientras que el tensil tensa las estructuras reduciendo su

elasticidad. En las figuras 3.6.a y b se muestran un esquema del estrés axial tensil y compresivo para una estructura tipo puente.

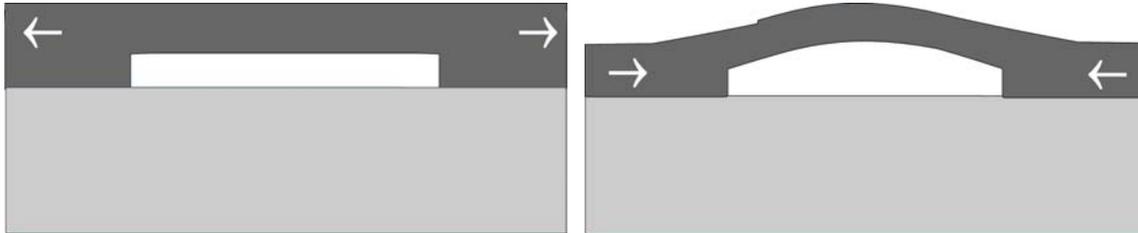


figura 3.6.a

figura 3.6.b

Figura 3.6.a: Esquema del efecto del estrés axial tensil en una estructura tipo puente **(b)** Esquema del efecto del estrés axial compresivo en una estructura tipo puente

Este estrés tiene directa influencia en la frecuencia de resonancia dado que afecta a la rigidez de la estructura y cuyo análisis matemático se realiza a continuación. Partiendo de la ecuación diferencial para obtener la deflexión en el caso de una estructura tipo puente y que venía dada por la expresión [3.1.ii]. Esta ecuación puede ampliarse en el caso de que la estructura tipo puente esté sometida a los efectos de estrés axial y viene dada por la expresión 3.1.2.i:

$$\hat{E}I \frac{\partial^4 v(x,t)}{\partial x^4} + \rho h b \frac{\partial^2 v(x,t)}{\partial t^2} - \sigma h b \frac{\partial^2 v(x,t)}{\partial x^2} = 0$$

[3.1.2.i]

dónde $v(x, t)$ son las deflexiones espacio-temporales de la sección transversal de la estructura, " \hat{E} " es el módulo de Young equivalente, " I " es el momento de inercia de la sección de la estructura, " hb " es la sección, " σ " es el esfuerzo y " ρ " es la densidad. Esta ecuación diferencial con sus condiciones de contorno se resuelve por separación de variables [186]. En primera aproximación, la frecuencia de resonancia como función del estrés

axial para pequeños valores de estrés axial comparado con los valores de rigidez de la estructura se obtiene,

$$f_{\text{puente}} = f_0 \sqrt{1 + \frac{\sigma}{\sigma_b}}$$

[3.1.2.ii]

donde "f₀" es la frecuencia natural del puente, "σ_b" es el estrés de deformación asociado a las dimensiones y propiedades de los materiales y viene dada por la expresión [3.1.2.iii]:

$$\sigma_b = \frac{\pi^2 \hat{E} h}{3L^2}$$

[3.1.2.iii]

Se puede representar de forma gráfica, ver figura 3.7, la dependencia de la frecuencia de resonancia en función del estrés axial en las estructuras tipo puente.

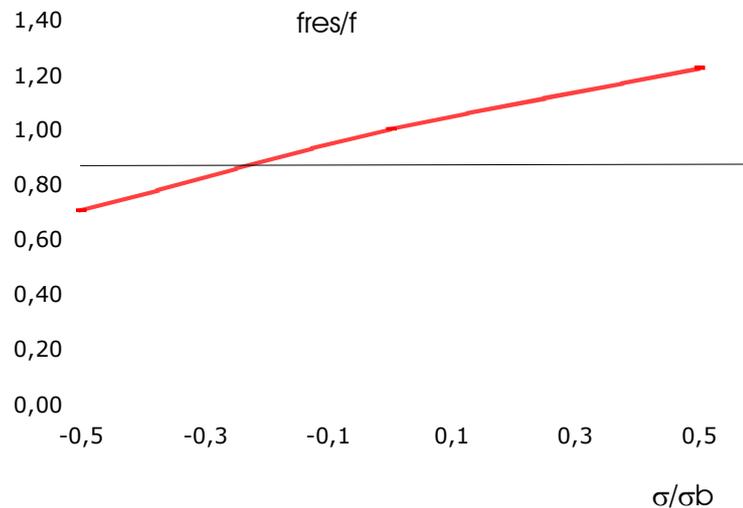


Figura 3.7: Dependencia de la frecuencia de resonancia en función del estrés axial en las estructuras tipo puente

La figura 3.7 representa la frecuencia normalizada y se puede deducir el efecto del estrés en función de que este efecto axial de estrés sea tensil (positivo) o compresivo (negativo). De modo que si la estructura tiene un estrés de tipo tensil aumenta la frecuencia de resonancia puesto que es más rígida la estructura y si el estrés es de tipo compresivo disminuye la frecuencia de resonancia.

La presencia del estrés no limita ni compromete en la decisión de qué estructuras es posible fabricar sino que su presencia disminuye la flexibilidad de las estructuras, repercutiendo en muchas ocasiones en la sensibilidad de los dispositivos y por tanto, es un efecto que hay que intentar evitar.

3.2. - Resonadores piezoresistivos:

En este trabajo se diseñan estructuras mecánicas resonantes con geometría tipo puente y tipo voladizo para su aplicación dentro del campo de sensores de gases. En el capítulo de introducción quedan descritos los diferentes principios de excitación y de detección aplicables, en el caso concreto, de estructuras mecánicas resonantes. Para las estructuras mecánicas resonantes que se diseñan, su principio de actuación es electrotérmico y su principio de detección se realiza por piezoresistencias configuradas en forma de puente de Wheatstone y que se pasan a describir a continuación.

Cuando se propone un principio de actuación de tipo electrotérmico, los principios de detección que resultan apropiados son: el principio de detección piezoresistivo, capacitivo u óptico. La decisión en la elección de que el principio de detección sea por efecto piezoresistivo en contraposición de una detección de tipo capacitivo, está basada en que las estructuras diseñadas en tecnología de micromecanizado en volumen, el gap de aire quedaría definido por el ataque anisotrópico y para realizar una detección de tipo capacitivo, el gap fijado es demasiado grande, y al actuar en modo

electrotérmico sería necesario aplicar unos voltajes muy elevados para conseguir un cambio en la capacidad y por tanto, el consumo energético resultaría muy elevado. Por otro lado, la elección de una detección de tipo óptica, requiere unos aparatos de medida excesivamente costosos.

A continuación se pasa a describir el principio de excitación y de detección desarrollado para las estructuras que se van a fabricar en tecnología de micromecanizado en volumen.

3.2.1 – Elemento sensor: Puente de Wheatstone

Los resonadores que se han diseñado están basados en el efecto piezoresistivo del silicio [135]. Esta propiedad que presenta el silicio consiste en el cambio del valor de su conductividad cuando está sometida a un esfuerzo mecánico. De esta forma, se pueden definir resistencias que dependiendo del signo del coeficiente piezoresistivo y de si la resistencia está sometida a tracción o compresión, el valor de esta resistencia aumente o disminuya. Los esfuerzos mecánicos que se inducen producen variaciones muy pequeñas de resistencia cuando estos son medidos sobre las resistencias del puente de Wheatstone. De tal forma que, cuando se somete el dispositivo a la magnitud a medir, dos de las resistencias aumentan y dos disminuyen, según se muestra en el esquema de la figura 3.8.

Si en el diseño de las piezoresistencias se tiene en consideración que todas las resistencias sean iguales cuando no están sometidas a carga, se pueden conseguir salidas de voltaje que dependan directamente del cambio relativo de las piezoresistencias multiplicado por el voltaje de polarización aplicado al puente de Wheatstone.

$$V_{out} = k * V_{cc}$$

[3.2.i]

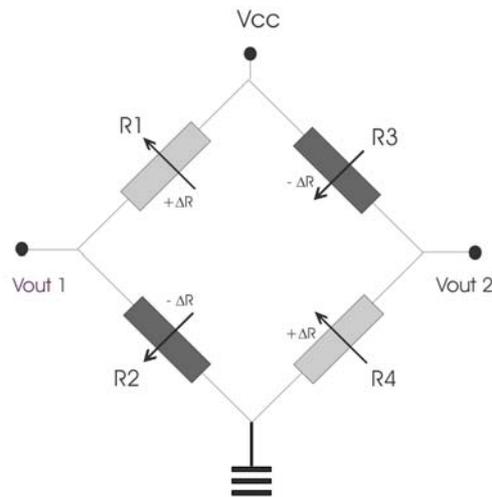


Figura 3.8: Esquema del diseño de las piezoresistencias configuradas en forma de puente de Wheatstone.

Como ya se ha comentado con anterioridad, pueden encontrarse en la literatura una gran variedad de MEMS que utilizan la propiedad de piezoresistividad, que es inherente a la naturaleza de algunos materiales como el silicio, para la fabricación de sensores [152-158].

Para el caso concreto del silicio, el cambio de resistividad se debe a un cambio direccional del estrés mecánico que se aplica. Es decir, que el cambio de resistividad es dependiente de la dirección en la que es aplicado el estrés mecánico y además, este cambio también depende de cómo está dopado el silicio [188]. Por tanto, el valor de los coeficientes piezoresistivos depende de la orientación de las piezoresistencias con respecto a la orientación cristalográfica del silicio, ver figura 3.9. Para una orientación $\langle 110 \rangle$, este es el motivo por el cual preferentemente se trabaja con piezoresistencias tipo p, ya que los coeficientes piezoresistivos son mayores en las piezoresistencias tipo p que en las piezoresistencias tipo n, para esta orientación.

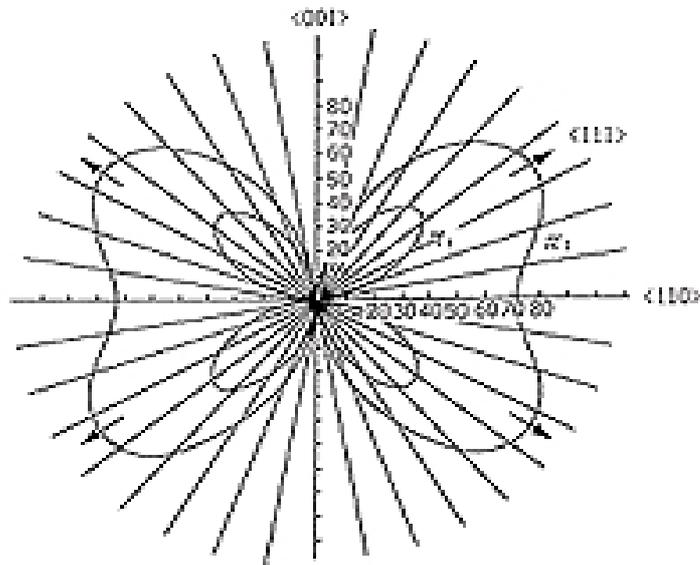


Figura 3.9: Valor de los coeficientes piezoresistivos del silicio tipo p en las distintas direcciones cristalográficas [188]

La posición de las piezoresistencias de la parte sensora de la estructura, juega un importante papel en el funcionamiento del sensor. Dichas resistencias tienen que estar situadas en los puntos de la estructura donde la oscilación cause el mayor estrés mecánico. La mayor desventaja asociada al efecto piezoresistivo consiste en la fuerte dependencia de los coeficientes piezoresistivos con la temperatura. De modo que, la sensibilidad de las piezoresistencias decae rápidamente conforme va aumentando la temperatura (ver gráficos 3.10.a y b).

Partiendo del tipo de oblea si es tipo n o tipo p, se tiene que elegir el tipo de impureza para la definición de las piezoresistencias. Una vez que se ha elegido el tipo de impureza, queda elegir para su definición si la impureza se implanta o se difunde. La elección de piezoresistencias implantadas en contraposición al método de difusión viene determinada por dos factores:

- a) - Debido a que la dependencia del efecto piezoresistivo con la temperatura [188] está relacionada con el perfil de implantación, en un perfil más profundo, hay una mayor contribución de capas poco dopadas donde el efecto piezoresistivo depende más intensamente de la temperatura. Las resistencias implantadas tienen una menor dependencia en temperatura que las difundidas pues el perfil de impurezas decaen más rápidamente.

- b) En la fabricación de los sensores resonantes que se presentan, las piezoresistencias son implantadas y esto significa que se tiene un perfil en superficie de concentración de impurezas. La sensibilidad respecto al estrés mecánico será también mayor en la superficie pues los esfuerzos mecánicos disminuyen con la profundidad hasta anularse en el plano medio.

Dado que el estrés mecánico se anula en el plano medio del grosor de la capa o masa resonante, la dosis, energía de la implantación y el proceso térmico han de ajustarse para la obtención de una concentración de impurezas en la superficie. Para ello, se ha de establecer un compromiso entre la dosis y energía como parámetros de la implantación para establecer la menor dependencia posible de los coeficientes piezoresistivos con la temperatura. Los gráficos 3.10.a y 3.10.b muestran cómo varían los valores de los coeficientes piezoresistivos para silicio tipo n o p, de su concentración y de la temperatura.

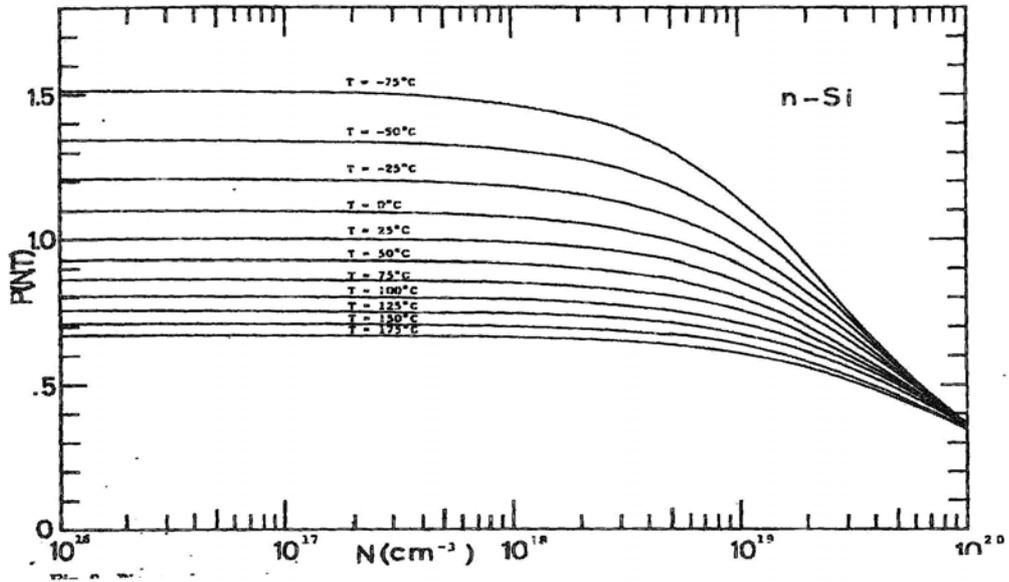


gráfico 3.10.a

Gráfico 3.10.a: Relación del coeficiente piezoresistivo del silicio con la temperatura y la concentración de impurezas para silicio tipo n [188]

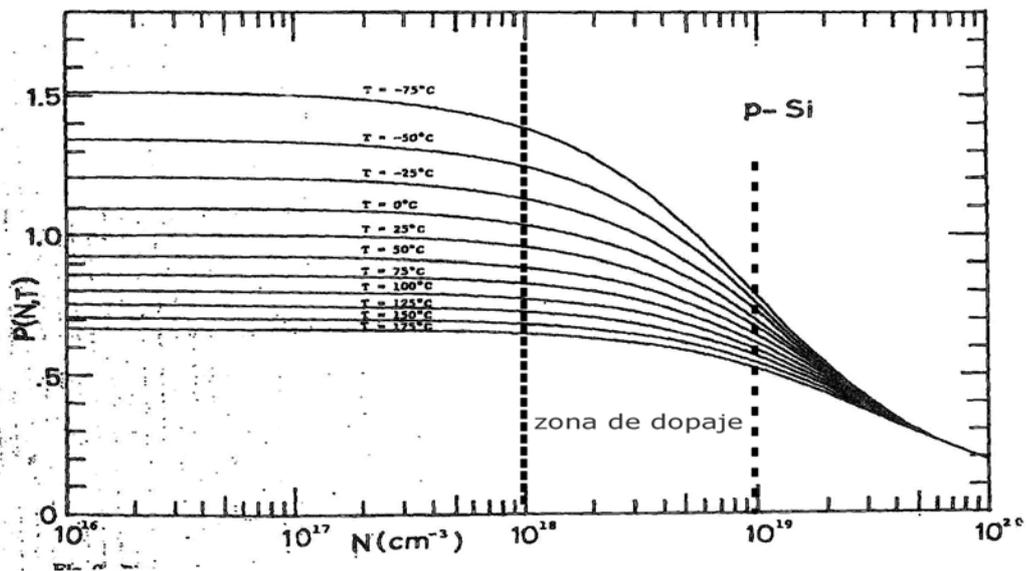


gráfico 3.10.b

Gráfico 3.10.b: Relación del coeficiente piezoresistivo del silicio con la temperatura y la concentración de impurezas para silicio tipo p [188]

Como se observa en los gráficos, los coeficientes piezoresistivos dependen de la concentración de impurezas y de la temperatura. De modo que, temperatura ambiente, los valores de los coeficientes piezoresistivos son los valores nominales para la dirección y dopaje, conforme se va aumentando la temperatura, los valores de los coeficientes piezoresistivos van decayendo en un % de su valor. Hay que observar como para concentraciones de impurezas por encima de 10^{19} cm^{-3} , los valores de los coeficientes piezoresistivos decaen de forma drástica. En nuestro caso, gráfico 3.10.b, nos encontramos en la zona de dopaje entre 10^{18} cm^{-3} y 10^{19} cm^{-3} . En esta zona y para la temperatura alcanzada se estima que en la zona de detección, el valor de los coeficientes piezoresistivos decae en un 20% de su valor, aproximadamente.

Con todo esto, se deduce que existe dependencia de la sensibilidad del puente de Wheatstone con la temperatura. La sensibilidad del puente de Wheatstone queda definida según la salida que se obtiene en el puente. La salida es igual a la polarización en el puente multiplicado por el cambio relativo de las piezoresistencias según la expresión 3.1.ii, que matemáticamente tiene la expresión:

$$V_{out} = \frac{\Delta R}{R} V_{cc}$$

[3.2.ii]

Un aspecto interesante consiste en que la variación relativa del puente de Wheatstone se debe a la variación relativa de las resistencias que lo forman siempre que el puente esté equilibrado, es decir, siempre que el valor de las piezoresistencias sea igual y lo sean también sus variaciones relativas. Si se expresa la relación anterior en función de los esfuerzos mecánicos que se inducen y de los coeficientes piezoresistivos se obtiene:

$$V_{out} = (\pi_l T_l + \pi_i T_i + \pi_k T_k) V_{cc}$$

[3.2.iii]

En el caso de los resonadores como estructura mecánica, sólo se tendrá en cuenta los esfuerzos que se producen en dirección longitudinal y transversal a la dirección de la piezoresistencia, despreciándose los esfuerzos de en dirección xy, ver figura 3.11. El término entre paréntesis de la expresión 3.2.iii, es la sensibilidad mecánica del puente de Wheatstone.

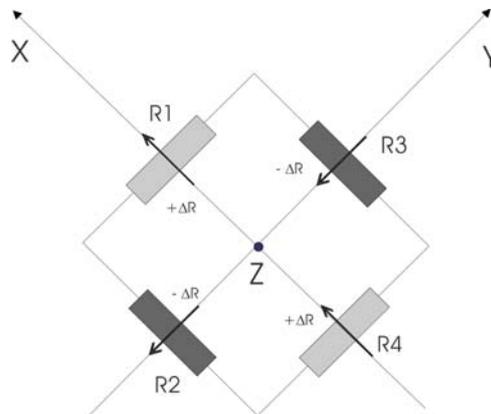


Figura 3.11: Muestra del esquema de la parte detectora en una estructura tipo voladizo

3.2.2 – Elemento actuador: Principio de funcionamiento

En este apartado se pretende introducir brevemente cual es el principio de actuación de una estructura resonante excitada de forma electrotérmica. La parte de excitación de las estructuras consta de unas resistencias que se definirán mediante implantación de boro a la vez y de la misma forma que las piezoresistencias del puente de Wheatstone como se explicará en el capítulo de fabricación. Por tanto, como el principio de actuación es electrotérmico, cuando se aplica un voltaje a las resistencias actuadoras, se produce un aumento de temperatura debido a la potencia que disipan las resistencias. La superficie de la resistencia aumentará de temperatura

localmente comparado con la superficie del resto de la estructura, de este modo se establecerá un gradiente de temperatura. El principio de funcionamiento está basado en el efecto bimetal. Por este motivo sobre las resistencias actuadoras y recubriéndolas por completo, se depositará una capa de óxido de silicio o de otro material que sea distinto al silicio como el aluminio). Debido a los diferentes coeficientes de expansión térmica del silicio ($K = 2,6e^{-6} K^{-1}$) y del óxido de silicio ($K = 0,4e^{-6} K^{-1}$), se produce estrés en la estructura y en consecuencia la estructura se dobla y sufre una pequeña deflexión. Si el voltaje que se aplica a la resistencia es periódico entonces la estructura comenzará a oscilar, siempre que la frecuencia de excitación coincida o esté próxima a la frecuencia natural de resonancia de la estructura.

