

ANÁLISIS TERMO-ESTRUCTURAL DEL MICROACTUADOR TÉRMICO HOT-COLD

Elías Zarco, Yesid Mora, Alba Ávila

Centro de Microelectrónica – Universidad de los Andes (CMUA). Bogotá, Colombia.

e-mails: e-zarco@uniandes.edu.co, y-mora@uniandes.edu.co, a-avila@uniandes.edu.co

RESUMEN

En este artículo se analizó el comportamiento estructural y térmico del microactuador hot-cold. Los resultados obtenidos en las simulaciones fueron comparados con los resultados presentados en la referencia [1]. A partir de un criterio termo-estructural se obtuvo una geometría óptima que permite esfuerzos comparables con el dispositivo referencia en el artículo base [1] y mejoras en las características térmicas del dispositivo reduciendo la temperatura promedio del actuador en 251K.

1. INTRODUCCIÓN

Los microactuadores térmicos hot-cold se basan en el principio físico de expansión térmica. Esto ocurre cuando la temperatura de la estructura se incrementa por el flujo de una corriente. La estructura está formada por elementos que presentan diferencias dimensionales (áreas transversales) que fijan una resistencia propia al paso de corriente. La resistencia más baja domina la deflexión de la estructura.

Las aplicaciones potenciales de estos actuadores hot-cold se podrían dar en áreas como: Microensambles, microposicionadores para el transporte y ubicación de micromasas, manejo de microespejos para enrutadores de telecomunicaciones y microherramientas como micropinzas para aplicaciones diversas como en microcirugía reconstructiva de vasos sanguíneos y nervios.

En este trabajo se realizó un proceso de modelamiento y simulación de un microactuador hot-cold. Para las simulaciones del microactuador se utilizó la herramienta ANSYS Multiphysics 8.0. La simulación del actuador permitió determinar la optimización de su deflexión en función de su geometría, disipación térmica y material de fabricación. Los criterios del análisis tuvieron en cuenta: No superar el esfuerzo de rompimiento de la estructura ($\sigma_b = 1\text{GPa}$) y no superar la temperatura de fusión ($T_f = 1142\text{K}$).

Este artículo está organizado de la siguiente

forma: Sección 2, descripción física y funcional del actuador hot-cold. Sección 3, diagrama de flujo del proceso de simulación. Sección 4, análisis termo-estructural del microactuador hot-cold. Sección 5, presentación de resultados de las simulaciones. Sección 6, conclusiones y trabajos futuros. Sección 7, referencias bibliográficas.

2. DESCRIPCIÓN DEL ACTUADOR TÉRMICO

El actuador hot-cold consiste en dos brazos delgados (caliente y flexure) y un brazo grueso (frío) unidos como se muestra en la Figura 1.

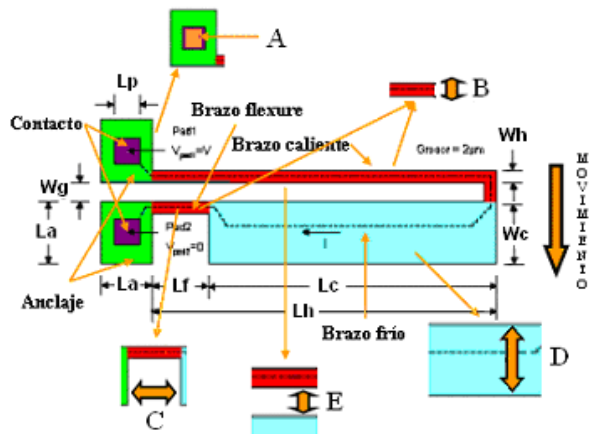


Figura 1. Geometría del microactuador hot-cold propuesta en el artículo base [1]. $L_h = 200\mu\text{m}$, $L_c = 160\mu\text{m}$, $L_f = 40\mu\text{m}$, $W_h = 2\mu\text{m}$, $W_g = 4\mu\text{m}$, $W_c = 24\mu\text{m}$, $L_a = 24\mu\text{m}$, $L_p = 12\mu\text{m}$.

