

## Micro sensor-actuador térmico sin baterías para aplicaciones en microelectrónica de ultra-bajo consumo de potencia

J. Varona<sup>a</sup>, M. Tecpoyotl-Torres<sup>b</sup>, and R. Velázquez<sup>a</sup>

<sup>a</sup>Escuela de Ingeniería, Universidad Panamericana-Bonaterrea,  
Av. Josemaria Escrivá 101, Aguascalientes, 20290, Mexico,  
e-mail: jvarona; rvelazquez@up.edu.mx

<sup>b</sup>Centro de Investigación en Ingeniería y Ciencias Aplicadas, UAEM,  
Av. Universidad 1001, Cuernavaca, Morelos, 62209, México,  
e-mail: tecpoyotl@uaem.mx

Recibido el 27 de febrero de 2012; aceptado el 10 de septiembre de 2012

Como una alternativa a los microactuadores térmicos accionados eléctricamente, este trabajo presenta un microdispositivo que puede operar aprovechando el calor del ambiente circundante y que puede ser usado ya sea como actuador o como sensor térmico. Al no depender de batería alguna para su operación, este dispositivo es ideal para aplicaciones portátiles y de ultra-bajo consumo de potencia. El dispositivo fue implementado en una tecnología estándar de sistemas micro-electro-mecánicos (MEMS) y los resultados experimentales demuestran la viabilidad de explotar la energía térmica del medio ambiente para la activación de microsensores y actuadores MEMS. Para ilustrar las aplicaciones potenciales de este dispositivo se presenta el diseño de un microsistema de medición de temperatura que integra el microsensor térmico MEMS con circuitos electrónicos CMOS en un solo microchip.

*Descriptores:* microsistemas; MEMS; sensores; actuadores; energía térmica.

As an alternative to electrically driven thermal actuators, this work presents a sensor/actuator device that can be operated with an external heat source and, for example, scavenge heat from the surrounding medium. The device herein presented is ideal for ultra-low power and portable applications as it eliminates the need for batteries. The mechanism was implemented using a standard micro-electro-mechanical-systems (MEMS) fabrication process. Experimental results demonstrate the viability of exploiting thermal energy from the environment to power MEMS sensor/actuator devices. Finally, examples of potential applications are also discussed including the design of a fully monolithic temperature sensing system that integrates the MEMS thermal device with CMOS circuitry in a single microchip.

*Keywords:* Microsystems; MEMS; sensors; actuators; thermal energy.

PACS: 85.85.+j; 88.90.+t; 07.07.Mp

### 1. Introducción

El accionamiento térmico ha sido extensamente utilizado en sistemas microelectromecánicos durante décadas. Los microactuadores térmicos exhiben desplazamientos y fuerzas considerablemente mayores que sus contrapartes electrostáticas y su expansión térmica se relaciona linealmente con el calor aplicado. El principio de operación típicamente se basa en el uso de una corriente eléctrica que fluye a través del dispositivo y produce calor por efecto Joule. Sin embargo debido a que el calentamiento por efecto Joule consume una cantidad considerable de energía eléctrica, los microactuadores térmicos típicos dependen del uso de una batería externa que tiene varias veces el tamaño de todo el microsistema. Es precisamente la batería la que limita significativamente la portabilidad y el aprovechamiento práctico de las ventajas de escala de la tecnología MEMS.

La idea de explotar fuentes de energía disponibles en el medio ambiente presenta una oportunidad para desarrollar microsistemas autónomos que no dependan del uso de una voluminosa batería externa con una capacidad limitada de almacenamiento de energía.