Se ha realizado una sencilla comprobación del efecto bimetal mediante una simulación en ANSYS de un modelo bidimensional de una barra. La geometría que se ha utilizado para la definición del modelo consiste en una barra de silicio de 1150 μm de longitud y 5 μm de grosor sobre la que se ha depositado una capa de óxido de silicio de 1 μm de grosor y 150 μm de longitud. El óxido tiene que cubrir toda la zona dónde está definida la resistencia actuadora. La resistencia actuadora queda definida por todo el grosor de la barra y está situada a 50 μm del anclaje de la estructura. El substrato utilizado es un substrato tipo SOI de ahí que se haya definido la capa de óxido enterrado de 2 μm . La figura 3.12 muestra un esquema del modelo en dos dimensiones utilizado.

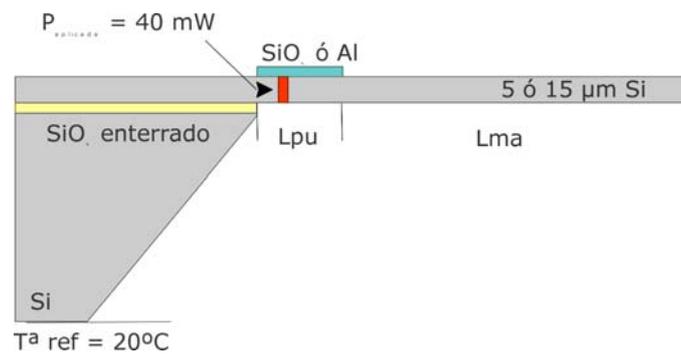


Figura 3.12: Esquema del modelo bidimensional utilizado para la comprobación del efecto bimetal

Éstas primeras simulaciones se realizan utilizando un acoplamiento térmico estructural. Se aplicará una potencia (definida en rojo en la figura 3.12) de 40 mW. Una potencia de 40 mW se corresponde con una señal de amplitud +7V. Se intenta demostrar que las estructuras funcionan (entran en resonancia) con bajo consumo. Esta potencia hace que aumente localmente la temperatura y debido a la disipación de energía en la resistencia se produce un gradiente de temperatura. Para el modelo de elementos finitos definido, se obtendrá una temperatura asociada a cada punto de la geometría. Para cada punto de la estructura se obtiene una temperatura y un coeficiente de dilatación en función del material y en consecuencia se produce un desplazamiento para cada punto de la geometría que se traduce en una deflexión de la estructura por estrés térmico. Estas simulaciones vienen a corroborar el efecto esperado.

Fundamentalmente, se realizan dos tipos de simulaciones; una simulación del efecto bimetal silicio y una capa de 1 μm de óxido de silicio (Si-SiO₂) y otra simulación del mismo efecto con silicio y una capa de 1 μm de aluminio (Si-Al). El coeficiente de dilatación térmica del silicio tiene un valor de $2,6 \text{ e-}6 \text{ K}^{-1}$ frente a los valores del coeficiente de dilatación del óxido de silicio que tiene un valor de $0,4 \text{ e-}6 \text{ K}^{-1}$ y $23 \text{ e-}6 \text{ K}^{-1}$ para el caso del aluminio.

En la figura 3.13 se muestran los resultados de desplazamiento obtenidos por simulación para los casos de efecto bimetal propuestos. Se puede observar en este gráfico como dependiendo del material, si es óxido de silicio o aluminio, la tendencia de la deflexión de la estructura se traduce en un desplazamiento hacia arriba o hacia abajo, respectivamente para un mismo grosor de óxido de silicio y aluminio y una misma potencia aplicada a la resistencia actuadora. El sentido del desplazamiento se debe a que el óxido de silicio tiene un coeficiente de dilatación térmico menor que el coeficiente de dilatación térmico del silicio, de forma que cuando se aplica una potencia y al aumentar de temperatura el óxido de silicio se dilata menos que el silicio de forma que, se expande menos y tiene tendencia a contrarrestar el desplazamiento de la capa de silicio que se expande más y por este motivo, el desplazamiento debido al efecto bimetal Si-SiO₂ es hacia arriba. Por el contrario, en el caso del efecto bimetal Si-Al, el coeficiente de dilatación térmico del aluminio es casi 10 veces el coeficiente de dilatación del silicio, de forma que cuando se aumenta la temperatura de la estructura por la aplicación de una potencia en la resistencia actuadora, el aluminio se expande más que el silicio y en consecuencia el desplazamiento debido al efecto bimetal Si-Al va en el mismo sentido, es decir, hacia abajo. En la misma figura 3.13 se muestran los resultados de simulación de los efectos bicapa, de forma que para una misma potencia aplicada (40 mW) el desplazamiento es mayor a mayor grosor de capa depositada.

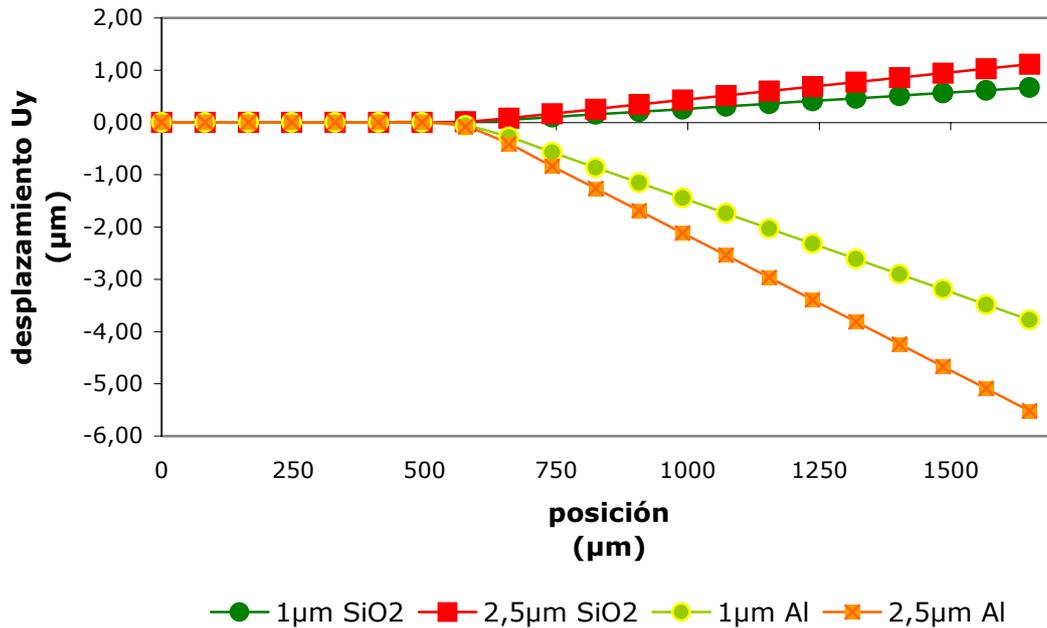


Figura 3.13: Simulación térmica - estructural del modelo bidimensional de una barra para comprobación del efecto bimetal Si-SiO₂ y Si-Al

De forma análoga, se han realizado simulaciones para grosores de 5 µm y 15 µm de capa de silicio. Con estas simulaciones se comprueba que para la misma potencia (40 mW) aplicada y 1 µm grosor de capa depositada sobre la estructura, el efecto bimetal es menos efectivo, ya que produce desplazamientos menores a mayor grosor de capa de silicio. Es decir, las estructuras de 15 µm de silicio tienen se desplazan un 56% menos que las de 5 µm en el caso del efecto bimetal con óxido de silicio y de un 93% menos en el caso de del efecto bimetal con aluminio. En la figura 3.14 se muestran los resultados de los desplazamientos obtenidos por simulación para una barra de silicio de 5 y 15 µm de grosor y sobre la que se ha depositado bien una capa de 1 µm de grosor de óxido de silicio o bien de aluminio. Para el caso del efecto bimetal de una capa de óxido de silicio de 1 µm y 5 µm o 15 µm de capa de silicio se obtiene un desplazamiento de + 0,67 µm y + 0,3 µm respectivamente. Y para el caso del efecto bimetal con

capa de aluminio de 1 μm y 5 μm o 15 μm de capa de silicio se obtiene un desplazamiento de - 3,8 μm y - 0,3 μm respectivamente.

En la figura 3.14 se demuestra como al aumentar el grosor de la capa de silicio de la estructura resonante supone un aumento de la constante elástica de la estructura y en consecuencia una deflexión menor de la estructura.

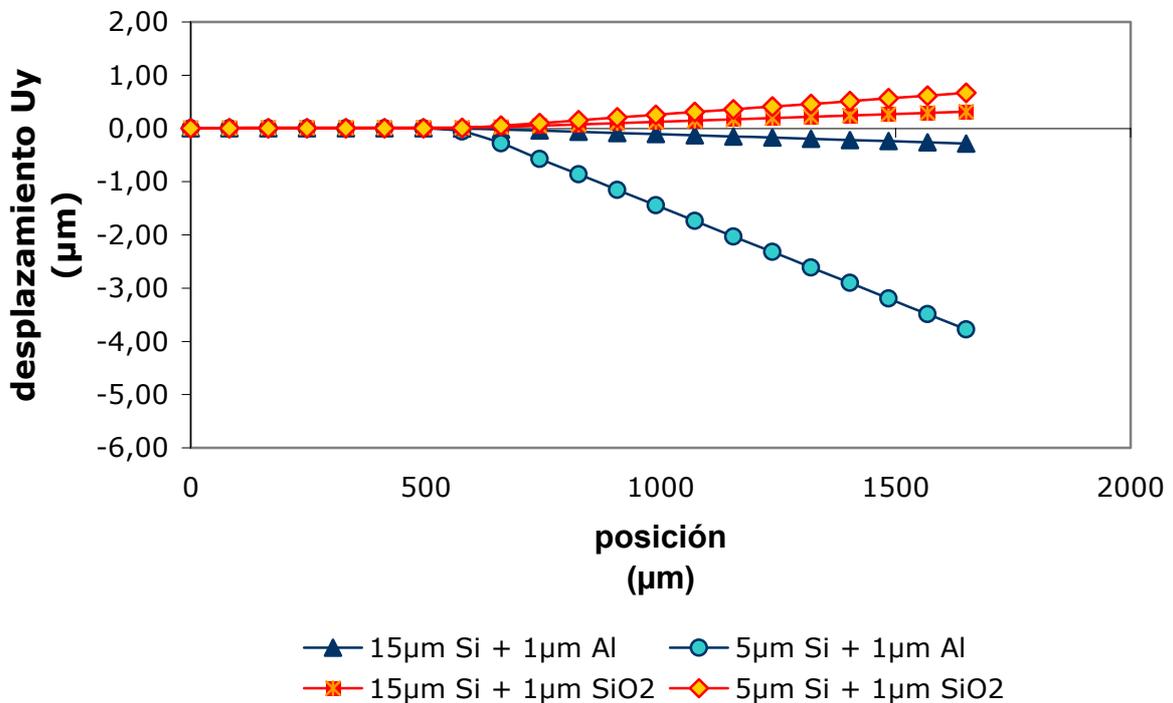


Figura 3.14: Simulaciones térmicas - estructurales para la determinación del desplazamiento en función de la relación entre grosores de capas que forman la bicapa.

Efectivamente el efecto bimetal depende del tipo de material, del grosor de capa depositada y de la relación existente entre el grosor de capa depositada y grosor de la capa estructural. En función de estas proporciones se puede optimizar la respuesta de la estructura

A continuación se pasa a hacer una breve descripción de las estructuras resonantes diseñadas de la máscara CNM148.

3.3. - Diseño de estructuras mecánicas resonantes

En el capítulo de introducción se ha realizado una descripción de las principales tecnologías microelectrónicas para la fabricación de sensores mecánicos. En concreto, se ha puesto un especial hincapié en la fabricación de estructuras mecánicas resonantes que resulta de gran interés como sensores de gases. En la literatura se encuentran diversidad de geometrías para el desarrollo de estas estructuras mecánicas siendo principalmente la tipo voladizo y tipo puente las que mayoritariamente se proponen y fabrican [19], [26-27], [40], [88], [96], [98-99], [111], [118], [121], [157], [165-166], [169].

Las estructuras propuestas están pensadas para su fabricación mediante tecnología micromecanizada en volumen utilizando substratos comerciales tipo SOI. El tamaño del chip que se ha diseñado es de $4000 \times 4000 \mu\text{m}^2$. Basándonos en la tecnología estándar de encapsulado de dispositivos como los acelerómetros [129], en el dorso de la oblea se dejaron unas $500 \mu\text{m}$ por cada lado para la soldadura anódica de una oblea de vidrio para hacer más robustas las estructuras micromecanizadas para su corte posterior. Teniendo en cuenta el ataque anisotrópico se obtienen membranas de área $2360 \times 2360 \mu\text{m}^2$. La figura 3.15 muestra un dibujo en perspectiva de las dimensiones del chip y tamaño de la membrana como área disponible para la distribución de los diseños de las estructuras resonantes a fabricar dentro de cada chip. En la figura 3.16 se muestra un corte transversal del chip después de que se ha realizado el ataque anisotrópico y quedan definidas las membranas.

Estas figuras muestran un esquema en dimensiones de cómo quedaría el chip para la definición del área disponible para la fabricación de las estructuras, tanto si son tipo puente o tipo voladizo.

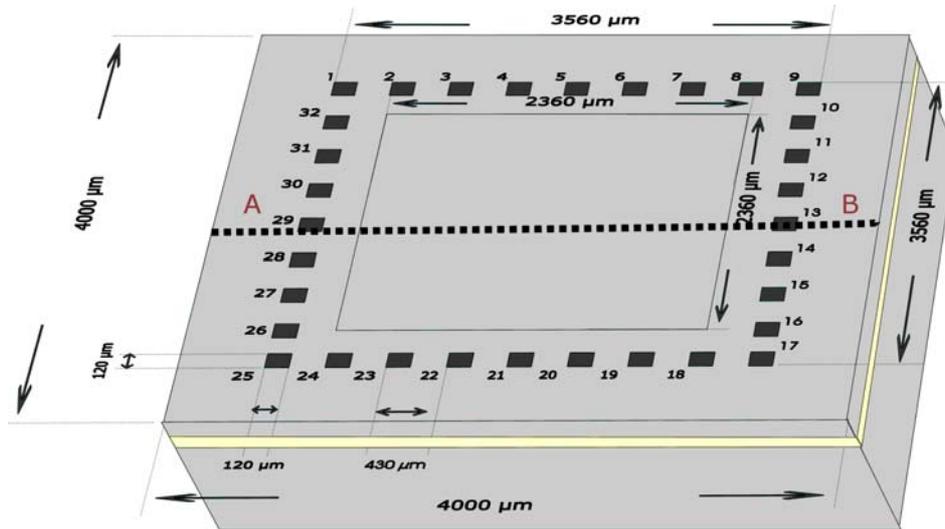


Figura 3.15: Dibujo esquemático de las dimensiones del chip diseñado y definición del tamaño de las membranas

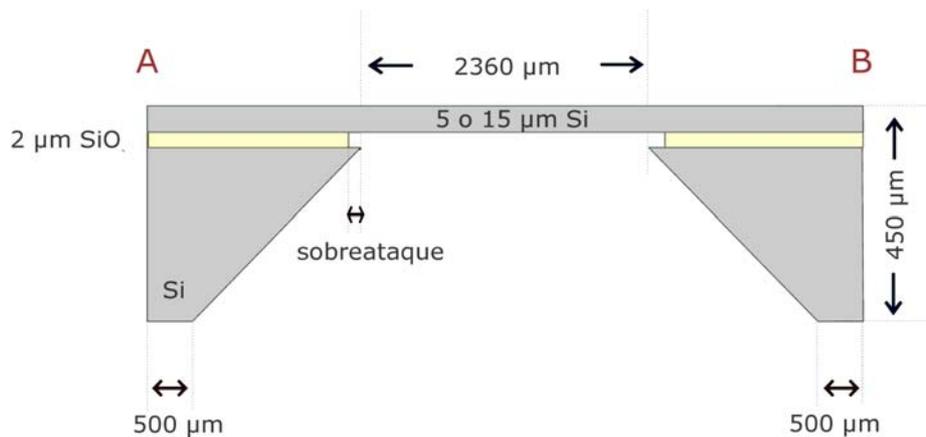


Figura 3.16: Dibujo, en dimensiones, del corte transversal del chip diseñado y definición del área disponible para la fabricación de las estructuras mecánicas resonantes

Previamente a la elección de las dimensiones definitivas a fabricar, se realizan unas simulaciones de unos diseños tipo voladizo iniciales y cuya geometría se esquematiza en la figura 3.17. Los modelos propuestos para la estructura tipo voladizo son el modelo 1 y el modelo 2, tal y como se muestra en la figura 3.17.a y b respectivamente. La diferencia fundamental entre los dos modelos, consiste en que en el modelo 1 se han definido unas ventanas que abren el silicio. Estas ventanas se consideran ventanas de aislamiento térmico entre la zona sensora y la zona actuadora de la estructura.

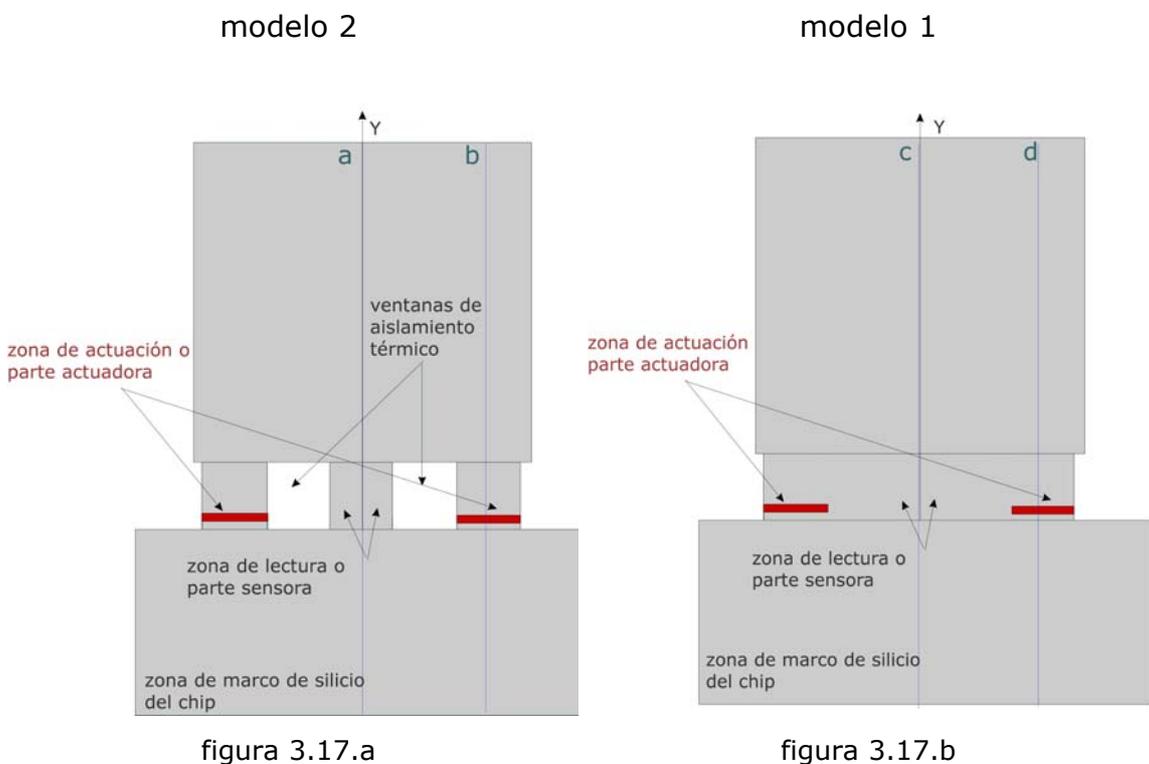


Figura 3.17.a: Esquema de la geometría propuesta como modelo 1 **(b)** esquema de la geometría propuesta modelo 2

Dado que el principio de actuación de las estructuras es electrotérmico, la distribución de temperatura de los modelos que se han propuesto ha sido investigada mediante un programa de simulación por elementos finitos. Principalmente dos aspectos se han tenido en cuenta para estas

simulaciones como son el paso térmico desde la parte actuadora a la parte sensora configurada en forma de puente de Wheatstone y la distribución de estrés mecánico en la zona de detección en la resonancia. Es importante en el diseño de las estructuras tener en cuenta que los coeficientes piezoresistivos del silicio dependen de la concentración de impurezas y de la temperatura [188] tal y como ya se ha explicado en el apartado 3.1.1. En la literatura se puede encontrar como para concentraciones de impurezas por encima de los 10^{19} cm^{-3} , los coeficientes piezoresistivos decaen a un 90% de su valor, a temperatura ambiente, si la temperatura aumenta en 20°C. Por este motivo, para prever la degradación de la detección, la temperatura en las piezoresistencias detectoras ha de incrementarse por debajo de los 20°C [88].