El principio de funcionamiento del actuador hot-cold se basa en que el brazo caliente y el “flexure”, siendo más delgados, tienen un valor de resistencia eléctrica más alta que el brazo frío. Al aplicar una diferencia de potencial entre los contactos, se produce una corriente que se propaga a través del circuito brazo caliente – brazo frío – brazo “flexure”. El brazo

caliente y el brazo flexure tienen densidades de corriente más altas, por lo tanto, se calientan más que el brazo frío, dando como resultado una expansión térmica que genera una deflexión de la estructura. El brazo flexure funciona como una especie de bisagra. La deflexión del actuador se incrementa cuando la diferencia de temperaturas entre el brazo caliente y el brazo frío se incrementa.

La Figura 2, muestra el perfil de temperatura para el microactuador térmico hot-cold propuesto en el artículo base [1] para un voltaje de alimentación de 5V. La temperatura de los anclajes que se fija al valor de la temperatura ambiente ($T_a = 296K$) incrementándose hasta llegar al pico máximo de temperatura en el brazo caliente. Después del pico, la temperatura del brazo caliente comienza a disminuir a medida que se acerca al brazo frío. El brazo frío por tener una masa mayor que la del brazo caliente, reduce la temperatura lentamente hasta llegar al brazo flexure. En el brazo flexure la temperatura cambia abruptamente hasta llegar a la temperatura del otro anclaje (T_a).

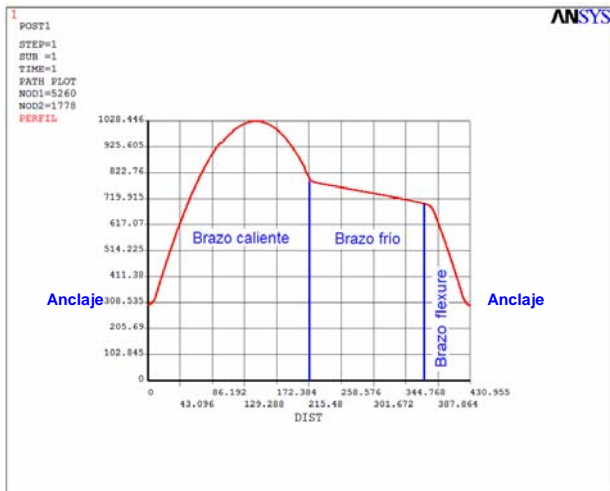


Figura 2. Perfil de temperatura del actuador térmico propuesto en el artículo base [1] para un voltaje de alimentación de 5VDC.

Para obtener la mayor deflexión del actuador es necesario que la expansión térmica neta sea máxima. La expansión neta del dispositivo está dada por:

$$\Delta_{net} = \alpha_T \left[\int_0^{L_h} T_h(x) dx - \int_0^{L_c} T_c(x) dx - \int_0^{L_f} T_f(x) dx \right] \quad (1)$$

La ecuación 1 puede simplificarse de la siguiente forma:

$$\Delta_{net} \approx \alpha_T [T_{h_avg} L_h - T_{c_avg} L_c - T_{f_avg} L_f] \quad (2)$$

La longitud del brazo caliente puede expresarse en función de las longitudes de los brazos frío y flexure:

$$L_h = L_c + L_f \quad (3)$$

Despejando L_c en la ecuación (3) y reemplazando en la ecuación (2) se obtiene:

$$\Delta_{net} \approx \alpha_T [(T_{h_avg} - T_{c_avg}) L_h + (T_{c_avg} - T_{f_avg}) L_f] \quad (4)$$

Las temperaturas promedio de los brazos del actuador están en función de su geometría.

$$T_{h_avg} \rightarrow f(L_h)$$

$$T_{c_avg} \rightarrow f(L_c) \quad (5)$$

$$T_{f_avg} \rightarrow f(L_f)$$

La ecuación (5) puede ser expresada de la siguiente forma:

$$T_{h_avg} \rightarrow f(L_h)$$

$$T_{c_avg} \rightarrow f(L_h - L_f) = f(L_h, L_f) \quad (6)$$

$$T_{f_avg} \rightarrow f(L_f)$$

La longitud del brazo flexure es una fracción de la longitud del brazo caliente.

$$L_f = k L_h, \quad k \in [0,1] \quad (7)$$

Tomando (6) y (7) se obtiene:

$$T_{h_avg} \rightarrow f(k L_f) \rightarrow f(L_f)$$

$$T_{c_avg} \rightarrow f(k L_f, L_f) \rightarrow f(L_f) \quad (8)$$

$$T_{f_avg} \rightarrow f(L_f)$$

De las ecuaciones (8) y (4) se deduce que la expansión neta del actuador está en función de la longitud del brazo flexure.