Como una alternativa al actuador térmico clásico accionado eléctricamente por efecto Joule, este trabajo se concen-

tra en el diseño de un microdispositivo que opera explotando la energía térmica presente en el medio que le rodea. Tales condiciones en las que una alta densidad de calor se encuentra disponible en el ambiente son muy comunes en situaciones donde los MEMS encuentran aplicaciones prácticas. Por ejemplo en la industria automotriz y aeroespacial es común encontrar altas tasas de transferencia de calor y temperaturas mayores a los 500°C [1]. Otra potencial fuente de calor ampliamente disponible se encuentra en los modernos circuitos integrados VLSI<sup>2</sup> que pueden tener densidades de calor superiores a los 40 W/cm<sup>2</sup> [2, 3].

Así mismo, ya que el desplazamiento mecánico resultante se relaciona directamente con el calor aplicado y presente en el ambiente, el dispositivo en cuestión puede operar tanto como un actuador o como un sensor de temperatura que no requiere del suministro de una fuente de energía eléctrica.

### 2. Antecedentes: el actuador térmico vertical (VTA)

Los actuadores verticales son aquellos capaces de efectuar desplazamientos y ejercer fuerzas en dirección ortogonal al plano del sustrato del microchip. Los actuadores verticales son útiles en muchas aplicaciones que requieren movimiento

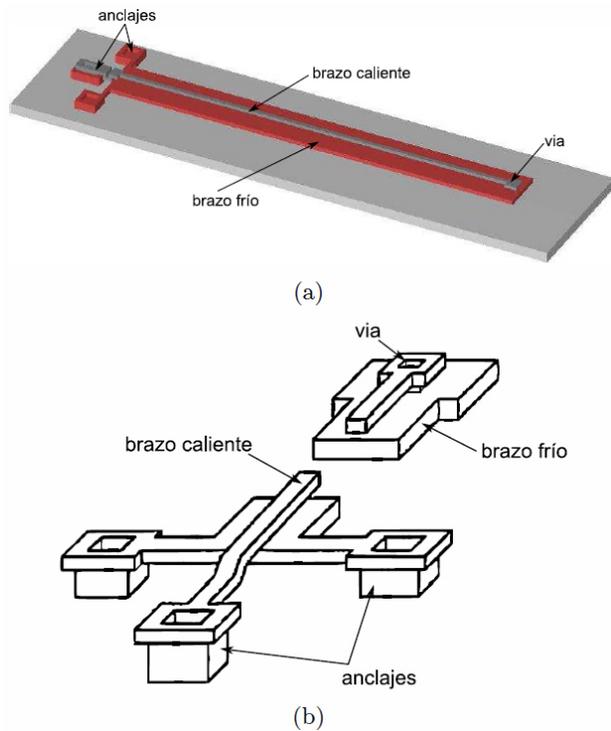


FIGURA 1. Modelo tridimensional de un actuador térmico vertical (VTA) clásico.

fuera del plano tales como capacitores variables de placas paralelas y otros componentes pasivos, moduladores ópticos, interruptores ópticos y de RF, microposicionadores, etc.

La base para la operación de estos dispositivos consiste en obtener expansión térmica asimétrica entre dos microestructuras o barras adyacentes y físicamente unidas conocidas como los “brazos frío y caliente”.

La Fig. 1 muestra el diagrama de un actuador térmico vertical clásico (conocido como “VTA” por sus siglas en inglés) [4]. En este dispositivo, el brazo caliente (más delgado) se encuentra sobre el brazo frío (más ancho) separado por una capa de aire. Los brazos se encuentran unidos solo en un punto en uno de sus extremos por medio de una “vía”, mientras que en su otro extremo se encuentran independientemente anclados al sustrato. El brazo frío se conecta a dos anclas por medio de vigas o “flexuras” que facilitan su movimiento en la dirección vertical. El sistema se opera aplicando una diferencia de potencial eléctrico entre las anclas del brazo frío y el anclaje del brazo caliente provocando que una corriente eléctrica circule a través de la estructura. Debido a que el brazo caliente es más delgado, éste presenta una mayor resistencia eléctrica y la densidad de corriente por unidad de área es mayor que la que se tiene en el brazo frío. Por lo tanto el brazo caliente adquiere una mayor temperatura que el brazo frío y sufre una mayor expansión térmica. Conforme el brazo caliente se expande en mayor proporción que el frío, empuja la punta del actuador hacia abajo en dirección al sustrato. Este actuador también puede diseñarse para que el desplazamiento sea hacia arriba en la dirección vertical.