En los modelos utilizados en las simulaciones son modelos sencillos en tres dimensiones. El objetivo principal que se persigue es estudiar el efecto de la temperatura en estático y analizar los resultados para decidir qué estructura es la idónea para la aplicación que se pretende. La figura 3.18 se muestran los resultados obtenidos en la simulación, de los valores de temperatura para los modelos propuestos cuando se ha aplicado a las piezoresistencias actuadoras una potencia de 40 mW y sobre las resistencias actuadoras hay una capa de óxido de silicio de 1 μm .

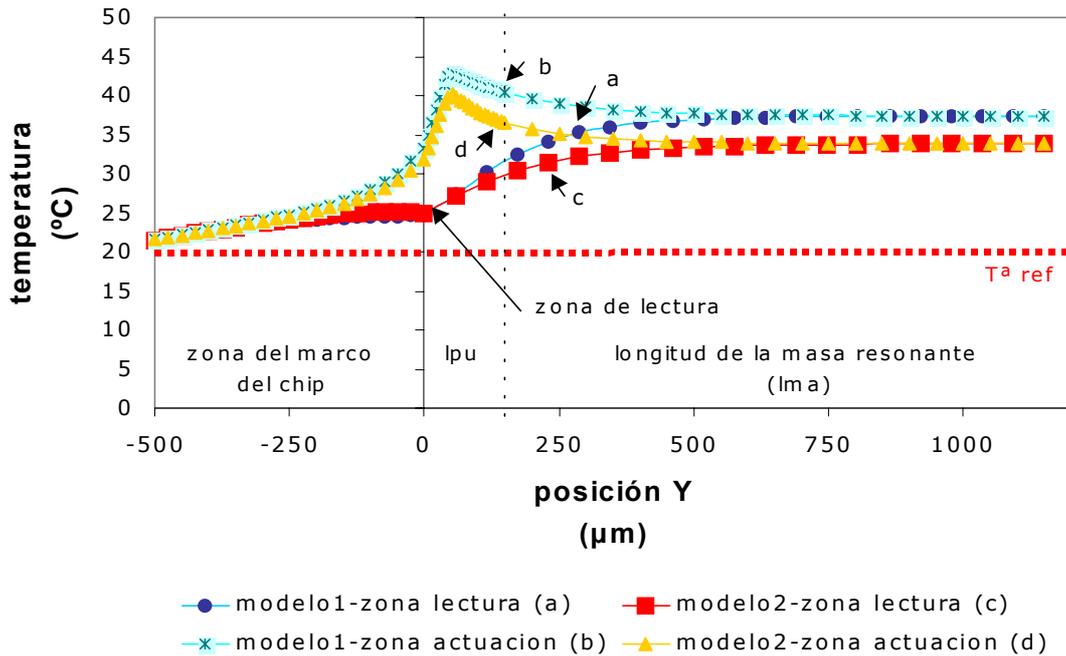


Figura 3.18: Valores de la distribución estática de la temperatura para los modelos 1 y 2 en la zona de detección y zona de actuación en función de la posición

De las simulaciones, teniendo en cuenta que se toma como temperatura de referencia 20°C, se obtiene:

- (a) El aumento de temperatura en la zona de lectura, es decir, en la zona más próxima al anclaje o punto (0,0,0), es menor en el caso del modelo 1 que en el caso del modelo 2. El valor de este incremento de temperatura es del orden de 3°C y por tanto, la reducción en el valor de los coeficientes piezoresistivos puede considerarse como despreciable (ver gráficos de la dependencia térmica de los coeficientes piezoresistivos y tipo de impureza)
- (b) La temperatura máxima alcanzada en la zona de actuación es mayor en el modelo 1 que en el modelo 2; lo que implica una mayor efectividad en el comportamiento de la estructura ya que en el

modelo 1 la temperatura máxima es mayor y queda concentrada localmente en las resistencias actuadoras.

- (c) Dada la geometría del modelo 1 hace que en la resonancia los estreses queden centrados en la zona de detección (ver figura 3.19) lo que favorece a la sensibilidad de la estructura.

En la figura 3.19 se muestran los valores simulados de los estreses equivalentes para cada uno de los modelos que han sido propuestos a estudio. Se puede observar como claramente la definición de las ventanas que se denominaban de aislamiento térmico también permiten una localización del estrés en la zona de interés para la detección. Si se comparan los valores encontrados para el modelo 1 y el modelo 2, se puede comprobar como efectivamente el estrés es mayor en el caso del modelo 1 con un valor de $0,221 \text{ e}+17 \text{ N/m}^2$ frente al valor de estrés simulado para el caso del modelo 2 que está estimado en $0,175 \text{ e}+17 \text{ N/m}^2$.

Del análisis de resultados se concluye y se propone como geometría adecuada al tipo de detección es el modelo 1. De modo que la geometría que se propone no sólo favorece al aislamiento térmico entre la zona de actuación y de detección sino que incluso favorece a la sensibilidad dado que concentra el estrés en la zona de interés. También se puede añadir que la excitación térmica no afecta en el comportamiento del sensor de forma crítica siempre que se mantengan los parámetros que se han fijado como ventajosos de concentración de impurezas y potencia aplicada de forma que quede asegurada la eficiencia de los coeficientes piezoresistivos y el incremento de temperatura máximo alcanzado en la zona de detección.

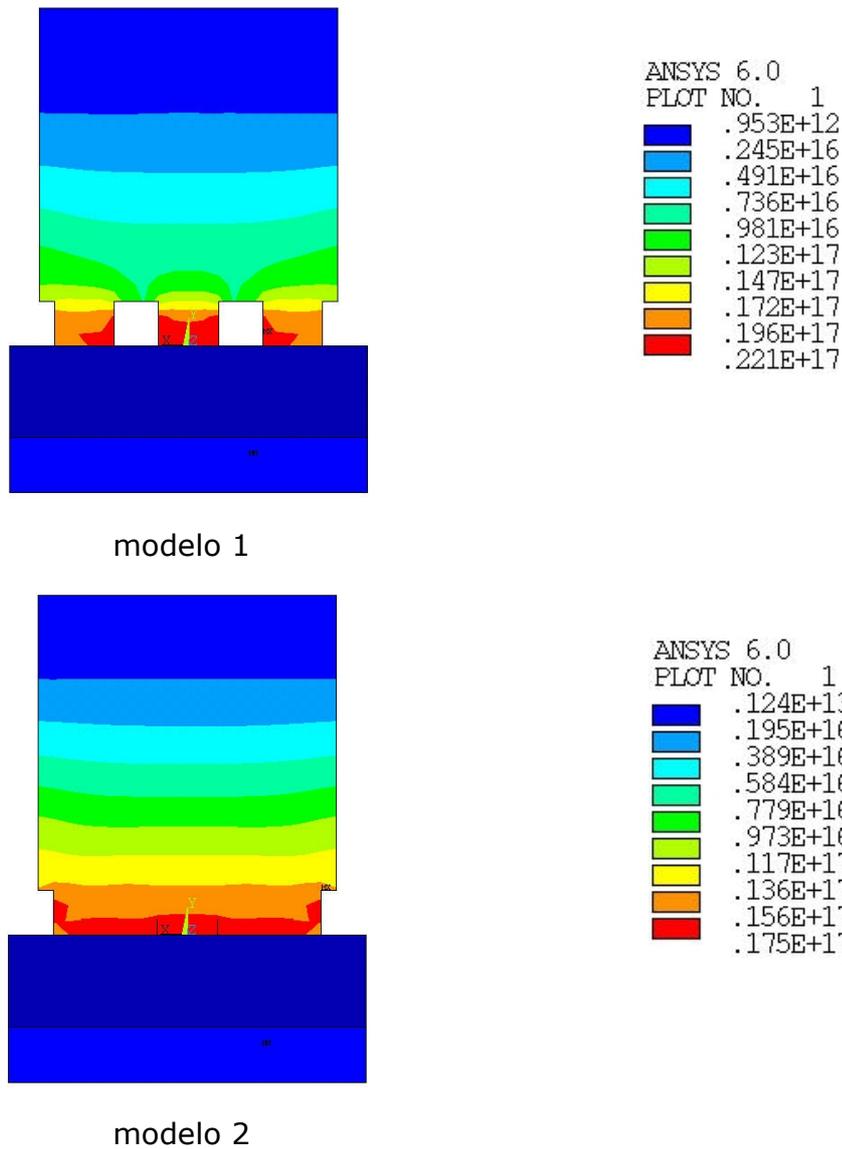


Figura 3.19: Vista posterior de los plots en ansys del estrés en resonancia para el primer modo de vibración de los dos modelos estudiados

3.2.1. - Geometría y dimensiones de la estructura tipo voladizo y tipo puente

Se describe a continuación la geometría de las estructuras que han sido diseñadas. Las estructuras tipo voladizo se caracterizan por tener uno de sus extremos libres. El resonador que se diseña con este tipo de geometría

está formado por una masa de silicio de dimensiones $l_{ma} \times w_{ma}$ suspendida por tres puentes. Es en éstos puentes donde se colocan la parte sensora y actuadora de la estructura. La figura 3.20 muestra, esquemáticamente, la geometría parametrizada de la estructura tipo voladizo. Las dimensiones de estos puentes, definidos a través de unas ventanas que abren el silicio, están calculadas para que exista suficiente aislamiento térmico entre la parte actuadora y sensora, tal y como se ha visto en el apartado anterior, estas ventanas concentran el estrés mecánico en la parte central del anclaje de la estructura donde están localizadas las piezoresistencias del puente de Wheatstone.

Las resistencias actuadoras están colocadas en los dos puentes más externos que forman las estructuras, tanto en los diseños tipo voladizo como tipo puente. Estas resistencias están cubiertas por una capa de óxido de silicio y el principio de funcionamiento es electrotérmico y está basado en el efecto bimetálico silicio - óxido de silicio, debido a la diferencia de coeficientes de expansión térmica del silicio y del óxido de silicio que producirá la deflexión de la estructura, tal y como ha quedado demostrado en el apartado 3.1.2.

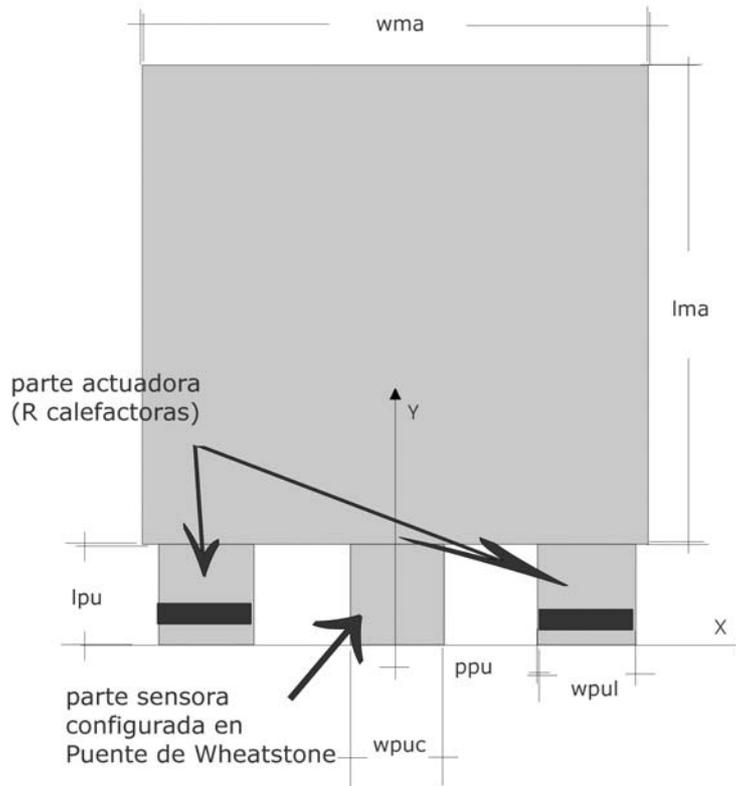


Figura 3.20: Dibujo paramétrico de la estructura tipo voladizo diseñada para la fabricación de estructuras mecánicas resonantes

Las resistencias actuadoras se colocan en cada uno de los puentes externos mientras que las piezoresistencias que forman la parte sensora se colocan dentro del puente central configuradas en forma de puente de Wheatstone. Teniendo en cuenta cual es el funcionamiento de la estructura las piezoresistencias tienen que estar situadas en los puntos de la estructura donde la oscilación causen el mayor estrés mecánico. Por este motivo, para que la excitación y detección sean eficientes para el primer modo de resonancia de la estructura, las piezoresistencias actuadoras y detectoras se colocan próximas al anclaje, ya que es en este punto donde se concentra el mayor estrés mecánico.

Con esta geometría propuesta, se diseñan voladizos de diferentes longitudes. En la tabla 3.2 se detallan las dimensiones de las geometrías diseñadas en máscara para este tipo de estructuras.

l_{ma} (μm)	w_{ma} (μm)	w_{puc} (μm)	w_{pul} (μm)	l_{pu} (μm)	ppu (μm)
1000	1000	200	200	150	250
500	1000	200	200	150	250
300	300	100	50	100	90

Tabla 3.2: Cuadro resumen con los valores utilizados en máscara para la fabricación de las estructuras tipo voladizo

Fundamentalmente se fabrican dos tipos de chips denominados voladizo y doble voladizo (ver apéndice A). El chip tipo voladizo, está formado por tres estructuras de distintas dimensiones de 1000 (estructura tipo C), 500 y 300 μm de longitud de masa (estructura tipo B y A). El chip tipo doble voladizo o estructura tipo D se caracteriza porque está formado por dos estructuras de 1000x 000 μm^2 de masa suspendida enfrentadas.

Dadas las pequeñas dimensiones de la estructura tipo voladizo de 300x300 μm^2 de masa, se diseñan tres configuraciones distintas para la distribución de las piezoresistencias del puente de Wheatstone dentro del puente central de la estructura. Las resistencias actuadoras se diseñan en forma de U. La figura 3.21 muestra la fotografía de las tres configuraciones de las piezoresistencias de puente de Wheatstone diseñadas para la estructura de 300 μm de longitud de masa.

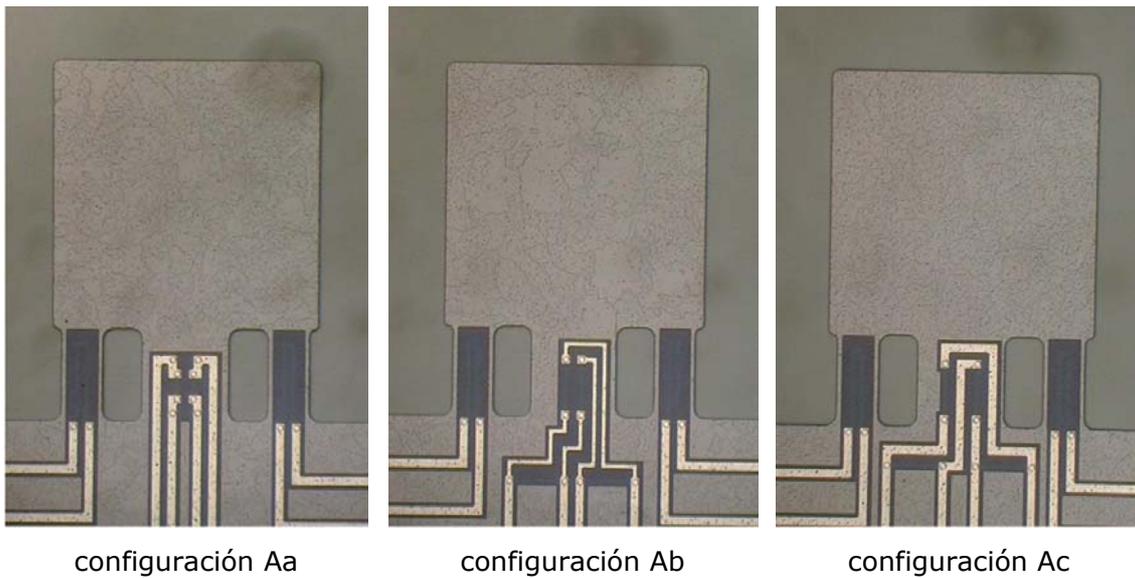


Figura 3.21: Fotografía de las tres configuraciones de las piezoresistencias en puente de Wheatstone para la estructura tipo voladizo de 300 μm de longitud de masa (a) estructura tipo Aa (b) estructura tipo Ab (c) estructura tipo Ac

Diseñar configuraciones de puente de Wheatstone cuyas resistencias no estén todas dentro de la zona de cambio máximo de estrés puede tener influencia en la sensibilidad mecánica del puente de Wheatstone. Para los casos de configuración tipo b y c, la sensibilidad mecánica esperada del puente se verá disminuida a la mitad de sensibilidad mecánica de la configuración tipo a.

Los valores nominales teóricos de las resistencias diseñadas y que forman tanto la parte sensora como actuadora, se muestran en la siguiente tabla 3.3

Dimensiones l _{ma} x w _{ma} (μm^2)	nomenclatura	Resistencia equiv (K Ω) Puente de Wheatstone	Resistencia (K Ω) Actuadora o heaters
voladizo 1000 x 1000	C y D	1,25	1,25
voladizo 500 x 1000	B	1,25	1,25
voladizo 300 x 300 - a	Aa,	0,4	4
voladizo 300 x 300 - b y c	Ab y Ac	1,25	4

Tabla 3.3: Valores de las piezoresistencias sensoras y actuadoras diseñadas para cada una de las estructuras tipo voladizo

Las estructuras tipo puente se caracterizan porque ambos extremos están fijos, lo cual hace que sean estructuras más rígidas y de frecuencias de resonancia mayores que las frecuencias de resonancia de las estructuras tipo voladizo de las mismas dimensiones. El resonador con geometría tipo puente que se ha diseñado está formado por una masa de silicio de dimensiones l_{ma} x w_{ma} sujeta por ambos lados por tres puentes, tal y como se muestra en la figura 3.22. La distribución de las piezoresistencias actuadoras y sensoras así como los valores nominales de resistencia, son los mismos que para la estructura tipo voladizo C y D.

Para el caso de los puentes, al tener los dos extremos fijos, hay que rediseñar la parte de ataque anisotrópico para obtener membranas más pequeñas. Principalmente se diseñan dos tipos de chip: el tipo E formado por un puente de 1000 x 1000 μm^2 de dimensiones de masa y el chip tipo F formado por dos puentes de 500 μm de longitud de masa. En el anexo A, donde se describe el juego de máscaras que ha sido necesario diseñar, se muestran los layouts de los chips con las estructuras tipo voladizo y puente diseñadas y que posteriormente se van a fabricar y caracterizar.

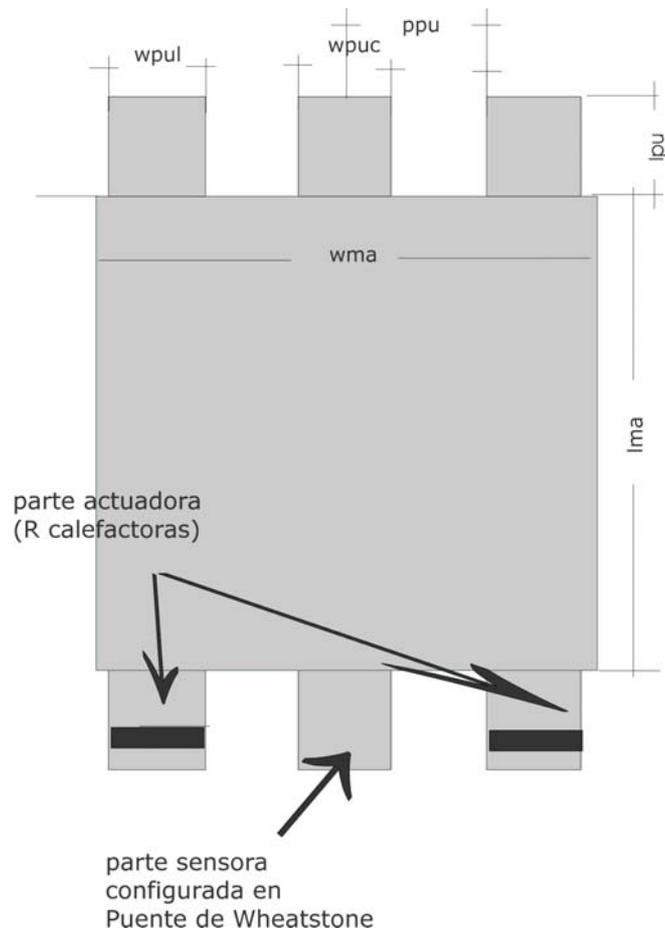


Figura 3.22: Dibujo esquemático paramétrico de la geometría tipo puente diseñada para la fabricación de estructuras mecánicas resonantes

Al final del trabajo, se presenta una tabla con la nomenclatura utilizada en función de la geometría y disposición de las resistencias del puente de Wheatstone.