$$\Delta_{net} \rightarrow f(L_f) \quad (9)$$

Finalmente, podemos decir que existe una fracción $k = r$, donde r es la relación entre la longitud del brazo flexure y la longitud del brazo caliente que proporcionan al actuador la mayor deflexión.

$$r = \frac{Lf^*}{Lh} \quad (10)$$

$$\Delta_{net\ max} \rightarrow f(Lf^*) \quad (11)$$

3. PROCESO DE SIMULACIÓN

El análisis termo-estructural fue realizado mediante simulaciones hechas en el software ANSYS Multiphysics 8.0. El diagrama de flujo del proceso de simulación se muestra en la Figura 3.

En las simulaciones se utilizó polisilicio como material base. Las propiedades del polisilicio fueron tomadas del artículo base [1] y se consideró la variación de la resistividad del polisilicio en función de la temperatura [2]. La selección de las propiedades es un punto crítico para la obtención de resultados coherentes. Para realizar el análisis acoplado en ANSYS, se seleccionó el elemento SOLID98 que presenta grados de libertad estructurales y térmicos [3].

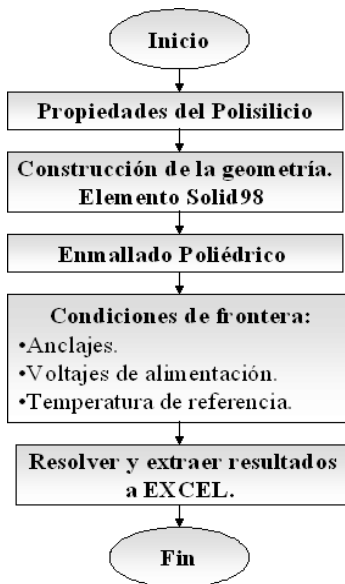


Figura 3. Diagrama de flujo utilizado en las simulaciones de ANSYS 8.

Las simulaciones no requieren de un enmallado muy fino debido a la geometría del actuador en los puntos críticos. Se hicieron varias simulaciones con diferentes grados de fineza del enmallado inteligente y la mejor opción en cuanto a error y esfuerzo computacional, en comparación con el enmallado más fino, fue el enmallado número 8 poliédrico.

4. ANÁLISIS TERMO-ESTRUCTURAL

Para la geometría de la Figura 1 se:

1. Determinó el voltaje óptimo de alimentación para el actuador con brazo frío sólido.
2. Determinó el ancho óptimo del brazo caliente.
3. Determinó el voltaje óptimo de alimentación para el actuador con brazo frío con huecos.
4. Determinó la longitud óptima del flexure.
5. Determinó el ancho óptimo del brazo frío.
6. Determinó el gap óptimo entre el brazo caliente y frío.

El análisis termo – estructural incluye la obtención de la temperatura máxima del actuador (medida siempre en el brazo caliente) y el esfuerzo máximo del actuador (medido siempre en la unión entre los brazos y los anclajes).

Las condiciones limitantes de la operación del sistema son: Temperatura máxima del actuador (T_{max}) menor a T_f y esfuerzos estructurales menores a σ_p . El análisis consideró a cuál de las dos condiciones se llega primero para obtener el límite del parámetro que se analiza.

4.1. Determinación del voltaje óptimo de alimentación (brazo frío sólido)

Para determinar el voltaje de alimentación, se aplicó un voltaje entre 0V y 15V. Ver Figura 1, detalle A. Los resultados de T_{max} y esfuerzo máximo en función del voltaje se muestran en la Figura 4 y en la Figura 5, respectivamente.

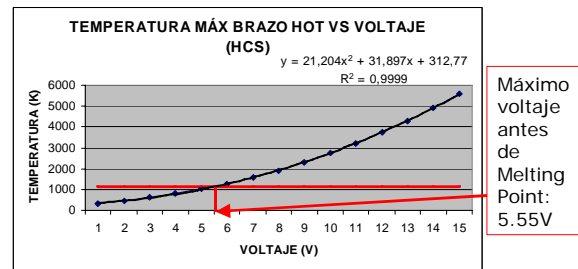


Figura 4. Respuesta de la temperatura máxima del brazo caliente del microactuador hot-cold [1] ante la variación del voltaje de alimentación.