Una vez se han elegido las dimensiones de las estructuras a fabricar, se presentan los cálculos analíticos de frecuencia de resonancia esperada así como de cambios de frecuencia consecuencia de la masa de polímero depositada sobre la superficie de los diseños. Con este último dato se puede evaluar qué estructura y con qué dimensiones es más adecuada para la aplicación concreta de detectar gases.

3.3.2. – Frecuencias de resonancia teóricas

Una vez se han decidido las geometrías y sus dimensiones, se procede a realizar unos cálculos analíticos de las frecuencias de resonancia para el primer modo de vibración. En la tabla 3.4 se dan los valores de frecuencia teóricos con relación a la expresión [3.1.vii], deducida en el apartado 3.1.

Lresonador (μm)	b (μm)	h (μm)	fr voladizo (kHz)	fr puente (kHz)
1150	1000	5	5,42	34,34
650	1000	5	16,97	107,50
450	300	5	35,42	--
1150	1000	15	16,26	103,02
650	1000	15	50,93	322,50
450	300	15	106,27	--

Tabla 3.4: Valores teóricos de las frecuencias de resonancia para el primer modo de vibración de las estructuras voladizo y puente a fabricar

3.3.3. – Efectos de la capa sensible en la estructura resonante. Cálculos analíticos de cambios de frecuencia.

En este apartado, se quiere introducir el efecto de la capa sensible en el comportamiento mecánico de la estructura resonante.

El principio de funcionamiento del sensor de gas está basado en un cambio de masa producido por la absorción de gas por parte de la capa sensible. Se asume que, el material sensible o capa de polímero se deposita de forma uniforme sobre la superficie de la estructura resonante y se supone, en primera aproximación que, la capa de polímero no afecte a la rigidez o constante elástica de la estructura. La influencia de esta masa de polímero depositada se introduce en la ecuación [3.3.3.i] que rige el comportamiento mecánico de la estructura a través de un término adicional χ que tiene dimensiones de masa por unidad de longitud [151].

$$\hat{E}I \frac{\partial^4 v(x,t)}{\partial x^4} + (\rho h b + \chi) \frac{\partial^2 v(x,t)}{\partial t^2} = 0$$

[3.3.3.i]

dónde $v(x,t)$ son las deflexiones espacio-temporales de la sección transversal de la estructura, " \hat{E} " es el módulo de Young equivalente, " hb " es la sección de la estructura, " ρ " es la densidad y " χ " es el término asociado a la masa de polímero depositada sobre la estructura.

Suponiendo que la contribución en masa del polímero es muy pequeña comparada con la masa de la estructura resonante, el cambio de frecuencia es decreciente y lineal con el aumento de masa de acuerdo con la siguiente expresión [3.3.3.ii].

$$\omega_n(\chi) \approx \omega_n(0) * \left(1 - \frac{\chi}{2\rho h b} \right)$$

[3.3.3.ii]

De este modo, el cambio relativo de frecuencia de resonancia $\Delta w/w$ es proporcional al cambio de masa relativo del resonador según la expresión [3.3.3.iii].

$$\frac{\Delta w}{w} = - \frac{1}{2} \frac{m_{add}}{m_{res}}$$

[3.3.3.iii]

dónde " m_{add} " y " m_{res} " son la masa de polímero añadida y masa de la estructura resonante respectivamente.

Para el caso de las estructuras diseñadas, voladizos y puentes, se obtienen los siguientes cambios relativos de frecuencia, una vez se ha depositado el polímero (ver tabla 3.5 y 3.6). Se supone, como ejemplo, que la contribución en masa del polímero es de 1 ng, es decir, que la contribución en masa del polímero es mucho menor que la masa del resonador.

Lresonador (μm)	b (μm)	h (μm)	fr, teor voladizo (kHz)	mres (μg)	$\Delta\omega$ (Hz)
1150	1000	5	5,42	12,7	- 0,2
650	1000	5	16,97	6,4	- 2,8
450	300	5	35,42	1,4	- 6,1
1150	1000	15	16,26	38,1	- 0,2
650	1000	15	50,93	20,6	- 2,5
450	300	15	106,27	4,2	- 6,1

Tabla 3.5: Cambios relativos de frecuencia esperados para las estructuras tipo voladizo una vez se ha depositado el polímero.

Lresonador (μm)	b (μm)	h (μm)	fr, teor puente (kHz)	mres (μg)	$\Delta\omega$ (Hz)
1150	1000	5	34,34	13,7	- 1,2
650	1000	5	107,50	7,9	- 6,8
1150	1000	15	103,02	41,3	- 1,2
650	1000	15	322,50	23,8	- 6,8

Tabla 3.6: Cambios relativos de frecuencia esperados para las estructuras tipo puente una vez se ha depositado el polímero.

De los resultados analíticos que se han obtenido para las dimensiones de las estructuras diseñadas, se puede observar que, en el caso de estructuras tipo voladizo, el cambio de frecuencia que produce la masa de polímero depositada sobre la estructura es tanto mayor cuanto menor son las dimensiones de la estructura fabricada para una misma cantidad de polímero depositada. Se puede observar como el cambio de frecuencia no depende del grosor de la estructura resonante. En el caso de las estructuras tipo puente, los cambios relativos de frecuencia de resonancia es mayor que los esperados para el caso de estructura tipo voladizo de idénticas dimensiones puesto que, oscilan a una mayor frecuencia de resonancia.

Si se pretende asegurar que la contribución del polímero sea exclusivamente en masa, ha de comprobarse que la capa sensible quede depositada sobre la superficie de la masa de las estructuras sin afectar a la zona del anclaje (rigidez) de las mismas.

En conclusión, las estructuras que a priori presentan un mayor cambio de frecuencia de resonancia tras el depósito de la capa sensible o polímero son los voladizos de 300 μm de longitud de masa, siempre que la contribución del polímero sea en masa supone un cambio de frecuencia de aproximadamente un 0,02%.

A continuación se realiza el estudio de las geometrías con las dimensiones propuestas por simulación mediante el programa de elementos finitos ANSYS. Con este estudio, se van a obtener los rangos de frecuencia de resonancia esperados en función de la geometría así como la estimación del grosor de capa sensible depositada sobre la estructura en función del cambio de frecuencia.

3.4. – Simulación de las estructuras resonantes mediante el método de los elementos finitos

La simulación del comportamiento de la estructura es un paso importante antes de la fabricación. El objetivo principal que se persigue mediante las simulaciones es realizar el estudio del comportamiento térmico y dinámico de las estructuras y maximizar la respuesta esperada en la resonancia en función de los grosores de capas depositadas.

Las simulaciones se han llevado a cabo mediante un programa comercial basado en el análisis mediante elementos finitos llamado ANSYS 6.0. Este programa se ha utilizado para realizar simulaciones de las estructuras mecánicas resonantes diseñadas. Permite realizar simulaciones completas del sistema mediante análisis térmicos y mecánicos, dinámicos o estáticos, lineales o no lineales. En ANSYS, el análisis de un problema se realiza en tres fases o procesos denominados preproceso, solución y postproceso. En la fase de preproceso se genera el modelo con su geometría y dimensiones. En la fase de solución se aplican las cargas, condiciones de contorno, tipo de análisis y se genera la solución del sistema. Por último y en la fase de

postproceso, permite revisar los resultados del análisis mediante gráficos, listados y representaciones gráficas de los resultados. Es decir que, el método de los elementos finitos es una herramienta de análisis eficaz y versátil que permite realizar complejos análisis de forma sencilla permitiendo predecir con precisión el comportamiento y analizar la tendencia de un sistema concreto sometido a un conjunto de cargas.

Aunque la simulación ya ha sido introducida con anterioridad a este apartado, a continuación se realiza una breve descripción del modelo utilizado, propiedades de los materiales y geometrías para estimación de los resultados.

3.4.1. – Generación del modelo, elección del tipo de elemento y de las propiedades de los materiales

La construcción del modelo se realiza dentro de la primera fase o preproceso. En esta fase se define la geometría, dimensiones, propiedades de los materiales que estarán presentes en el modelo y los tipos de elementos que se emplearan en el modelo en función del tipo de análisis que se vaya a realizar. Esta parte de análisis finaliza con el mallado de la estructura para su resolución.

La elección del tipo de elemento depende de las características geométricas del propio modelo y del tipo de análisis que vaya a realizarse. Dentro del programa ANSYS existen una gran variedad de elementos disponibles para la construcción del modelo. Dado el principio de actuación y de detección pensado para estas estructuras, principalmente se van a realizar dos tipos de análisis mediante simulaciones térmicas y/o simulaciones estructurales. Dado que el modelo que se genera es en tres dimensiones, por tanto, los elementos que se han seleccionado para los análisis son Thermal 3-D SOLID70 y Structural 3-D SOLID45 que permiten la generación de modelos tridimensionales para la realización de análisis térmicos y estructurales

respectivamente o incluso permiten elaborar análisis acoplados. Las principales características y restricciones de estos elementos están descritos en los manuales de documentación del programa ANSYS [189].

Para obtener unos resultados satisfactorios con las simulaciones es necesario que las propiedades físicas y mecánicas de los materiales que se utilizarán en la fabricación estén correctamente definidos para poder establecer comparaciones entre los datos estimados por simulación con los obtenidos de forma experimental. De este modo, para la generación del modelo por ANSYS, los materiales que son necesarios para la definición más real de la estructura son el silicio utilizado como sustrato y parte estructural del resonador, el óxido de silicio como parte actuadora basada en el efecto bimetal (Si-SiO₂) y el aluminio, como definición de las pistas y contactos. Como en la fabricación se va a utilizar obleas tipo SOI, en las simulaciones se introduce la capa de óxido de silicio enterrado de 2 μm de grosor. Por tanto, las propiedades que se han de definir para cada material utilizado en la simulación son principalmente la conductividad térmica "K" (Wm⁻¹K⁻¹) y el coeficiente de expansión térmica "ALPX" (K⁻¹) para las simulaciones térmicas y la densidad "ρ" (Kg/m³) y el módulo de Young "E" (Pa) para las simulaciones estructurales. En la tabla 3.7 se muestran los valores de las propiedades de los materiales que han sido utilizados para las simulaciones.

material	K (Wm⁻¹K⁻¹)	ALPX (K⁻¹)	ρ (Kgm⁻³)	E (Pa)
Si	150	2.6 e-6	2330	1.69 e+11
SiO ₂	1.4	0.4 e-6	2200	0.74 e+11
Al	235	23 e-6	2692	0.69 e+11

Tabla 3.7: Valores de las propiedades de los materiales que han sido utilizados en las simulaciones térmicas y estructurales

3.4.2. - Definición de la geometría

La estructura básica consta de una masa de 5 o 15 μm de grosor de silicio, suspendida por tres puentes. Sobre los puentes externos se definen las piezoresistencias actuadoras y sobre toda la longitud del puente se deposita una capa de óxido de silicio ya que el principio de actuación está basado en el efecto bimetal, tal y como ya se ha explicado en el apartado 3.3.1. La figura 3.23 muestra la geometría definida por ANSYS para las simulaciones.

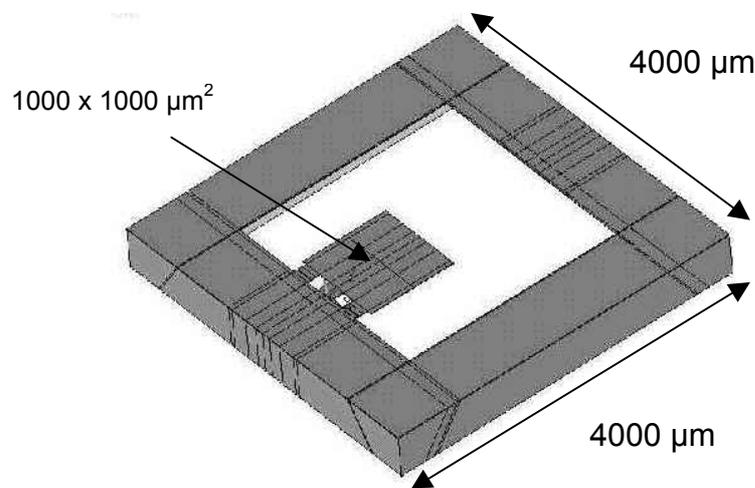


Figura 3.23: Geometría tipo voladizo generada por ANSYS para la creación del modelo que se utilizará en las simulaciones

Esta geometría se ha definido de forma paramétrica según la figura 3.20. De este modo, con un modelo definido en ANSYS se pueden realizar todas las simulaciones de las distintas dimensiones para una misma geometría. El modelo con los valores de los parámetros diseñados en máscara para las distintas estructuras se detallan en la tabla 3.2 de este mismo capítulo. Para las primeras simulaciones y primeros resultados no se considera ni el aire alrededor de la estructura ni el amortiguamiento. Como consecuencia de estas aproximaciones, se estudiarán los valores obtenidos por simulación, de temperatura, desplazamiento y frecuencia de resonancia y se compararán con los obtenidos experimentalmente. Se introducirán en la

geometría parámetros que tienen en cuenta las variaciones en las dimensiones de la geometría tras la fabricación y que la simulación no considera. Estas variaciones son consecuencia directa del proceso de fabricación y permitirán ajustar, por un lado, los valores simulados con los experimentales y por otro, permitirá establecer un rango de frecuencias para cada tipo de estructura como se verá más adelante.

Para las simulaciones se simplifica el modelo de la figura 3.23 eliminando los nodos que corresponden al marco donde la estructura no queda anclada. Estos nodos han sido eliminados ya que no van a aportar información en las simulaciones y tienen influencia directa en tiempo de cálculo. De este modo, el modelo simplificado que se utiliza en las simulaciones es el que se muestra en la figura 3.24 a y b para voladizos y puentes respectivamente.

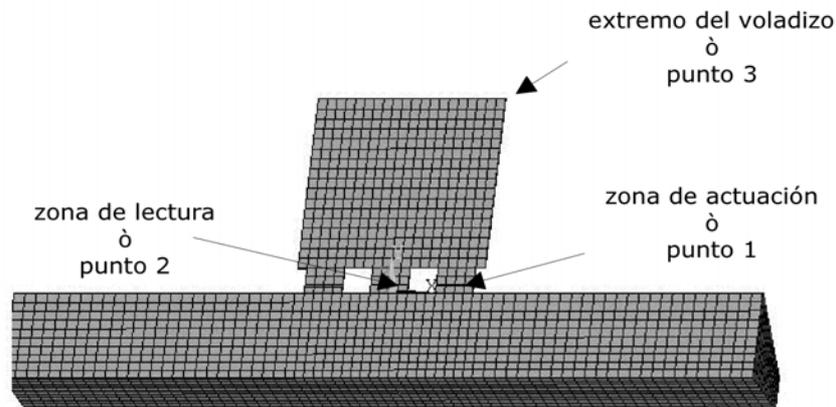


figura 3.24a

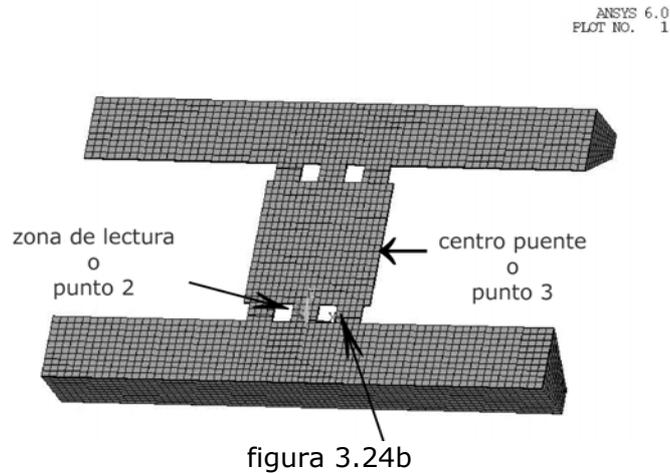


Figura 3.24 a: Estructura tipo voladizo simplificada del modelo definido en ansys mallado **(b)** Estructura tipo puente simplificada del modelo definido en ansys mallado

3.5. - Simulaciones térmicas estáticas

Como ya se ha explicado, el principio de actuación es electrotérmico y por tanto, las simulaciones térmicas son necesarias para obtener la distribución de temperaturas sobre la estructura diseñada. En consecuencia, el incremento de temperatura en la zona de detección (como zona que resulta de interés para las estructuras que se proponen) es un valor importante de cara a la elección de las geometrías a fabricar. Los coeficientes piezoresistivos tienen dependencia con la temperatura y las simulaciones van a contribuir a estimar la variación de temperatura alcanzada en la zona de detección para que dichos valores no decaigan en un % muy elevado.

El principio más básico de la termodinámica establece que, la transferencia de calor de un sistema a otro sistema se debe a que existe una diferencia entre las temperaturas de los sistemas. Dicha transferencia no se produce si las temperaturas son iguales, es decir, cuando los cuerpos se encuentran en equilibrio térmico. Para las estructuras que se presentan en este trabajo, el principal mecanismo de transferencia de calor se realiza por conducción y la

dirección del flujo de calor se dirige desde las regiones de mayor temperatura hacia las de menor temperatura. La transmisión de calor por convección no se considera al no considerar el aire que rodea a la estructura en las simulaciones. Por tanto, los resultados que se obtienen por simulación no tienen en cuenta las pérdidas de calor debido al aire que las rodea. La figura 3.25 muestra el esquema del flujo de calor en las estructuras mecánicas que se presentan.

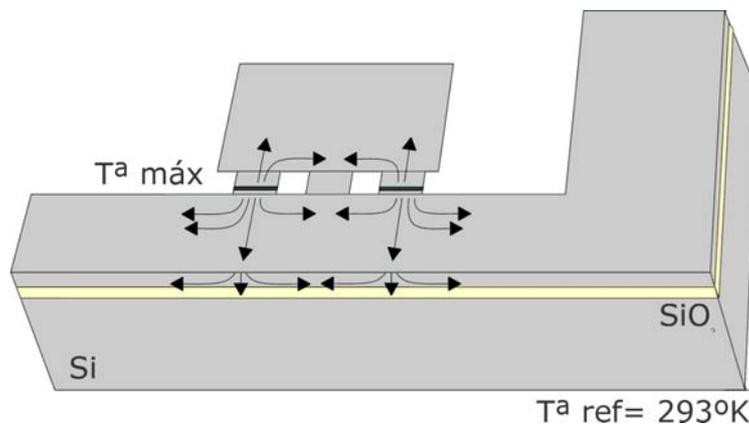


Figura 3.25: Dibujo esquemático del flujo de calor por conducción en las estructuras mecánicas tipo voladizo

Se ha definido un modelo sencillo en dos dimensiones para evaluar la influencia de la capa de aire en la temperatura máxima alcanzada por las resistencias actuadoras (calefactoras). Al comparar los modelos sin aire y con una capa de aire de 3000 μm de altura se ha comprobado como la variación de la temperatura máxima alcanzada está por debajo del 1%, con lo cual, la aproximación que se realiza es útil.

Mediante la simulación en temperatura se estudia el valor de temperatura en la zona de actuación y de detección. Para ello, se aplica una potencia al volumen asociado a las resistencias actuadoras y se obtiene un valor de temperatura que se irá aumentando conforme se vaya aumentando la potencia aplicada. Con estas primeras simulaciones se obtiene la lectura de

la temperatura para cada uno de los puntos que se han marcado en la geometría de la figura 3.24. Se considera interesante tomar la lectura de la temperatura en la zona del extremo de la estructura debido a que la temperatura podría ser un valor crítico en este punto cuando se deposite la capa sensible. El punto indicado en la zona de actuación únicamente indica la temperatura máxima que alcanza la estructura en función del voltaje aplicado, de modo que a mayor potencia aplicada, mayor será la temperatura que se alcance. En consecuencia hay que, dada la dependencia de los coeficientes piezoresistivos con la temperatura, comprobar la lectura en la zona de detección como zona más crítica. En el capítulo 5 de caracterización, se realiza una comprobación de los datos experimentales con los estimados por simulación, de la temperatura máxima alcanzada en las resistencias actuadoras para las estructuras tipo voladizo de $1000 \times 1000 \mu\text{m}^2$ y $300 \times 300 \mu\text{m}^2$ de área (ver figuras 5.2 y 5.3 respectivamente). La buena correlación que se establece entre los valores experimentales con los obtenidos por simulación fortalece que el modelo que ha sido utilizado es adecuado.

En las gráficas de la figura 3.26 se establece la comparación de las temperaturas alcanzadas en los puntos señalados en la figura 3.24, entre una estructura tipo voladizo y otra tipo puente de iguales dimensiones. De las simulaciones se puede obtener como las estructuras tipo puente alcanzan temperaturas más bajas para la misma potencia aplicada a las resistencias actuadoras. Este hecho se traducirá en un menor desplazamiento de la estructura tipo puente consecuencia de la dilatación de los distintos materiales por efecto de la temperatura. Los resultados que se estiman por simulación, establecen que por debajo de una potencia de 3 mW va a ser imposible medir desplazamientos estáticos de las estructuras.

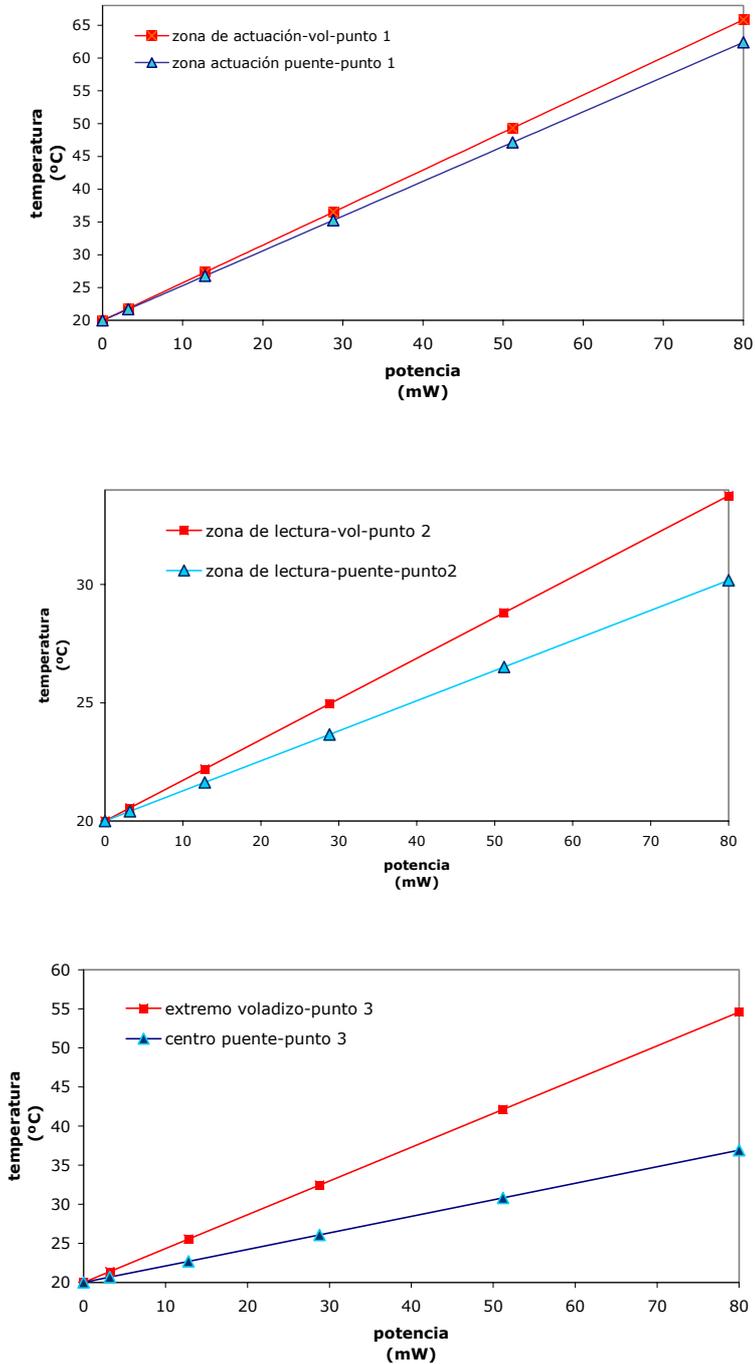


Figura 3.26: Resultados simulados de temperatura en función de la potencia aplicada para cada uno de los puntos en la estructura tipo voladizo y tipo puente de $1000 \times 1000 \mu\text{m}^2$ de masa, $5 \mu\text{m}$ de grosor de silicio y $1 \mu\text{m}$ de grosor de capa de óxido de silicio sobre las resistencias actuadoras

En la figura 3.27 se muestran los resultados obtenidos por simulación de los desplazamientos estimados en función de la potencia aplicada para una estructura tipo voladizo de 1000 μm de longitud de masa y 5 μm de grosor de silicio cuando se aplican 28 mW a las resistencias actuadoras (calefactoras).

La figura 3.28 muestra los efectos debido al cambio de temperatura en las estructuras. Estos incrementos de temperatura producen deformaciones debido a la dilatación o contracción de los distintos materiales por efecto de la temperatura y, en consecuencia, las estructuras se deforman, se doblan y se estresan.

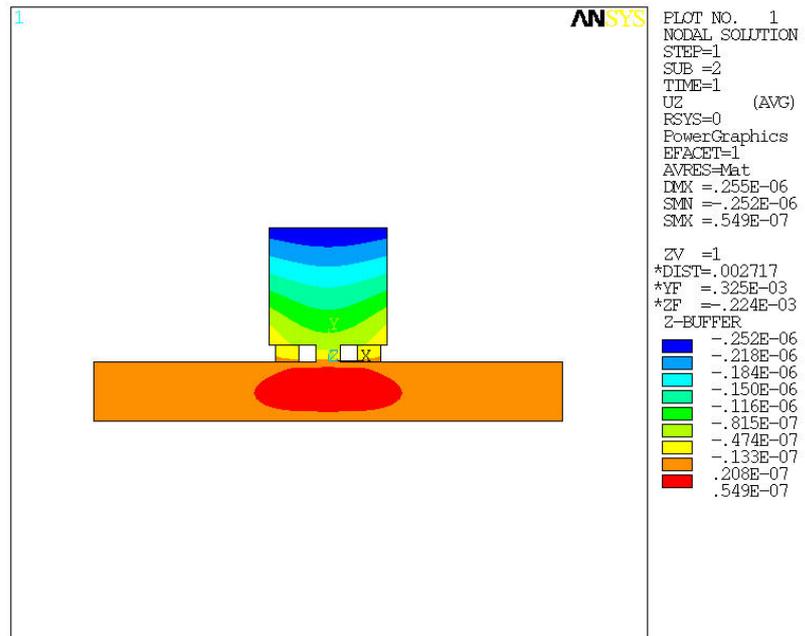


figura 3.27 (a)

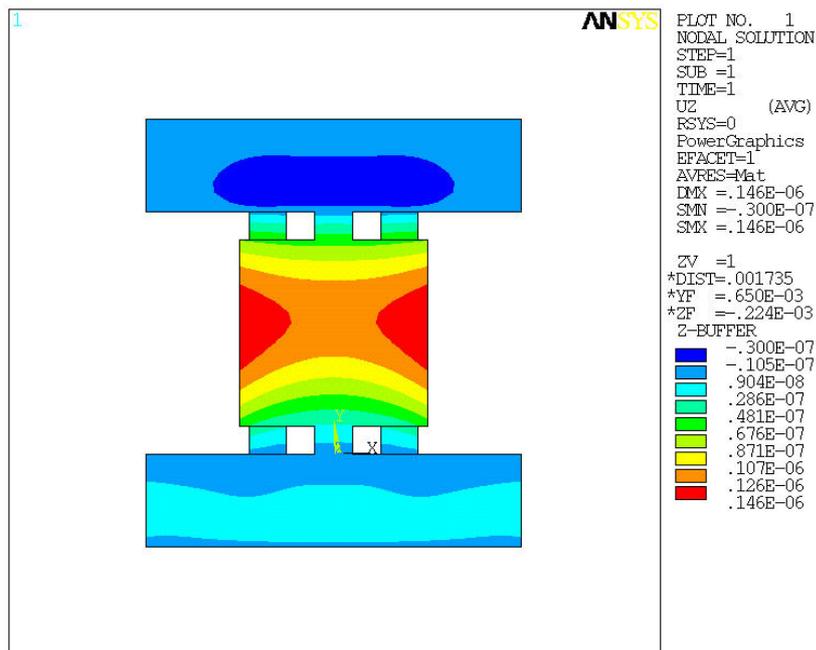


figura 3.27 (b)

Figura 3.27 (a): Desplazamientos simulados en dirección "z" para la estructura tipo voladizo $1000 \times 1000 \mu\text{m}^2$ de masa cuando se ha aplicado +28 mW a las resistencias actuadoras **(b)** Desplazamientos simulados en dirección "z" para la estructura tipo puente $1000 \times 1000 \mu\text{m}^2$ de masa cuando se ha aplicado +28 mW a las resistencias actuadoras

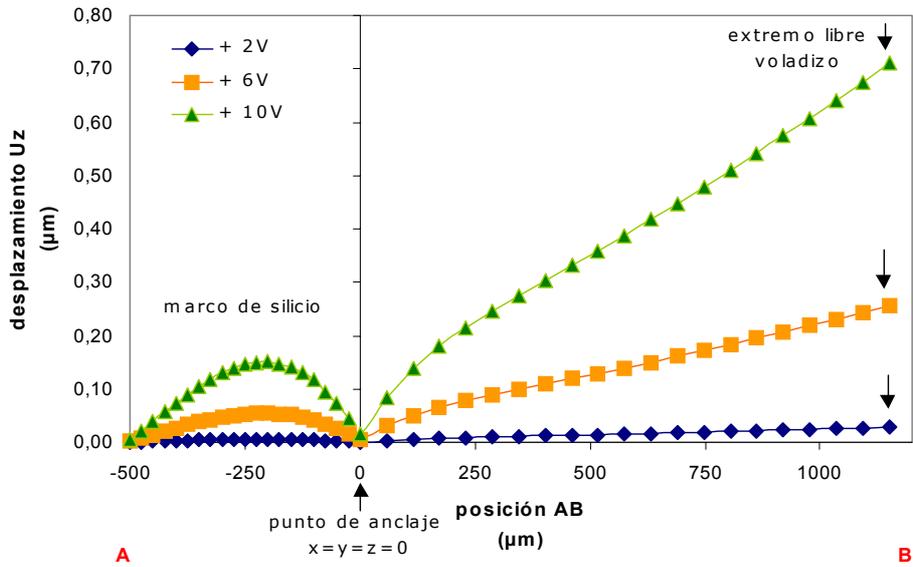


figura 3.28 (a)

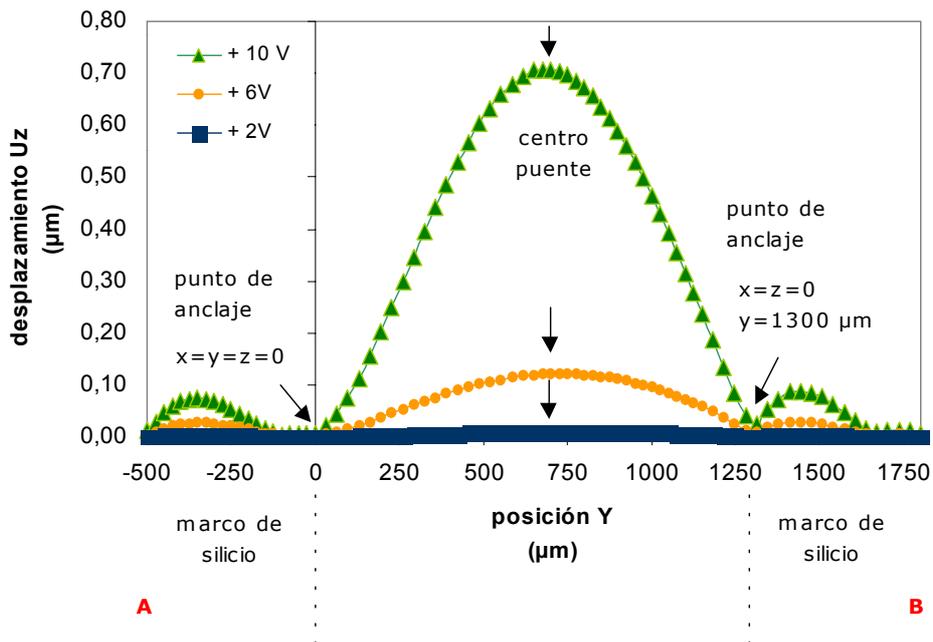


figura 3.28 (b)

Figura 3.28: Simulaciones térmicas - estructurales para la medida de los desplazamientos absolutos en dirección "z" en función de la potencia aplicada para la estructura tipo voladizo (a) y tipo puente (b) respectivamente.

Se puede observar en la figura 3.28 como la zona que corresponde al marco del chip sufre una pequeña deformación. Esta deformación se debe a que las obleas que se utilizan para la fabricación y simulación son obleas tipo SOI y por tanto, tienen un óxido de silicio de 2 μm enterrado. Como ya se sabe, los coeficientes de expansión térmicos del silicio y del óxido de silicio son distintos, y por tanto, debido a los efectos de la temperatura el óxido de silicio se dilata menos que el silicio y se traduce en una deformación de la zona del marco del chip debido a la dilatación de los materiales por el incremento de temperatura. La siguiente tabla 3.8 muestra los valores de desplazamientos máximos obtenidos por simulación para las estructuras tipo voladizo y tipo puente en función de las potencias aplicadas.

Uz, máx (μm)	3 (mW)	28 (mW)	80 (mW)
voladizo	0.03	0.25	0.71
puente	0	0,12	0.71

Tabla 3.8: Desplazamientos térmicos máximos obtenidos por simulación para las estructuras tipo voladizo y tipo puente de $1000 \times 1000 \mu\text{m}^2$ de masa.

Las simulaciones demuestran según la figura 3.28 cuyos datos quedan recogidos en la tabla 3.8, que a mayor potencia aplicada los desplazamientos consecuencia de los efectos de la temperatura también son mayores. Estos desplazamientos han sido medidos experimentalmente utilizando un microscopio confocal (ver capítulo de caracterización, apartado 5.1.3). Los desplazamientos que se observan son mayores para las estructuras tipo voladizo que para las estructuras tipo puente. Este hecho hace pensar que los diseños tipo voladizo serán más sensibles a cambios de resistividad puesto que se estresan más.

3.6. – Simulaciones modales

Mediante un análisis de tipo modal se va a examinar el movimiento vibratorio de las estructuras sometidas a fuerzas inherentes a la propia

geometría despreciándose el amortiguamiento. Es una técnica que se utiliza para determinar las características vibratorias de una estructura con comportamiento elástico y lineal, es decir, se determina cómo vibra la estructura y con qué frecuencia.

Para realizar un análisis de este tipo se necesitan definir las propiedades mecánicas como densidad ρ (Kg/m³) y módulo de Young E (Pa) de los materiales que se definen en la estructura (ver tabla 3.7). Con las dimensiones que se han definido en máscara y los valores de las constantes de los materiales encontrados en la literatura se obtienen los siguientes valores de frecuencia de resonancia para cada una de las dimensiones de estructura tipo voladizo, ver tabla 3.9.

L (μm)	b (μm)	h (μm)	fr (kHz)
1000	1000	5	4,943
500	1000	5	13,902
300	300	5	37,436
1000	1000	15	14,115
500	1000	15	37,201
300	300	15	101,373

Tabla 3.9: Resultados de las frecuencias de resonancia para primer modo de vibración estimadas por simulación modal para las estructuras tipo voladizo.

Una vez las estructuras tipo voladizo han sido medidas de forma experimental para las diferentes dimensiones y grosores (ver capítulo de caracterización), se observa como existe una discrepancia entre los valores que se han estimado por simulación con los valores que se han obtenido de forma experimental. Esta discrepancia establecida entre los valores simulados y los valores experimentales se debe a que existen parámetros que la simulación no tiene en cuenta y que resultan ser consecuencia directa del proceso de fabricación (como son sobreataque y desalineamiento entre máscaras) y que afectan directamente en la frecuencia de resonancia de la estructura dada su dependencia según la siguiente expresión [3.6.i]:

$$f_r = 0,1639 \frac{h}{L^2} \sqrt{\frac{E}{\rho}}$$

[3.6.i]

donde "E" es el módulo de Young, "ρ" es la densidad, "L" y "h" la longitud y el grosor del resonador, respectivamente. Esta expresión [3.6.i] proviene de la substitución de la constante "λ_n" en la expresión deducida [3.1.vii] para el caso de estructura tipo voladizo y primer modo de vibración.

Como se ha explicado en el anexo A, en el diseño del juego de máscaras para la fabricación de estructuras resonantes en tecnología de micromecanización en volumen del silicio, se introdujo un chip de test que ha servido para la caracterización del módulo de Young equivalente de las estructuras fabricadas en silicio. Este valor experimental fue medido en 1,52e+11 Pa a diferencia del valor inicial de módulo de Young encontrado en la literatura en 1,69e+11 Pa. Esta modificación del valor de l módulo de Young introduce un cambio en la frecuencia de resonancia estimada para el resonador y que viene dada en la tabla 3.10.

L (μm)	b (μm)	h (μm)	f _r E=1,52e+11 Pa (kHz)
1000	1000	5	4,709
300	300	5	35,742
1000	1000	15	13,409
300	300	15	96,481

Tabla 3.10: Resultados de las frecuencias de resonancia para primer modo de vibración estimadas por simulación modal para las estructuras tipo voladizo.

Con relación a las dimensiones reales del resonador, como ya se ha adelantado hay algunos efectos que la simulación no contempla como son el desalineamiento y el sobreataque y que son efectos consecuencia del proceso de fabricación pero que afectan en la longitud real del resonador y,

por tanto, en su frecuencia de resonancia. Es decir, el resonador pasa a tener una longitud " $L + \Delta L$ ". Los valores de estos incrementos de la longitud del resonador fueron estimados en 35,8 μm y 14,7 μm en función del lado del marco del chip dónde quede anclada la estructura. Este fenómeno de nuevo influye en la modificación de la frecuencia de resonancia.

Finalmente, otro de los parámetros geométricos utilizados inicialmente en las simulaciones es el grosor de la estructura resonante. Se consideran para la simulación obleas de 5 μm y 15 μm tipo SOI. El fabricante de obleas SOI envía unos datos estadísticos del grosor de capa de silicio para las distintas obleas fabricadas en un mismo lote, estableciendo unos valores de grosores máximos y mínimos. Estos grosores máximos establecidos en 5,62 μm y 16,03 μm y mínimos de 4,39 μm y 14,64 μm para 5 μm y 15 μm respectivamente. De nuevo la introducción de estos valores en la simulación, corrige las frecuencias de resonancia estimadas para cada geometría y de este modo establece un rango de frecuencias de resonancia para cada una de las dimensiones. En la siguiente tabla 3.11 se muestran los rangos de frecuencia estimados. Los valores de frecuencia experimentales caerán dentro de estos rangos.

L (μm)	b (μm)	h (μm)	Rango de frecuencias (kHz)
1000	1000	5	3,88 – 5,096
300	300	5	28,661 – 37,246
1000	1000	15	12,12 – 13,853
300	300	15	84,545 – 102,639

Tabla 3.11: Rangos de frecuencia de resonancia estimados por simulación para la estructura tipo voladizo

En conclusión, mediante simulaciones adicionales realizadas tras el proceso de fabricación es posible mejorar la precisión de las frecuencias de resonancia simuladas con las experimentales, estableciendo unos rangos de frecuencia esperados en función del tipo de geometría y dimensión. Estos

nuevos parámetros se podrán tener en cuenta para mejorar futuras simulaciones para nuevos diseños [189].

3.7. – Simulaciones con polímeros para estimación del grosor de capa depositado

Hasta ahora las simulaciones han sido utilizadas para comprobar el funcionamiento del efecto bimetal en función de las capas que definen la bicapa. Por ejemplo, se ha estudiado el efecto bimetal entre Si-SiO₂ y Si-Al. Las simulaciones estiman la temperatura alcanzada por las estructuras, los desplazamientos o el comportamiento de la estructura en resonancia.

En este apartado se pretende determinar las variaciones de frecuencia de resonancia que se produce en las estructuras cuando se deposita la capa sensible para estimar el grosor de capa de polímero depositada sobre la superficie de las estructuras. Para ello, se supone que la contribución del polímero en el comportamiento mecánico de la estructura es únicamente una contribución en masa y tras el depósito, la constante elástica de la estructura no se ve modificada. Como ya se ha explicado en el capítulo de introducción se utiliza un aerógrafo para la realización del depósito del polímero como técnica apropiada. El polímero quedará depositado sobre toda la masa de la estructura de área $l_{ma} \times w_{ma}$.

Para las simulaciones se introducen las propiedades mecánicas de los polímeros como son la densidad (ρ) y el módulo de Young (E). En la tabla 3.12 se muestran los valores de las propiedades de los polímeros que han sido utilizados en la simulación [191].