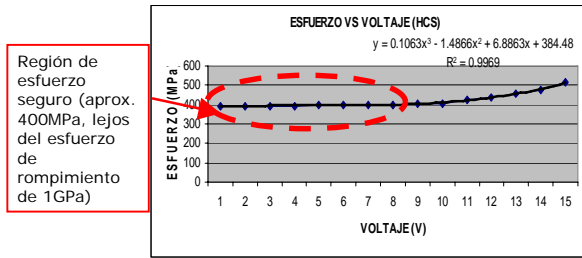


Figura 5. Respuesta del esfuerzo máximo del microactuador hot-cold [1] ante la variación del voltaje de alimentación.

De la Figura 4 vemos que si $V = 5.55V$ la temperatura es aprox. igual a T_f . De la Figura 5 vemos que si $V = 5.55V$ el esfuerzo es menor a σ_b . El esfuerzo de rompimiento se alcanza a $22.5V$, lo cual implica que en este caso el límite superior de voltaje de alimentación está dado por T_f . Entonces, se concluye que el voltaje de operación óptimo para el actuador es $5V$ porque: Se encuentra dentro del rango de voltajes permitidos antes de alcanzar T_f y se encuentra dentro de la región de esfuerzo más baja. Según la simulación, la deflexión en el extremo del microactuador para el voltaje de $5V$ es $2.241\mu m$, la temperatura máxima en el brazo caliente es de $1028K$ y el esfuerzo que soporta la estructura es de aprox. $400Mpa$.

Considerando estos resultados se fijó el voltaje de alimentación a $5V$ como parámetro para las simulaciones siguientes.

4.2. Determinación del ancho óptimo del brazo caliente

Para encontrar el ancho óptimo del brazo caliente que genere las máximas deflexiones, se varió el ancho del brazo hot en un rango de $0.2\mu m$ a $4\mu m$. Ver Figura 1, detalle B.

Para este análisis, el criterio seleccionado fue el esfuerzo. Los resultados presentados en al Figura 6 indican que el ancho del brazo caliente no puede ser inferior a $0.2\mu m$, ya que para valores menores, se supera σ_b .

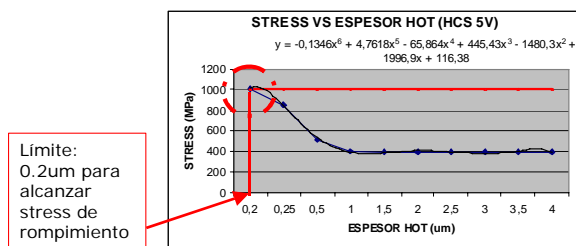


Figura 6. Respuesta de esfuerzo ante variación del ancho del brazo hot.

Se seleccionó $1\mu m$ ya que se encuentra dentro de la zona de esfuerzo más baja, generando buenas deflexiones de la estructura y una temperatura relativamente baja en el brazo frío. Para $1\mu m$ de ancho de brazo caliente, el esfuerzo es de $406.706Mpa$, la deflexión del actuador de $3.18\mu m$ y la temperatura de brazo frío promedio es $702.898K$.

La temperatura del brazo frío se hace más uniforme y en promedio menor, a medida que se hace más delgado el brazo caliente, tal como se muestra en la Figura 7.

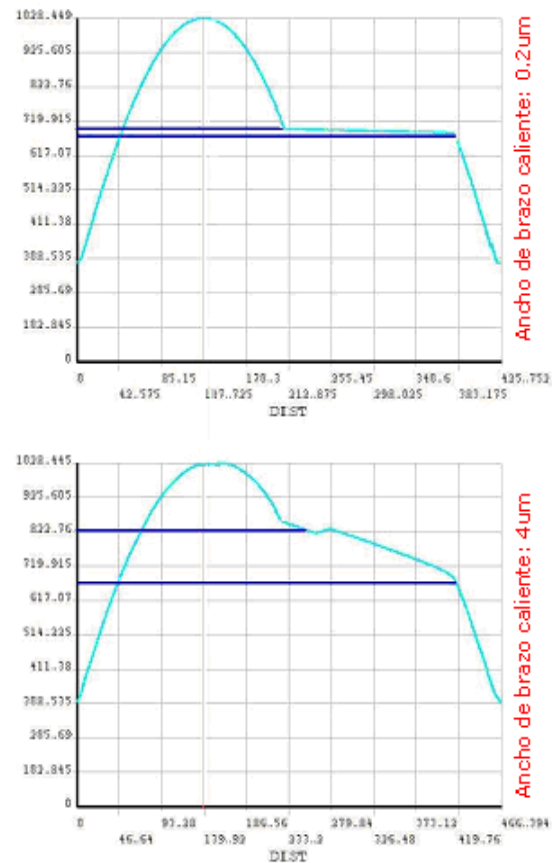


Figura 7. Comparación de los perfiles de temperatura del actuador con anchos de brazo de $0.2\mu m$ y $4\mu m$.