Polímero	densidad (Kg/m ³)	módulo de Young (Pa)
PEUT	1020	200e+6
PDMS	976	19e+3

Tabla 3.12: Propiedades mecánicas de los polímeros utilizados en la simulación

La simulación modal realizada con la capa sensible depositada sobre la superficie de la estructura estima las frecuencias de resonancia tras el depósito en función del grosor de polímero considerado. De este modo, se establece, en primera aproximación, una relación entre la variación de frecuencia consecuencia de la masa de polímero depositada con respecto al grosor de capa estimado y que viene dado en las tablas 3.13 y 3.14 para el caso del polímero PEUT y estructuras tipo voladizo de $1000 \times 1000 \mu\text{m}^2$ y $300 \times 300 \mu\text{m}^2$ de masa, respectivamente.

grosor de polímero (μm)	voladizo de 15 μm		voladizo de 5 μm	
	fr (kHz)	incr, fr (kHz)	fr (kHz)	incr, fr (kHz)
0	13.054	0	4.495	0
1,8	12.726	- 0.326	4.376	- 0.117
2	12.692	- 0.362	4.344	- 0.149
2,5	12.606	- 0.448	4.268	- 0.225
3	12.522	- 0.532	4.196	- 0.297
3,5	12.440	- 0.614	4.128	- 0.365
5	12.205	- 0.849	3.947	- 0.546

Tabla 3.13: Resultados de los incrementos de frecuencia de resonancia en relación con el grosor de polímero PEUT depositado, para las estructuras tipo voladizo de $1000 \times 1000 \mu\text{m}^2$ de masa y 15 μm y 5 μm de grosor de silicio.

grosor de polímero (μm)	voladizo de 15 μm		voladizo de 5 μm	
	fr (kHz)	incr, fr (kHz)	fr (kHz)	incr, fr (kHz)
0	100.132	0	37.268	0
1,8	97.626	- 2.506	34.667	- 2.601
2	97.359	- 2.773	34.413	- 2.855
2,5	96.702	- 3.430	33.805	- 3.463
3	96.058	- 4.074	33.232	- 4.036
3,5	95.428	- 4.704	32.692	- 4.576
5	93.625	- 6.507	31.246	- 6.022

Tabla 3.14: Resultados de los incrementos de frecuencia de resonancia en relación con el grosor de polímero PEUT depositado, para las estructuras tipo voladizo de $300 \times 300 \mu\text{m}^2$ de masa y 15 μm y 5 μm de grosor de silicio

De los resultados que se presentan en la tabla 3.13 se deduce que la variación de frecuencia está relacionada de forma lineal, en primera aproximación, con el grosor de polímero depositado. Esta relación, para el caso de estructuras de $1000 \times 1000 \mu\text{m}^2$ y $15 \mu\text{m}$ de grosor de silicio, viene dada por la siguiente expresión [3.7.1] y para el caso de $5 \mu\text{m}$ de grosor de silicio, por la expresión [3.7.2]

$$\Delta fr = -0,1698 * hpeut \quad [3.7.1]$$

$$\Delta fr = -0,1092 * hpeut \quad [3.7.2]$$

De forma análoga, los resultados que se presentan en la tabla 3.14 se deduce que la variación de frecuencia está relacionada de forma lineal, en primera aproximación, con el grosor de polímero depositado. Esta relación, para el caso de estructuras de $300 \times 300 \mu\text{m}^2$ de masa y $15 \mu\text{m}$ de grosor de silicio, viene dada por la siguiente expresión [3.7.3] y para el caso de $5 \mu\text{m}$ de grosor de silicio, por la expresión [3.7.4]

$$\Delta fr = -1301 * hpeut \quad [3.7.3]$$

$$\Delta fr = -1204,4 * hpeut \quad [3.7.4]$$

Para el caso tanto de estructuras grandes como pequeñas de $15 \mu\text{m}$ de grosor de silicio, el polímero produce una variación máxima en la frecuencia de resonancia en torno al 6% cuando se ha supuesto un grosor de $5 \mu\text{m}$ de polímero. Sin embargo, para el caso de estructuras de $5 \mu\text{m}$ de grosor de silicio, la variación de frecuencia que se espera, fruto de la simulación, se encuentra en torno al 12 % en las estructuras grandes y del 16 % en las estructuras pequeñas cuando se supone un grosor de $5 \mu\text{m}$ de PEUT depositado. La variación es mayor conforme más polímero se deposita sobre la superficie de la estructura.

De forma análoga, para el caso del polímero PDMS se obtienen por simulación unas tablas semejantes que relacionan la variación de frecuencia con el grosor de polímero depositado tal y como se muestra en las tablas 3.15 y 3.16, para las estructuras de $1000 \times 1000 \mu\text{m}^2$ y $300 \times 300 \mu\text{m}^2$ de masa, respectivamente.

voladizo de 5 μm		
grosor de polímero (μm)	fr (kHz)	incr, fr (KHz)
0	4.495	0
1,8	4.376	- 0.095
2	4.344	- 0.129
2,5	4.268	- 0.185
3	4.196	- 0.25
3,5	4.128	- 0.317
5	3.947	- 0.498

Tabla 3.15: Relación entre la variación de frecuencia y el grosor de PDMS depositado para la estructura tipo voladizo de $1000 \mu\text{m}$ de longitud de masa y $5 \mu\text{m}$ de grosor de silicio

voladizo de 5 μm		
grosor de polímero (μm)	fr (kHz)	incr, fr (KHz)
0	37. 268	0
1,8	35.275	- 1.993
2	35.018	- 2,250
2,5	34.410	- 2.858

Tabla 3.16: Relación entre la variación de frecuencia y el grosor de PDMS depositado para la estructura tipo voladizo de $300 \mu\text{m}$ de longitud de masa y $5 \mu\text{m}$ de grosor de silicio

De los resultados que se presentan en las tablas 3.15 y 3.16 se deduce que la variación de frecuencia está relacionada de forma lineal, en primera aproximación, con el grosor de polímero depositado. Esta relación, para el caso de estructuras de $1000 \times 1000 \mu\text{m}^2$ y $5 \mu\text{m}$ de grosor de silicio, viene

dada por la siguiente expresión [3.7.5] y para el caso de 5 μm de grosor de silicio, por la expresión [3.7.6]

$$\Delta fr = -0,099 * hpdms \quad [3.7.5]$$

$$\Delta fr = -1143 * hpdms \quad [3.7.6]$$

En el caso de las estructuras pequeñas, de $300 \times 300 \mu\text{m}^2$ de masa, para el modelo de polímero elegido hay problemas con la obtención del incremento de frecuencia a partir de 2,5 μm de grosor de polímero. Este polímero PDMS es un polímero con un módulo de Young 4 órdenes de magnitud inferior que el polímero PEUT. Esta propiedad lo que indica es que el polímero es mucho menos rígido y en consecuencia fluye más que el PEUT y por tanto, los resultados de las simulaciones modales a partir de un cierto grosor no se pueden realizar. Para ajustar los parámetros que se introducen en la simulación será necesario tener un conocimiento del comportamiento mecánico para este tipo de polímero.

Para el caso de estructuras de 5 μm de grosor de silicio y $1000 \times 1000 \mu\text{m}^2$ de masa, la variación de frecuencia que se espera, fruto de la simulación, se encuentra en torno al 11 % en las estructuras grandes y del 7,5 % en las estructuras pequeñas cuando se supone un grosor de 5 μm y 2,5 μm de PDMS depositado en las estructuras grandes y pequeñas, respectivamente. La variación es mayor conforme más polímero se deposita sobre la superficie de la estructura.

De estos datos, se deduce, por tanto, que las estructuras de $300 \times 300 \mu\text{m}^2$ de masa y 5 μm de silicio, son las más sensibles.

3.8. - Conclusiones

En este capítulo se ha realizado un breve análisis teórico del principio de funcionamiento de las estructuras resonantes obteniendo la expresión de la frecuencia de resonancia, en primera aproximación, despreciando los términos no lineales y el amortiguamiento.

Esta relación para la frecuencia de resonancia depende de la geometría, de parámetros inherentes a la naturaleza mecánica del material, como el módulo de Young "E" y la densidad " ρ " y de parámetros asociados a la geometría de la estructura resonante como son su longitud "L" y su grosor "h".

Se ha analizado de forma cualitativa los efectos de la temperatura en las estructuras y los efectos de la aparición de estrés mecánico. Se concluye que el estrés mecánico produce un efecto en la flexibilidad de las estructuras y por tanto, es un efecto que no influye tanto en la decisión de las estructuras a fabricar sino que más bien es un efecto que hay que intentar evitar por su relación con la sensibilidad de las estructuras.

Se ha analizado el principio de actuación y de detección de las estructuras resonantes propuestas. Dado que el principio de detección es piezoresistivo se examinan los parámetros que influyen en el diseño para la definición de las piezoresistencias, en forma de puente de Wheatstone, en las estructuras. Se han estudiado las ventajas de definir piezoresistencias implantadas en contraposición con un proceso de definición por difusión de impurezas. Por bibliografía, es conocida la dependencia de los coeficientes piezoresistivos del silicio, tanto tipo p como tipo n, con la temperatura, con la dosis y tipo de impureza. En este trabajo se han definido las piezoresistencias implantadas, tipo p y con concentración superficial en el rango de 10^{19} cm^{-3} , obteniéndose buenos resultados en cuanto a sensibilidad.

Se ha analizado el principio de actuación propuesto para las estructuras resonantes basado en el efecto bimetal. Se ha estudiado con ANSYS dicho efecto en una estructura tipo bicapa con simulaciones acopladas térmico - estructurales. Se ha comprobado como el efecto bimetal depende de los materiales que se utilicen, ya que dependen de su coeficiente de dilatación térmico, así como de la relación entre los grosores de los materiales que formen la bicapa. En función de la relación entre estos grosores de capas se ha evaluado la efectividad del efecto bimetal.

Se ha definido el tamaño de chip diseñado teniendo en cuenta la tecnología que se va a desarrollar y el encapsulado que incluirá la soldadura anódica de una oblea de vidrio en la cara dorso.

Se concluye la parte de diseño mediante la descripción de las geometrías y dimensiones. Las geometrías propuestas son tanto estructuras mecánicas tipo voladizo como tipo puente.

Las estructuras mecánicas se aplicarán en el campo de los sensores de gases y se ha supuesto que el efecto de la capa sensible sea exclusivamente en masa. De este modo, con las dimensiones que se han decidido fabricar se obtiene que las geometrías que, a priori son más óptimas para el tipo de aplicación, son las estructuras tipo voladizo de 300 μm de longitud de masa.

La simulación por elementos finitos ha permitido realizar análisis complejos utilizando modelos sencillos para estudiar tendencias, comprobar comportamiento de materiales o establecer valores de parámetros que caracterizan un tipo de respuesta. De este modo, mediante la simulación se ha comprobado el comportamiento del efecto bimetal con distintos tipos de capas. Para ello, se ha usado un modelo 2D para analizar dicho efecto Si-SiO₂ y Si-Al.

Por otro lado, se han obtenido los valores de temperatura alcanzada por la estructura en función de la potencia aplicada a las resistencias actuadoras.

Asimismo, se han obtenido los valores de los desplazamientos estáticos correspondientes al efecto de la dilatación de los distintos materiales utilizados para las estructuras voladizo y puente de $1000 \times 1000 \mu\text{m}^2$ de masa.

Mediante las simulaciones modales no sólo se han obtenido los valores de las frecuencias de resonancia para cada una de las geometrías diseñadas sino que se han establecido unos rangos de frecuencia esperados para cada estructura una vez han sido introducidas las correcciones de los parámetros geométricos consecuencia de la fabricación.

Finalmente, mediante la simulación se pueden estimar los valores de grosor de polímero depositado ya que existe una relación lineal, en primera aproximación, que relaciona el cambio de frecuencia con el grosor de capa depositada. Esto es especialmente interesante debido a que la capa polimérica es transparente y es difícil la medida de su espesor mediante técnicas ópticas.

Los estudios analíticos y de simulación realizados, corroboran las expectativas que se esperan para las estructuras que se fabricarán en tecnología en volumen y que se pasan a describir a continuación.

Capítulo 4:

Fabricación y encapsulado de resonadores

En el capítulo 1 se han introducido las diferentes tecnologías y técnicas disponibles para la fabricación de microsensores basados en la tecnología del silicio. En concreto y dentro del campo de la tecnología micromecanizada del silicio, se ha profundizado en el estudio de los sensores mecánicos resonantes. En este capítulo, nos centraremos en la tecnología de fabricación que ha sido utilizada para la fabricación de estructuras mecánicas tipo resonador y que está basada en la micromecanización del silicio en volumen en sustratos tipo BESOI (Bond and Etch-back Silicon On Insulator). La principal ventaja asociada al uso de este tipo de sustratos consiste en la simplificación del proceso de ataque anisotrópico del silicio, como se analizará a continuación. El principal inconveniente es el coste de las obleas que es, del orden de 9 veces superior al coste de una oblea de silicio normal. Sin embargo, como el proceso de fabricación se simplifica puesto que disminuye el número de

niveles y, por tanto, el número de máscaras, se llega a la conclusión de que usar estas obleas BESOI puede suponer un ahorro económico.

En este capítulo se va a introducir en primer lugar, la tecnología de micromecanizado en volumen utilizando substratos tipo BESOI. A continuación se explicará brevemente las consideraciones tecnológicas que son necesarias para la definición de las resistencias detectoras. Seguidamente, se realiza la descripción del proceso tecnológico para la fabricación de estructuras resonantes en esta tecnología. Se concluye el capítulo evaluando la posibilidad de cambiar el modo de serrado de los chips para terminar con una breve descripción del tipo de encapsulado elegido.

4.1. - Tecnología en volumen: substratos BESOI

La tecnología de micromecanizado en volumen utilizada en la fabricación consiste, como ya se ha explicado en el capítulo de introducción, en la utilización de todo el grosor de la oblea de silicio para la fabricación de las estructuras en tres dimensiones. Por ello, para la fabricación de estos resonadores se ha de utilizar el procesado de doble cara. La técnica principal que se usa para el procesado en doble cara consiste en el grabado anisotrópico del silicio, bien en seco o bien en húmedo, con el fin de estructurar la oblea de silicio.

Para la realización del grabado anisotrópico en húmedo se dispone de diferentes agentes grabadores. Los más comunes son el EDP, hidracina, KOH, y TMAH. Estos grabadores tienen diferentes velocidades de grabado en función de la concentración y temperatura, por lo que cada laboratorio dispone de sus propias condiciones de grabado. Como materiales para la protección de capas que no se desean grabar se utiliza el óxido de silicio y el nitruro de silicio. Como método para determinar el momento en que termina el proceso de grabado se utiliza el paro electroquímico o el control por tiempo. Uno de los principales inconvenientes del uso de estas técnicas

consiste en conocer con exactitud el punto final en el que termina el proceso de grabado, ya que tanto un sobreataque como un ataque corto afecta al grosor final de la estructura y por tanto, afectaría directamente a la frecuencia de resonancia dada su directa dependencia con el grosor de la estructura (expresión 3.1.vii). Por otro lado, este tipo de detección del ataque anisotrópico da lugar a grosores poco repetitivos y por tanto, a un desconocimiento del grosor final de la masa y, en consecuencia, se obtendría para una misma geometría una disparidad de frecuencias de resonancia.

Una manera sencilla de solucionar por un lado el punto final del grabado anisotrópico y por otro, determinar con repetitividad el grosor de la masa de la estructura resonante, consiste en la utilización de obleas comerciales tipo BESOI. Esta tecnología BESOI ofrece la posibilidad de fabricar estructuras con una capa de silicio que está eléctricamente aislada del sustrato de silicio a través de una capa de óxido de silicio enterrado. De este modo, el óxido enterrado se puede utilizar como material de paro del ataque anisotrópico tanto para el grabado seco como húmedo. El silicio sobre la capa de óxido enterrado es de una alta calidad, lo que permitirá diseñar y fabricar sensores muy pequeños y mejorar su comportamiento térmico, eléctrico y mecánico.

Por tanto, el uso de este tipo de obleas BESOI permite simplificar el proceso de fabricación ya que elimina máscaras y niveles fotolitográficos ya que no es necesario definir un pozo tipo p o n para la detección del ataque por paro electroquímico y por tanto, define con exactitud, salvo pequeñas desviaciones dadas por el fabricante, el grosor de la masa resonante. Queda agregar que la tecnología BESOI es una tecnología muy versátil y compatible con otras como la tecnología CMOS [34], [87-88], [91], [192-193].

En la siguiente tabla se muestran las especificaciones estándar para obleas tipo SOI en función del tipo de fabricante.

Especificaciones parámetros	ShinEtsu [194]	Siliconquest [195]
diámetro (mm)	100, 125, 150, 200	100, 125, 150, 200
orientación cristalográfica	<100>, <110>	<100>, <111>
tipo de impureza	N o P	N o P
grosor de capa de Si (μm)	1.5 – 7 $\mu\text{m} \pm 0.5 \mu\text{m}$	1 – 20 $\mu\text{m} \pm 0.1 \mu\text{m}$
	7 - 10 $\mu\text{m} \pm 1 \mu\text{m}$	20 – 100 $\mu\text{m} \pm 2 \mu\text{m}$
	10 - 20 $\mu\text{m} \pm 1.5 \mu\text{m}$	
grosor SiO ₂ enterrado (μm)	0.5, 1, 2, 3, 4 $\pm 5\%$	0.2 – 15 $\mu\text{m} \pm 5\%$
grosor Si bulk	450 $\mu\text{m} \pm 25 \mu\text{m}$	300 – 725 $\mu\text{m} \pm 15 \mu\text{m}$
Resistividad ($\Omega \text{ cm}$)	10 – 20	1 - 10

Tabla 4.1: Especificaciones de los substratos SOI comerciales según los fabricantes ShinEtsu y Siliconquest

En la tabla 4.1 se muestra como en función del proveedor, las especificaciones de las obleas se modifican. Se pueden encontrar fabricantes en los que los grosores de capa de silicio SOI sean de hasta 0,2 μm [196].

Para el caso de fabricar estructuras tipo resonador con substratos SOI, dada la relación de la frecuencia de resonancia con el grosor de la capa de silicio (ver expresión 3.1.vii), interesan que los grosores de la capa de silicio se encuentre dentro del rango de las decenas de micras. De este modo, se obtendrán frecuencias de resonancia del orden de las centenas de kiloHertz y la electrónica asociada al funcionamiento del dispositivo resulte sencilla. Tomando como base el orden de frecuencias que se desean obtener para las estructuras que se fabriquen, se decide utilizar obleas SOI de 5 y 15 μm de grosor de silicio y 2 μm de grosor de óxido enterrado.

A continuación se realizará una breve descripción de las consideraciones tecnológicas para la definición de las piezoresistencias y los pasos

tecnológicos del proceso de fabricación de los resonadores fabricados mediante este tipo de substratos BESOI.

4.2. - Consideraciones tecnológicas para la definición de las piezoresistencias

Dado que el principio de actuación es electrotérmico y el principio de detección es piezoresistivo a través de una configuración en puente de Wheatstone, el diseño y fabricación de las piezoresistencias detectoras, es fundamental para el funcionamiento del dispositivo final. Por ello, existen unos parámetros tecnológicos a tener en cuenta en la fase de fabricación de las piezoresistencias y que se pasa a explicar a continuación.

Las obleas de partida son de tipo n, por tanto, las piezoresistencias se definen por implantación de boro con dosis de $1,22e+15 \text{ at}\cdot\text{cm}^{-2}$ y 50 KeV de energía. El valor de la dosis y la energía está calculado mediante el programa SUPREM para obtener valores de resistividad de $100 \Omega/\square$ [129].

El nivel de impureza y profundidad de la implantación se ha medido para una oblea de grosor $15 \mu\text{m}$ utilizada en la fabricación, tal y como se muestra en la figura 4.1.

En la figura 4.1 se muestra la medida experimental de la profundidad de la implantación de boro o Spreading Resistance. Se ha obtenido una profundidad de implantación de impureza en la estructura del silicio de $0,55 \mu\text{m}$, aproximadamente. Con estos resultados, queda asegurado que la implantación sea superficial y que el nivel de profundidad quede muy por encima del plano medio del grosor de la capa donde el estrés se anula. En el caso de obleas de $5 \mu\text{m}$ de grosor de silicio, la implantación quedaría a $1,95 \mu\text{m}$ del plano medio de la capa donde el estrés se anula. Si se llegara al plano medio la sensibilidad quedaría disminuida en función de la profundidad y si la implantación ocupara todo el grosor de la capa resultaría

imposible realizar la medida por estrés (ver figura 4.2), ya que el principio de detección está basado en la medida por cambio de estrés superficial en las piezoresistencias y este estrés se vería compensado.

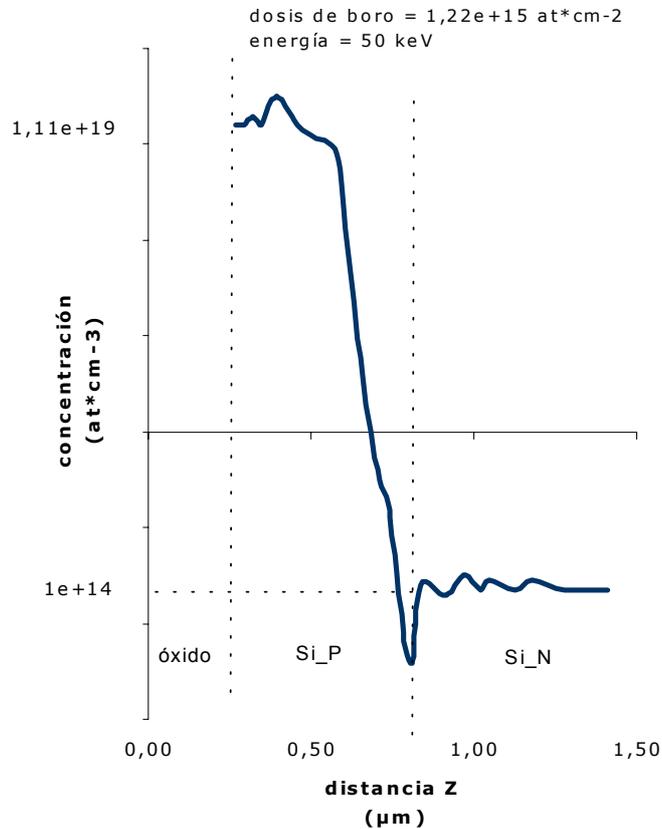


Figura 4.1: Medida del nivel de profundidad de la implantación de boro para definición de las piezoresistencias mediante Spreading Resistance en oblea de 15 μm

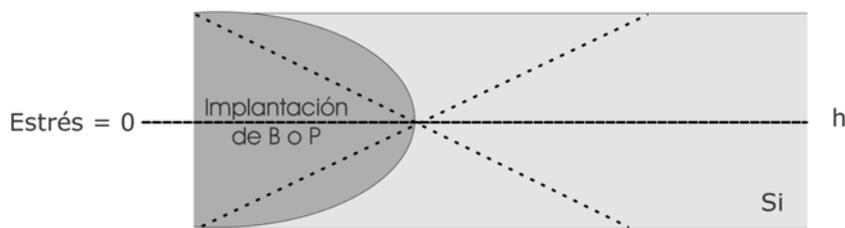


Figura 4.2: Dibujo esquemático del caso en el que la profundidad de la implantación ocupe todo el grosor de la capa

4.3. - Descripción del proceso de fabricación de resonadores en substratos tipo SOI

Se parte de obleas SOI tipo n, como substratos, de 100 mm de diámetro pulida por ambas caras con orientación <100> dopada con fósforo con una resistividad de 10-20 $\Omega \cdot \text{cm}$. Las obleas SOI consisten en $450 \pm 25 \mu\text{m}$ de grosor como base de silicio con 2 μm de óxido de silicio enterrado y $5 \pm 0.5 \mu\text{m}$ o $15 \pm 1 \mu\text{m}$ de silicio soldado que es la capa que define el grosor final de la estructura resonante. A continuación se pasa a describir el proceso básico de fabricación.

El proceso de fabricación está pensado para el desarrollo de dispositivos resonantes en tecnología micromecanizada en volumen y consta, inicialmente, de 59 etapas. Para la fabricación de los dispositivos resonantes hacen falta 6 niveles de máscara. La secuencia de las máscaras para el proceso de fabricación ha sido descrita en el anexo A..

Tras la limpieza inicial y fotolitografía del primer nivel, se rebaja 2000Å el silicio para dejar marca de los motivos de alineamiento sobre la cara componente ya que cuando se realice la implantación de boro no deja marca para el alineamiento de la máscara siguiente. A continuación se realiza una oxidación seca de 300Å. Este óxido servirá como protección del silicio del grabado del nitruro de silicio y para la posterior implantación de las piezoresistencias. Se depositan 1800Å de nitruro de silicio en ambas caras. Se realiza una implantación de boro de dosis $2,5e+15 \text{ at} \cdot \text{cm}^2$ a 40 KeV de energía en la cara dorso para reducir el estrés de la capa de nitruro de silicio. Seguidamente se hace la fotolitografía con la segunda máscara por cara dorso para la apertura de la capa de nitruro de silicio para preparar el posterior ataque anisotrópico y se elimina la capa de nitruro de silicio de la cara componente. En la figura 4.3.a se muestra un esquema de la sección del dispositivo llegado a este punto.



Figura 4.3.a: Corte transversal del dispositivo una vez ha sido grabada la capa de nitruro de silicio con máscara KOH en la cara dorso

A continuación se realiza la tercera fotolitografía que sirve de máscara para la implantación de boro con una dosis de $1,22e+15$ at*cm² y a 50 KeV de energía. La implantación se realiza en la cara componente y se definen las piezoresistencias. La figura 4.3.b muestra un esquema llegado a esta fase.



Figura 4.3.b: Corte transversal del dispositivo una vez se han definido las piezoresistencias mediante máscara piezo

Tras una limpieza se realiza una oxidación seca para obtener un óxido térmico de 300Å, y se deposita en cara la componente, 1000Å de óxido PECVD. Mediante la cuarta máscara se abre el óxido para el contacto en las piezoresistencias al tiempo que se define el óxido que separará el aluminio del sustrato y también se define el área de óxido que formará el elemento

actuador como parte del efecto bimetal. La figura 4.3.c muestra un esquema del dispositivo en este punto.



Figura 4.3.c: Corte transversal de un dibujo esquemático una vez se ha crecido un óxido térmico de 1000Å de grosor y se ha definido mediante máscara CONTACT abriendo los contactos de las piezoresistencias

Seguidamente, se deposita una capa de aluminio que se grabará mediante la quinta máscara. La figura 4.3.d muestra como queda una vez se ha realizado el depósito de la capa de aluminio para la definición de los contactos y las pistas de aluminio.

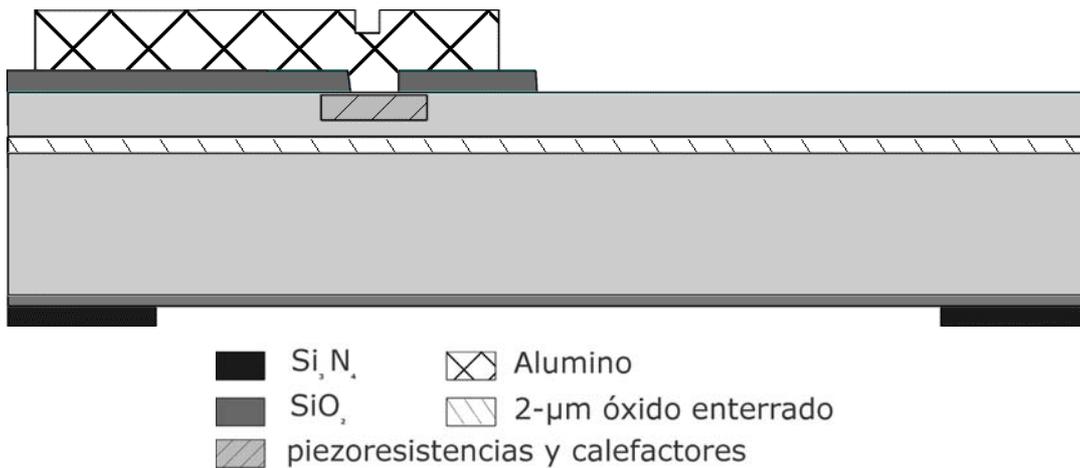


Figura 4.3.d: Corte transversal de las obleas una vez se ha depositado y definido las pistas de aluminio mediante máscara ALU

Mediante una fotolitografía (sexta máscara), por cara componente, se definen las estructuras utilizando la resina depositada como máscara. A continuación, se realiza el ataque anisotrópico mediante el grabado por KOH al 40% y 75°C de temperatura del silicio por cara dorso. Se utiliza como máscara una capa de 1800Å de nitruro de silicio y los 300Å de óxido térmico. El grabado anisotrópico se detiene en la capa de óxido enterrado (ver figura 4.3.e).

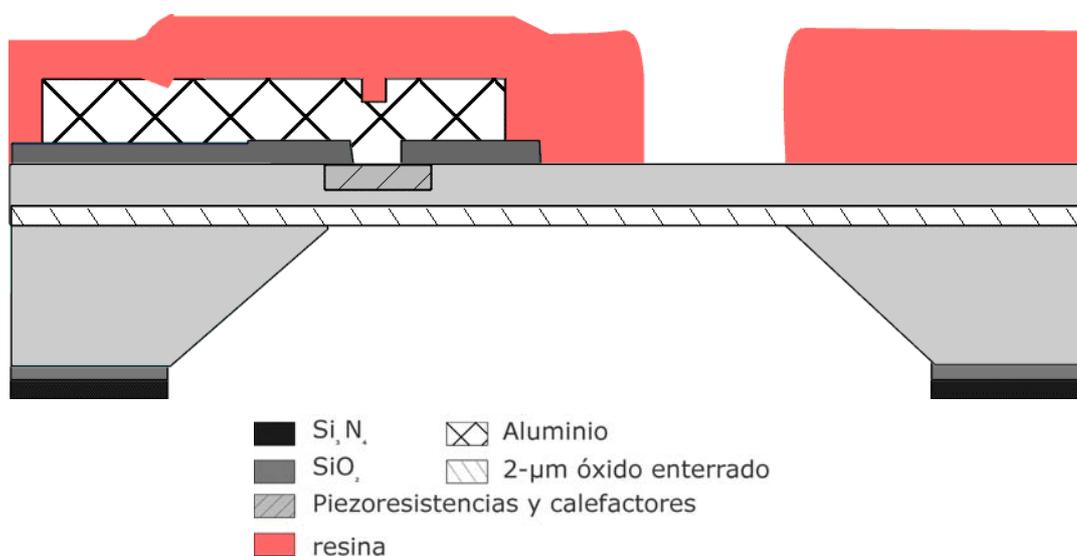


Figura 4.3.e: Corte transversal de las obleas una vez se ha realizado el grabado anisotrópico con KOH

Se elimina la capa de 1800Å de nitruro de silicio, se eliminan los 300Å de óxido térmico y la capa de 2μm de óxido enterrado de la cara dorso. Finalmente se liberan las estructuras mediante RIE (Reactive Ion Etching) de 15 μm y 5 μm según el grosor inicial de substrato y se elimina la resina (ver figura 4.3.f).

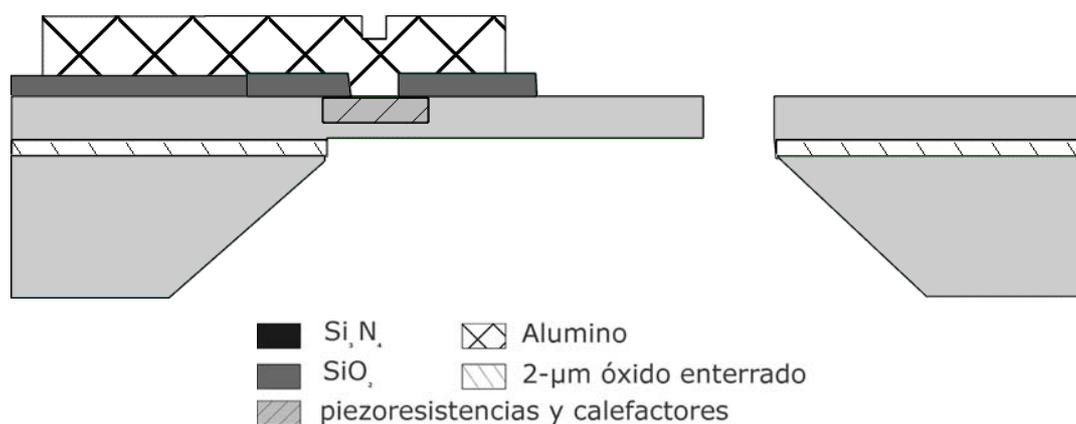


Figura 4.3.f: Corte transversal de la estructura final tipo voladizo fabricada con sustrato BESOI

Aunque las estructuras tienen su principio de funcionamiento basado en el efecto bimetal Si-SiO₂, el objetivo principal para este proceso, consiste en estudiar si hay influencia de la capa de aluminio en los dispositivos y cómo es esta influencia. Por ello se fabricarán las estructuras con valores límites de grosores de capas. Se aumentará el grosor de aluminio y se reducirá el grosor del óxido y se cotejarán los resultados experimentales con los esperados por simulación (ver capítulo 3). De este modo, al final del proceso se obtienen dos tipos de obleas para las estructuras finales y que quedan resumidas en la siguiente tabla 4.2.

oblea tipo	grosor de óxido (Å)	grosor de aluminio (µm)
A	1000 plasma	0.7
B	500 plasma	1.5

Tabla 4.2. – Cuadro resumen de los tipos de obleas que se han fabricado en función de los grosores de las capas de óxido y de aluminio depositadas.

En la figura 4.3.g, se muestra un esquema del dispositivo final para cada una de los tipos de oblea procesadas.

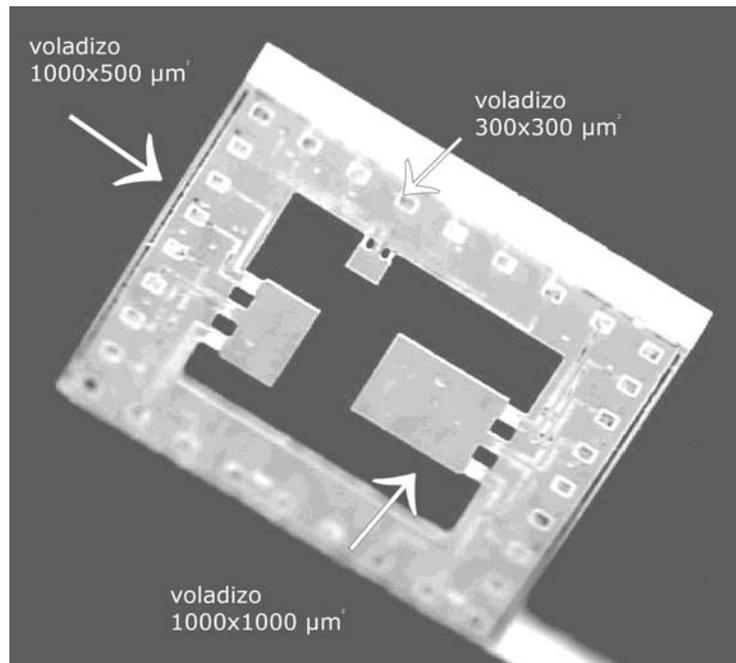


Figura 4.3h1: Fotografía del chip voladizo de 5 de 1000 μm , 500 μm y 300 μm de longitud de masa fabricado

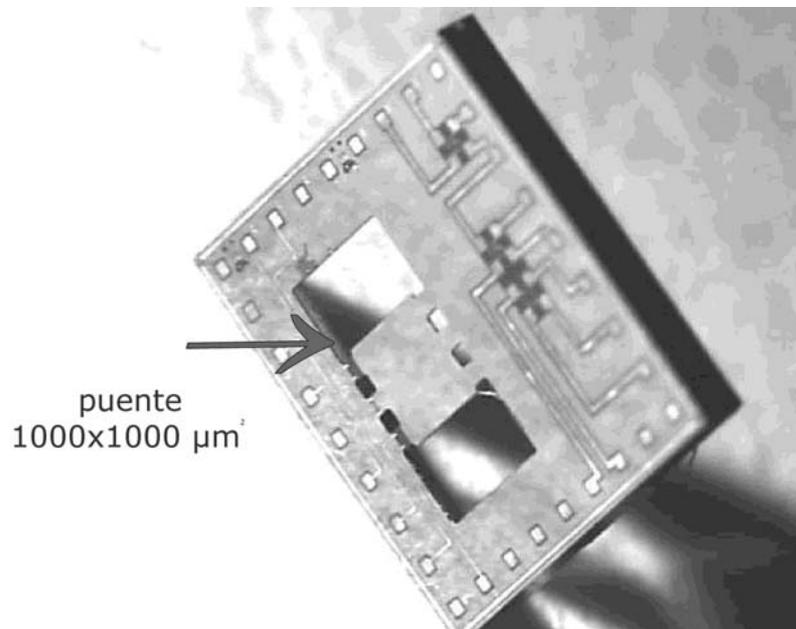


Figura 4.3h2: Fotografía de la estructura tipo puente (E) de 1000 μm de longitud de masa fabricado

Los resultados que se obtienen para cada una de las estructuras fabricadas en obleas tipo A o B se presentan en el capítulo de caracterización.

4.4. - Serrado estándar de estructuras micromecanizadas

Uno de los principales problemas una vez fabricadas las estructuras consiste en el serrado de las obleas para el posterior encapsulado de los chips. El proceso de serrado de las estructuras para la separación de los chips para su posterior encapsulado, es un proceso muy delicado ya que utiliza una sierra para el corte y agua a presión para refrigerar la sierra durante el proceso. Por tanto, es un procedimiento que resulta muy agresivo para los dispositivos. Este agua a presión puede romper las estructuras fabricadas y puede introducir en las cavidades los restos de polvo de silicio que se van desprendiendo durante el proceso de corte.

En el CNM se tiene experiencia en el serrado de estructuras tipo acelerómetros [129], [197]. El procedimiento para el serrado de estructuras como acelerómetros y sensores de presión, consiste en una oblea de vidrio soldada en la cara dorso del chip utilizando la técnica de soldadura anódica. El hecho de soldar una oblea de vidrio da robustez a las estructuras para que se realice el serrado con un alto rendimiento de dispositivos para encapsular y caracterizar.

La soldadura anódica es una técnica muy conocida [198-199] que permite sellar de forma hermética y permanente el vidrio y el silicio sin necesidad de utilizar pegamentos o adhesivos. Estas obleas de vidrio son especiales y tienen la particularidad de tener el valor del coeficiente de expansión térmica similar al del silicio, ($\text{ALPHX vidrio} = 3,2 \text{ e-6 K}^{-1}$), garantizando el ensamblaje libre de estreses. La figura 4.4 muestra un esquema del montaje experimental para la soldadura anódica de una oblea de vidrio con una oblea de silicio.

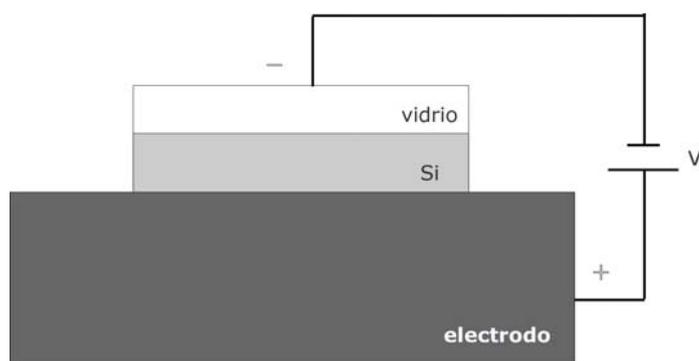


Figura 4.4: Montaje esquemático para la soldadura electrostática de una oblea de silicio con una oblea de vidrio

La soldadura anódica de las estructuras resonantes, definidas en la oblea de silicio, a la oblea de vidrio PYREX 7740; se lleva a cabo con el equipo comercial para realizar soldaduras denominado PLASMOS FAB ("Field Assistant Bonding") 150S. Mediante esta técnica es posible realizar uniones permanentes a temperaturas muy por debajo de la temperatura de fusión del vidrio que se produce a 821°C. De este modo, las superficies limpias y pulidas de vidrio y silicio se ponen en contacto, colocando el conjunto en una placa calefactora, de forma que la oblea de silicio esté en contacto directo con ésta y sobre el vidrio un electrodo que hace de cátodo. Una vez colocado el conjunto de obleas se calientan hasta alcanzar una temperatura de 400°C. A esta temperatura se aplica un potencial de 1000V. El valor del voltaje depende del tamaño de la oblea de vidrio y de si sobre la oblea de silicio hay alguna capa de material aislante SiO_2 o Si_3N_4 , ya que éstos junto con la rugosidad de las muestras a soldar, son los principales elementos resistivos del sistema [129].

Una vez que se ha soldado la oblea de vidrio con la oblea de silicio, para evitar los problemas de suciedad durante el proceso de corte, se deposita una resina diluida con acetona de forma pueda llenar fácilmente toda la oblea. Esta resina, por tanto, protegerá a los dispositivos ya que los restos

de suciedad serán totalmente eliminados cuando se elimine la resina tras la limpieza de los chips con acetona e isopropanol.

Este es el proceso de encapsulado estándar que está puesto a punto en el CNM. Este proceso permite, mediante la soldadura de una oblea de silicio con una oblea de vidrio PYREX 7740 de 1 mm de espesor, dar una mayor robustez a las estructuras para el serrado de los chips y obtener un mayor rendimiento de dispositivos finales para encapsular. El vidrio también relaja a las estructuras de los esfuerzos mecánicos debido al encapsulado.

En este trabajo también se va a evaluar si es necesario soldar una oblea de vidrio en la cara dorso de las estructuras fabricadas tipo resonador. Para ello, se presentan unas pruebas de corte de las obleas que han sido realizadas sin vidrio y sin resina y que a continuación se pasan a describir.

4.4.1. – Pruebas de serrado en estructuras micromecanizadas tipo resonador

La técnica de serrado de chips se ha evaluado para el caso de las estructuras resonantes tipo voladizo y puente fabricadas con tecnología de micromecanizado en volumen. En este caso y para la realización de esta prueba, se eligió una oblea de 5 μm de grosor de silicio, ya que a priori son más frágiles que las obleas de 15 μm .