4.3. Determinación del voltaje óptimo de alimentación (brazo frío con huecos)

Se realizó un procedimiento similar al del inciso 4.1 con la diferencia que en el brazo frío se colocaron nueve huecos de $10\mu m \times 10\mu m$ como se muestra en la Figura 8.

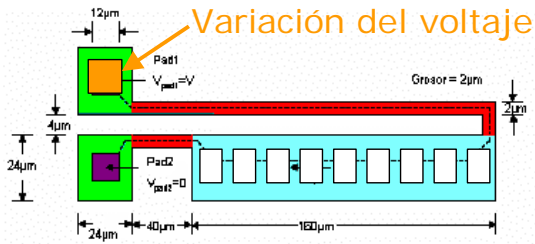


Figura 8. Variación del voltaje del actuador (brazo frío con huecos).

La condición crítica para este caso, al que en 4.1 es T_f que restringe el voltaje de alimentación a un máximo de 5.55V. Se observó que el actuador con brazo frío con huecos presenta deflexiones similares al actuador con brazo frío sólido. Según estos resultados, tener huecos en el brazo frío no representa una ventaja significativa frente al brazo frío sólido en cuanto a deflexión se refiere. Sin embargo, el efecto térmico de tener huecos en el brazo frío es más crítico ya que el brazo frío se calienta más fácilmente por tener menor masa.

4.4. Determinación de la longitud óptima del flexure

El objetivo de este análisis consiste en hallar un criterio de diseño para los actuadores hot-cold donde se presente la mayor deflexión y el menor esfuerzo relacionando la longitud del brazo flexure con la longitud del brazo caliente. Ver Figura 1, detalle C.

Se seleccionaron varias longitudes de brazo caliente (60µm, 100µm, 200µm, 300µm, 400µm, 500µm) y para cada una de ellas se varió la longitud del brazo flexure (y del frío).

Los resultados de esfuerzo y deflexión ante la variación de la longitud del brazo flexure, para el caso de $L_h = 200\mu\text{m}$, se muestran en las Figuras 9 y 10 respectivamente.

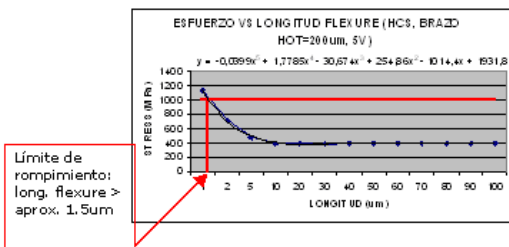


Figura 9. Respuesta de esfuerzo ante variación de la longitud del brazo flexure (Caso: longitud del brazo caliente de 200µm).

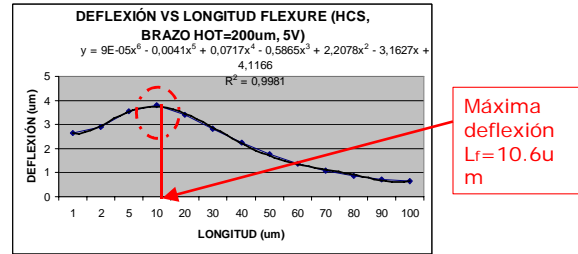


Figura 10. Respuesta de deflexión ante variación de la longitud del flexure (Caso: longitud del brazo caliente: 200µm).

En Figura 10 se observa que el mayor valor de deflexión se da en un punto intermedio del rango de longitudes de flexure. A medida que se incrementa la longitud del flexure, se decreta la longitud (y en consecuencia la masa) del brazo frío incrementando su temperatura, lo que conlleva a menores deflexiones. Si la longitud del brazo flexure se hace muy pequeña, el punto de apoyo que se le proporciona al sistema brazo caliente – brazo frío se reduce haciendo que la deflexión total del actuador disminuya. Para el caso extremo en donde desaparece el brazo frío (aumentando al máximo la longitud del flexure), la temperatura máxima del actuador sigue siendo 1028K.

Para encontrar el criterio de diseño, se propone utilizar la siguiente fórmula, que relaciona la longitud del brazo flexure para la cual se obtiene el máximo desplazamiento del actuador con la longitud del brazo caliente:

$$r = \frac{L_f^*}{L_h} = \frac{L_f^*}{L_f^* + L_c}$$

r = relación long. flexure óptimo - long. brazo caliente

L_f^* = long. brazo flexure para máx. dflx.

L_h = long. brazo caliente

L_c = long. brazo frío

Aplicando esta fórmula a los casos estudiados (actuadores con longitud de brazo caliente de 60µm, 100µm, 200µm, 300µm, 400µm y 500µm), se obtuvo valores de r similares que permiten obtener la máxima deflexión de cada actuador bajo las propiedades específicas del polisilicio fijadas en las simulaciones. La proporción de longitudes r óptima está dada para $r = 0.046 \pm 0.007$.

4.5. Determinación del ancho óptimo del brazo frío

Se varió el ancho del brazo frío en un rango de $5\mu\text{m}$ a $50\mu\text{m}$. Ver Figura 1, detalle D. Al aumentar el ancho del brazo frío la temperatura promedio del mismo disminuye, lo que deriva en una mayor deflexión del actuador. Sin embargo, un brazo frío demasiado ancho, genera una inercia de deflexión considerable debido a su peso. Por lo anterior, debe existir una compensación entre el ancho del brazo frío y su temperatura. La respuesta de deflexión y temperatura ante la variación del ancho del brazo frío se muestran en las Figuras 11 y 12.

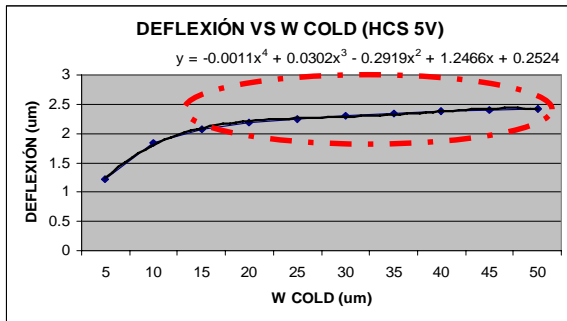


Figura 11. Respuesta de la deflexión del actuador ante variaciones del ancho del brazo frío.

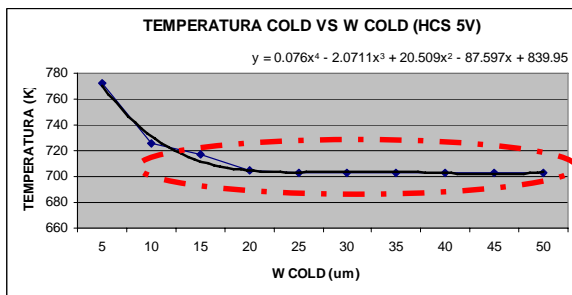


Figura 12. Respuesta de la temperatura del brazo frío ante variaciones del ancho del brazo frío.

Se determinó un ancho de brazo frío de $25\mu\text{m}$ porque: Está dentro de la región de temperatura mínima y se encuentra dentro de la región que brinda mayores deflexiones.

4.6. Determinación del gap óptimo entre el brazo caliente y frío

Se varió el gap entre el brazo caliente y frío en un rango de $0.5\mu\text{m}$ a $12\mu\text{m}$. Ver Figura 1, detalle E. La gráfica de deflexión del actuador en función del gap se muestra en la Figura 13.

El gap no puede ser muy pequeño debido a que se corre riesgo de que una deflexión significativa, genere un contacto entre los brazos flexure y caliente del actuador (efecto de pandeo o buckling), lo que ocasionaría un corto en el circuito. Tampoco puede ser muy grande porque se obtienen deflexiones pequeñas. Se

seleccionó un gap de $4\mu\text{m}$ porque este valor está lejos de los extremos del rango de valores de gap considerados y porque se presenta un esfuerzo relativamente bajo (400MPa).

Se realizaron simulaciones para el actuador hot-cold con el gap de $4\mu\text{m}$ sin carga (viga de resistencia en el extremo del dispositivo) para un rango de voltajes de 0 a 25V. Se observó que para estas condiciones el efecto de pandeo no origina cortocircuito en el actuador, por lo que, el voltaje límite con que se alimenta el dispositivo está determinado por T_f .