En esta primera prueba de serrado de los chips sin vidrio se ha cubierto mitad de la oblea con resina, quedando la otra mitad sin resina. Los parámetros que hay que controlar para realizar esta prueba son la presión y el caudal de agua. De este modo y teniendo en cuenta la fragilidad de los dispositivos, se controla la presión del agua como parámetro más crítico durante el proceso de corte, de forma que, la presión sea lo más baja posible sobre la cuchilla que realiza el corte y que tiene contacto físico con las estructuras. En la figura 4.5 se muestra una fotografía de dos chips

cortados sin vidrio. La fotografía de la figura 4.5.a corresponde a un chip cortado sin resina mientras que la fotografía de la figura 4.5.b corresponde a un chip cortado con resina.

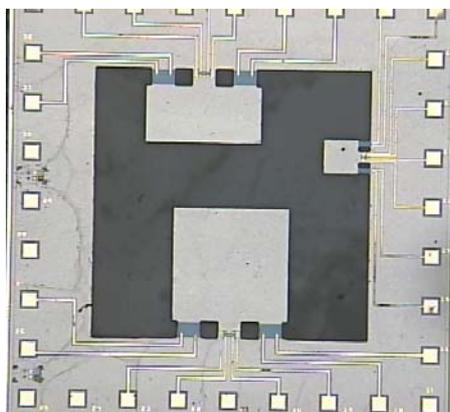


figura 4.4.a

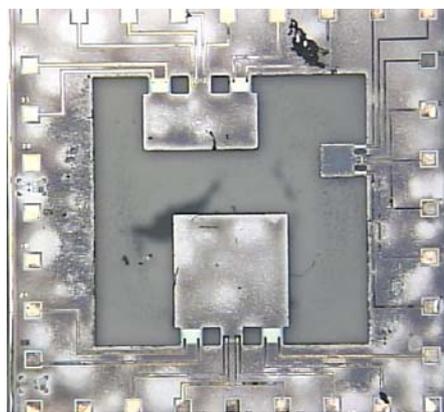


figura 4.4.b

Figura 4.5: Fotografía del chip voladizo de 5 μm de grosor de silicio una vez que han sido serrados. **(a)** La fotografía muestra el aspecto del chip serrado sin vidrio y sin resina **(b)** la fotografía muestra el aspecto del chip serrado sin vidrio y con resina una vez que la resina ha sido eliminada mediante acetona e isopropanol.

Tras el análisis de los resultados obtenidos y evaluando el proceso de corte estándar de los chips puesta a punto para estructuras como acelerómetros y sensores de presión, para las estructuras tipo voladizo y puente el serrado de los chips sin vidrio y sin resina es de alto rendimiento (en torno al 80%). Además los dispositivos quedan más limpios sin depositar resina y evita la manipulación de los mismos puesto que reduce el número de pasos tecnológicos, como la eliminación de la capa de nitruro y el óxido de silicio de la cara dorso así como la soldadura anódica de una oblea de vidrio, depósito de resina y eliminación de la misma. Con lo cual, a partir de estas pruebas, los chips se cortarán mediante este procedimiento, es decir, sin resina y sin vidrio, para el resto de obleas disponibles.

4.5. – Incidencias en el proceso de fabricación

Una vez se han fabricado los dispositivos con esta tecnología de micromecanizado en volumen, hay obleas que se han cortado de forma estándar mediante la soldadura anódica de una oblea de vidrio y el depósito de una resina para el corte de los dados que constituye el chip y otras que se han cortado con el nuevo procedimiento, es decir, sin vidrio y sin resina. Con el método estándar, la resina queda depositada cubriendo los dispositivos e incluso puede rellenar los agujeros de ataque anisotrópico. Dada la funcionalidad de las estructuras fabricadas y en el peor de los casos, una incorrecta eliminación de la resina puede llegar a amortiguar la respuesta dinámica, afectando directamente en su factor de calidad. Para asegurarse de que la eliminación de la resina es completa requiere una inspección exhaustiva del estado de cada chip individual. Incluso se ha observado, como al depositar la resina y una vez se ha secado, esta resina tira de las estructuras que están libres hacia abajo lo cual hace que las estructuras queden forzadas (estresadas) para el proceso de corte y por tanto, las estructuras se encuentran más debilitadas (ver figura 4.6) y esta situación influye en el rendimiento final de los dispositivos que se tienen disponibles para el encapsulado y su posterior caracterización.

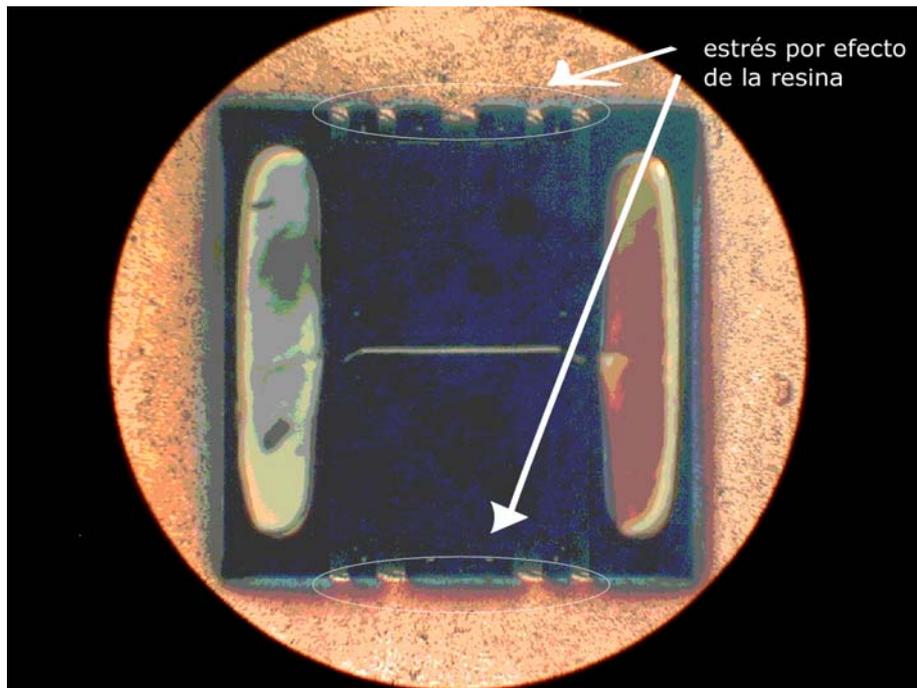


Figura 4.6: Imagen de un dispositivo cubierto de resina antes de realizar el proceso de corte

En la figura 4.6 se puede observar la influencia de la resina en las estructuras. Cuando se deposita la resina y se seca, ésta se contrae tirando de las estructuras que están libres en uno de sus extremos. Al tirar la resina de las estructuras, éstas se doblan estresándose resultando unas estructuras mucho más débiles y sensibles en el proceso de corte.

Durante la inspección de la oblea cubierta de resina, también se puede observar que ésta resina no rellena bien los agujeros de ataque anisotrópico, en algunos chips. En la figura 4.7 se muestra un ejemplo de cómo la resina no rellena y por tanto, no cubre bien las estructuras.

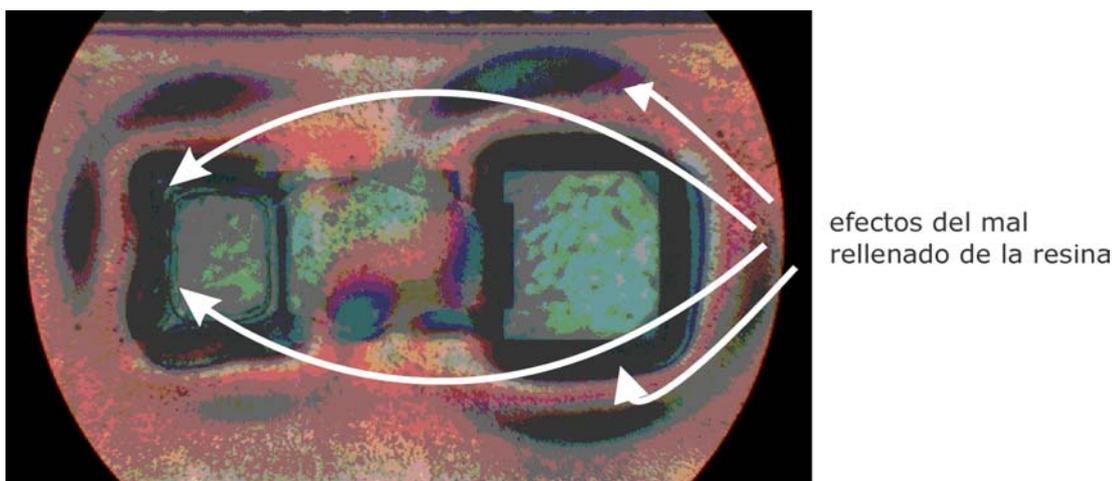


Figura 4.7: Fotografía de una estructura tipo puente de 500 μm de longitud de masa en la que se observa el mal relleno de la resina

Es decir, que un proceso que resulta beneficioso para el caso de los acelerómetros queda en entredicho para el caso de las estructuras tipo resonador. Queda probado experimentalmente, que realizar un serrado de los chips sin vidrio y sin resina es conveniente para el caso de las estructuras tipo voladizo y puente.

En el capítulo de caracterización se mostrarán resultados para chips que han sido cortados de forma estándar y chips cortados sin vidrio y sin resina.

4.6. – Encapsulado de las estructuras fabricadas

El encapsulado es tarea fundamental en el funcionamiento del dispositivo final, ya que pueden introducir estreses no deseados que pueden modificar los resultados de su caracterización. Dentro de los dispositivos micromecanizados, los dispositivos resonantes plantean una dificultad añadida a la hora de su encapsulado. En la literatura, la mayoría de los microsensores resonantes, son encapsulados en vacío para asegurar un alto factor de calidad de su resonancia mecánica y una alta sensibilidad. En este caso, los dispositivos resonantes que se han fabricado no pueden ser

encapsulados en vacío dada su futura aplicación como sensores de gases. Por ello, las estructuras deben quedar al aire para el depósito de la capa sensible tipo polimérica y por el tipo de aplicación de las estructuras para poder detectar gases. Por este motivo se proponen distintos tipos de encapsulado.

Para el encapsulado de los dispositivos resonantes, se han utilizado principalmente dos tipos: las bases metálicas y las placas de circuito impreso PCB (Printed Board Circuit), cuyas geometrías y dimensiones quedan descritos en el anexo B. La utilización de distintos tipos de encapsulado se justifica desde el punto de vista que, el encapsulado, no sólo puede afectar a la respuesta mecánica de la estructura sino que el tipo de encapsulado tiene que estar pensado de modo que el tamaño final de dispositivo sea el óptimo para el depósito de la capa sensible, para la aplicación concreta y su incorporación en el sistema completo de medida.

A continuación se realiza una breve descripción de los tipos que han sido utilizados.

4.6.1. -Encapsulado de las estructuras resonantes en bases metálicas

El encapsulado se ha realizado en bases metálicas tanto para estructuras con y sin vidrio soldado en la cara dorso. Este tipo de encapsulado es el que se utiliza con más frecuencia en sensores de gases y permite realizar el depósito de la capa sensible modificando la cápsula. En las bases metálicas elegidas, únicamente se puede realizar la conexión de una sola estructura pero dada la disponibilidad de dispositivos se utilizó este encapsulado para caracterizaciones de las estructuras y para la realización de pruebas de depósito del material sensible.

Para cada una de las estructuras que se han diseñado es necesario disponer de 8 patas o conexiones, 4 para las resistencias actuadoras y otros 4 para las resistencias del puente de Wheatstone. La fotografía de la figura 4.8 se muestra un ejemplo de dispositivo encapsulado en este tipo de base.

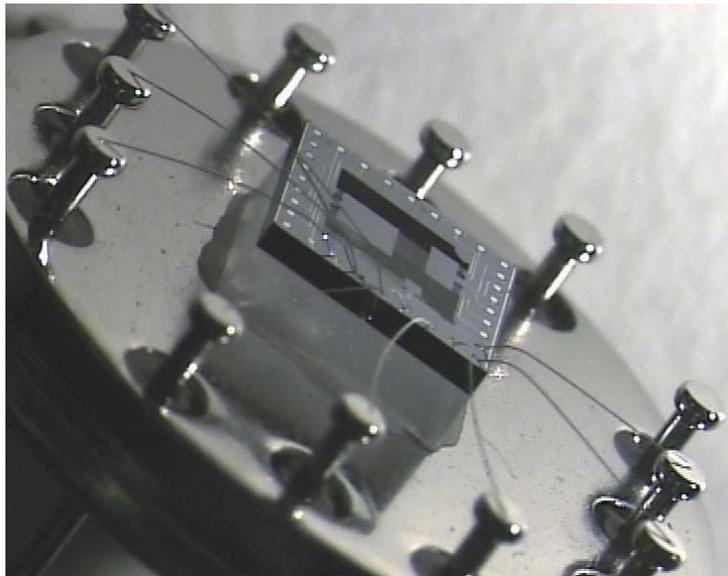


figura 4.8

Figura 4.8: Vista en perspectiva del detalle de la soldadura de los hilos para el conexionado de la estructura voladizo de 300 μm de longitud de masa en la base metálica

4.6.2. – Encapsulado de las estructuras resonantes en placa de circuito impreso PCB (Printed Circuit Board)

El uso de las placas de circuito impreso permite encapsular diseños especiales que no se adaptan a las características de los tipos de encapsulado comerciales, (como por ejemplo los DIL o "Dual-In-Line"); ya que la principal ventaja asociada a un encapsulado en placa de circuito impreso, es que es un diseño ajustado a las necesidades de cada caso concreto. Principalmente, se han diseñado y fabricado tres tipos de encapsulados en placas de circuito impreso cuyas dimensiones se

especifican en el anexo B. En la fotografía de la figura 4.9, se muestra un ejemplo de dispositivo encapsulado en placa PCB, (según el diseño B3.2), donde se muestra un ejemplo de encapsulado en placa PCB para el conexionado simultáneo de dos estructuras del chip. En concreto, se conectan las estructuras tipo voladizo de 300 μm y 1000 μm de longitud de masa.

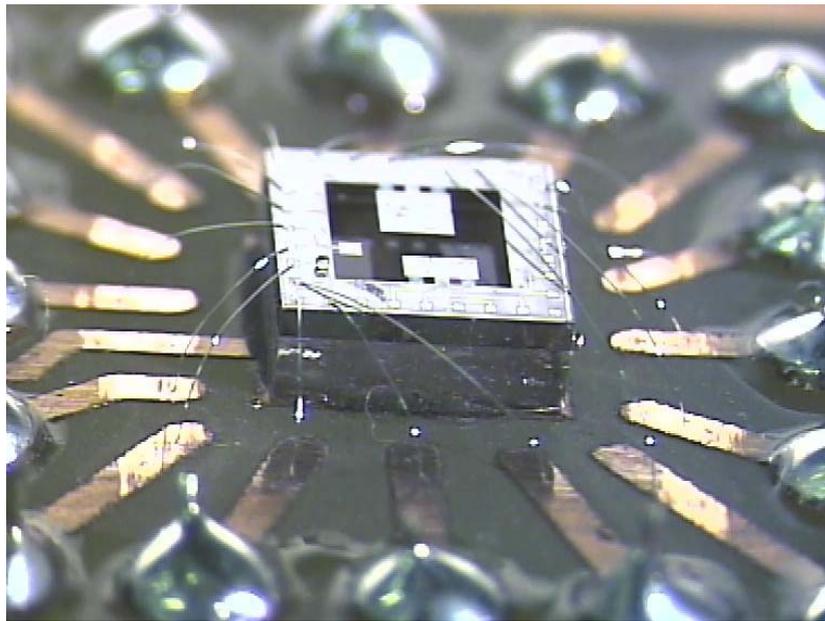


figura 4.9

Figura 4.9: Vista en perspectiva del detalle de la soldadura de los hilos para el conexionado dos estructuras tipo voladizo de 1000 μm y 300 μm de longitud de masa

El encapsulado en placa de circuito impreso es muy barato y versátil ya que permite realizar el diseño del encapsulado de las estructuras "a la carta". Otra ventaja asociada a este tipo de encapsulado está en la posibilidad de usar una cápsula, diseñada para las estructuras fabricadas en tecnología en superficie del proyecto "Jamotrón", para tapar el dispositivo y su posterior medida con gases. En la figura 4.10 se muestra el dibujo esquemático de la cápsula que se puede utilizar para este tipo de encapsulado.

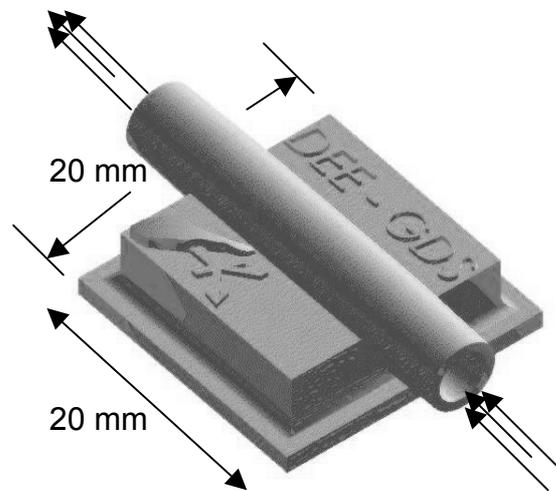


Figura 4.10: Dibujo CAD de la cápsula para el sellado de la estructura encapsulada en placa PCB

Como se puede observar en la figura 4.10, esta cápsula aísla al sensor de factores que puedan influir en la frecuencia de resonancia como la suciedad que pueda quedar depositada. De este modo, esta cápsula permite la conexión mediante tubos de forma que se haga llegar la muestra a analizar al sensor mediante un gas portador, ver figura 4.11.

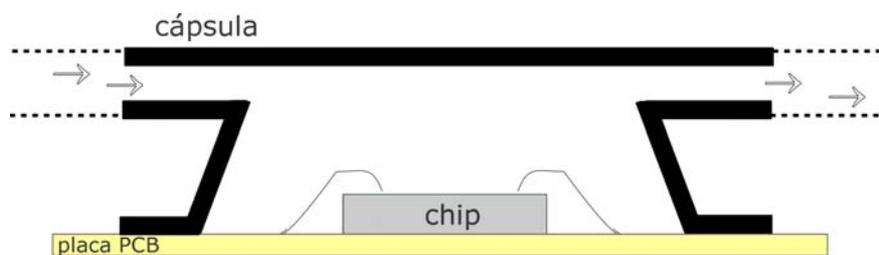


Figura 4.11: Dibujo esquemático del corte transversal del dispositivo encapsulado

4.7. - Conclusiones

En este capítulo se han descrito el proceso de fabricación de estructuras mecánicas resonantes tipo voladizo y tipo puente utilizando una tecnología sencilla basada en la micromecanización del silicio en substratos tipo SOI de 5 μm y 15 μm de grosor de la capa de silicio. El proceso tecnológico desarrollado consta de 59 etapas e incluye 6 etapas fotolitográficas.

Teniendo en cuenta el principio de actuación de las estructuras mecánicas basado en el efecto bimetal, se han fabricado distintos tipos de oblea con dos combinaciones distintas de capa de óxido de silicio y aluminio con el fin de estudiar su comportamiento dinámico para la resonancia.

Se ha diseñado un conjunto de estructuras móviles verticales tipo voladizo y puente con dimensiones entre 300x300 μm^2 y 1000x1000 μm^2 de área. Los dispositivos que se fabrican tienen un principio de actuación electrotérmica y detección piezoresistiva.

Una de las principales aportaciones del trabajo consiste en la alternativa propuesta en el encapsulado. Las estructuras fabricadas se han cortado y encapsulado siguiendo procesos estándar para microdispositivos e incorporando en algunos casos el proceso de soldadura anódica de una oblea de vidrio a la oblea de silicio, con el fin de reducir pasos tecnológicos y coste final.

Se ha estudiado el depósito de una resina para proteger las estructuras fabricadas como forma de protegerlas durante la fase de corte de los chips. Se ha observado por un lado que su completa eliminación es compleja y restos de la misma pueden afectar en el comportamiento mecánico del resonador y por otro lado, que ésta resina estresa las estructuras y por tanto, las convierte en estructuras debilitadas para el corte y afecta

negativamente en el rendimiento de chips disponibles por oblea tras el corte.

Como alternativa más simple, se han realizado unas pruebas de corte de oblea realizadas sin vidrio y sin resina. Se ha demostrado que, teniendo controlados los parámetros necesarios para la realización del corte, se obtiene un rendimiento mayor del 80% de chips disponibles para la caracterización. Estas pruebas de serrado de obleas simplifican el proceso final y por tanto, a partir de los resultados que se obtienen se decide realizar el corte de los chips sin necesidad de soldar la oblea de vidrio y sin necesidad de depositar resina de protección sobre las estructuras terminadas.

Se han encapsulado los chips en bases metálicas y en otras realizadas específicamente en placas PCB. Este último caso se ha realizado cuando se ha necesitado montajes adaptados al sistema.