Posteriormente, se realizaron simulaciones para el actuador hot-cold con el gap de $4\mu\text{m}$ y con una carga en su extremo de características estructurales idénticas a las del actuador para un rango de voltajes de 0 a 25V. Se observó que al aplicar la carga, el efecto de pandeo es más notorio, sin embargo, para un voltaje de alimentación de 5V y un gap de $4\mu\text{m}$ no hay cortocircuito.

La posibilidad de que exista cortocircuito en el actuador vienen determinadas por las características de la carga a la que se someta el actuador y por el gap entre los brazos caliente y flexure.

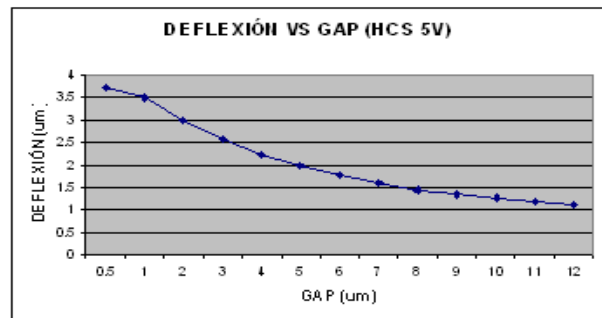


Figura 13. Respuesta de la deflexión del actuador ante la variación del gap entre el brazo caliente y el brazo frío.

5. RESULTADOS

La geometría óptima para el funcionamiento del microactuador hot-cold, según los resultados obtenidos en la Sección 4 de este artículo, es la siguiente:

$$L_h = 200\mu\text{m}$$

$$L_c = 190\mu\text{m}$$

$$L_f = 10\mu\text{m}$$

$$W_h = 1\mu\text{m}$$

$$W_g = 4\mu\text{m}$$

En la Figura 14 se muestra un esquema de la geometría óptima para el microactuador hot-cold.

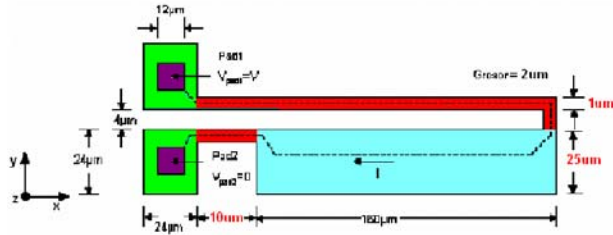


Figura 14. Geometría óptima del microactuador hot-cold.

Los resultados de deflexión, temperatura y esfuerzo para las geometrías propuestas en el artículo base [1], óptima con brazo frío sólido y óptima con brazo frío con huecos, se muestran en la Tabla 1.

Tabla 1. Comparación de resultados termo-estructurales.

Resultados Hot-Cold (Brazo frío sólido) con geometría propuesta en artículo base				
Voltaje (Volts)	Deflexión (um)	Temperatura Máx (K)	Temp Cold. (K)	Stress Max (Mpa)
5	2.241	1028	702.912	395.244
Resultados Hot-Cold (Brazo frío sólido) con geometría óptima				
Voltaje (Volts)	Deflexión (um)	Temperatura Máx (K)	Temp Cold. (K)	Stress Max (Mpa)
5	6.0636	1028	451.1095	455.451
Resultados Hot-Cold (Brazo frío con huecos) con geometría óptima				
Voltaje (Volts)	Deflexión (um)	Temperatura Máx (K)	Temp Cold. (K)	Stress Max (Mpa)
5	6.033	1028	464.4776	501.447

Para el voltaje de alimentación de 5V, comparando los resultados mostrados en la Tabla 1, tenemos que:

- La deflexión para la geometría óptima propuesta aumentó en un factor cercano a tres con respecto a la del artículo base [1]. La diferencia de deflexiones entre las geometrías óptimas es despreciable.
- La temperatura máxima del actuador en todos los casos se mantiene constante.
- La temperatura del brazo frío se reduce para las geometrías óptimas de brazo frío sólido y de brazo frío con huecos en aprox. 251K y aprox. 238K, respectivamente.
- El esfuerzo aumenta para las geometrías óptimas de brazo frío sólido y brazo frío con huecos en aprox. 60MPa y 106MPa, respectivamente, con respecto a la geometría dada en el artículo base [1].

Existen tres modos de transferencia de calor: Conducción, Convección y Radiación. La Conducción es la que posee el actuador *per sé*, la convección y radiación se dan entre el actuador y su entorno.

Luego de tener la geometría óptima, se simuló para el microactuador de brazo frío sólido y para el microactuador de brazo frío con huecos, el efecto que tiene sobre estos la transferencia de calor al medio por convección y radiación. Los resultados termo-

estructurales de estas simulaciones se muestran en la Tabla 2.

Tabla 2. Comparación del efecto de los modos de transferencia de calor por convección y radiación para el microactuador con geometría óptima.

Resultados Hot-Cold (Brazo frío sólido) con geometría óptima y modo transf.				
De calor por convección y radiación				
Voltaje (Volts)	Deflexión (um)	Temperatura Máx (K)	Temp Cold. (K)	Stress Max (Mpa)
5	5.939	1022	457.354	453.659
Resultados Hot-Cold (Brazo frío con huecos) con geometría óptima y modo transf.				
De calor por convección y radiación				
Voltaje (Volts)	Deflexión (um)	Temperatura Máx (K)	Temp Cold. (K)	Stress Max (Mpa)
5	5.735	1022	471.8221	503.9

Comparando la información presentada en las Tablas 1 y 2, se observa que la transferencia de calor por convección y radiación no varía considerablemente los niveles de deflexión comparados con los obtenidos por el microactuador para el caso del brazo frío sólido, por lo cual, el efecto de las transferencias por convección y radiación es despreciable (diferencia de deflexiones: 0.12μm). La transferencia de calor disminuye la temperatura de todo el actuador, en igual proporción por área tanto para el brazo caliente como para el brazo frío, lo que explica que la diferencia entre el análisis con convección y radiación y sin ellos, sea insignificante. La temperatura máxima del actuador, considerando el efecto de convección y radiación, se reduce en 6K, mientras que la temperatura del brazo frío, si se considera el efecto de convección y radiación, aumenta en 6K.

Al adicionar huecos al brazo frío del microactuador y considerar la transferencia de calor al medio por convección y radiación, se observa que la deflexión del microactuador disminuye en 0.299μm. Esto se debe a que se le resta masa al brazo frío lo que reduce el área de transferencia de calor con el entorno haciendo que el brazo frío sea 7.34K más caliente que cuando no se considera el efecto de transferencia de calor por convección y radiación.

6. CONCLUSIONES

El análisis realizado en el artículo demostró que con la geometría óptima propuesta se obtuvieron mejores respuestas termo-estructurales para el microactuador hot-cold en comparación con la geometría propuesta en el artículo base [1]: Las deflexiones del microactuador se incrementaron en un factor cercano a tres y la temperatura del brazo frío disminuyó en aprox. 251K para el brazo frío sólido y aprox. 238K para el brazo frío con huecos.

Se obtuvo un criterio de diseño para los microactuadores hot-cold que relaciona la longitud del brazo flexure con la longitud del brazo caliente. Este criterio maximiza las deflexiones del actuador generando niveles de esfuerzo tolerables por la

estructura. La relación óptima de longitudes de brazos flexure y caliente es 0.046 ± 0.007 .

Adicionar huecos al brazo frío disminuye muy poco la deflexión del actuador, por lo que tener huecos en la estructura no representa una ventaja y si un inconveniente térmico ya que se incrementa la temperatura del brazo frío.

El modo de transferencia de calor que prima para este tipo de actuadores es la conducción. La transferencia de calor por convección y radiación tienen efectos mínimos en el comportamiento termo-estructural del actuador.

Como trabajo a futuro se propone realizar un análisis transiente de tal forma que se pueda determinar el tiempo de respuesta para los diversos brazos del actuador, analizar el efecto que tiene la reducción de la masa del brazo frío del actuador en la respuesta en frecuencia y realizar un análisis de los efectos térmicos de histéresis (offset de temperatura) en una operación dinámica.

7. BIBLIOGRAFÍA

[1] Ryan Hickey, Dan Sameoto, Ted Hubbard and Marek Kujath. "Time and frequency response of two-arm micromachined thermal actuators", *Journal of Micromechanics and Microengineering*, Institute of Physics Publishing, **13**, pp. 40-46. 7 November 2002.

[2] serac.jrc.it/nose/minutes/pdf/sosin.pdf

[3] Help software ANSYS Multiphysics 8.0.