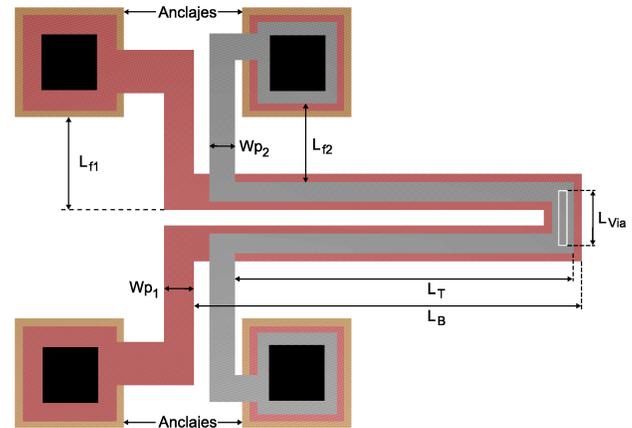


FIGURA 2. Actuador VTA en forma de “U”.

Existen diversas versiones del actuador VTA que han introducido mejoras al diseño clásico como por ejemplo [5, 6]. Una de las arquitecturas preferidas para la implementación de VTAs es la que muestra en la Fig. 2. Este diseño se compone básicamente de la superposición de dos estructuras en forma de “U” unidas en uno de sus extremos. Si se aplica un voltaje entre los dos anclajes de la estructura superior (o inferior), circulará corriente eléctrica únicamente a través de la capa estructural en este nivel causando un incremento en su temperatura y la correspondiente expansión térmica que flexionará la punta del actuador hacia abajo (o hacia arriba). Como puede apreciarse, una de las principales ventajas de este diseño es que el mismo dispositivo puede desarrollar movimiento hacia abajo o arriba dependiendo de si el voltaje se aplica entre las anclas de la capa superior o de la capa inferior.

### 3. Diseño y simulaciones

En esta sección se presenta el diseño original de un actuador térmico vertical optimizado para generar desplazamiento por la acción de una fuente de calor externa. Debido a que no se generará calor por efecto Joule internamente en la estructura del dispositivo, no se requiere emplear la estructura en forma de “U” ni otras topologías que formen un circuito cerrado. La Fig. 3 presenta una geometría simplificada que no contempla la formación de un circuito eléctrico para cada nivel estructural.

El dispositivo VTA de la Fig. 3 está formado por dos barras tipo “trampolín” o viga voladiza en diferentes niveles

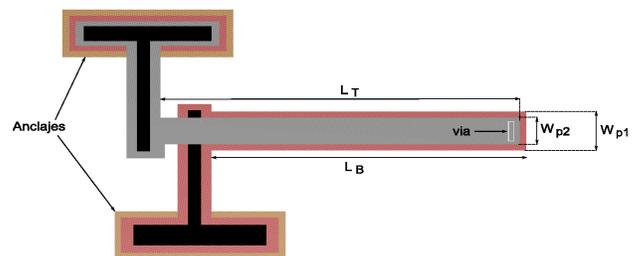


FIGURA 3. Propuesta de actuador VTA de doble barra optimizado para el uso de una fuente de calor externa.

de polisilicio una sobre la otra y unidas en su extremo por una vía. Cada viga se encuentra anclada al sustrato independientemente. El ancho de la viga superior se diseña un poco menor al de la viga inferior a fin de que las estructuras sean asimétricas. Así mismo, la capa superior de polisilicio es 25 % más delgada que la inferior debido a las características inherentes al proceso de fabricación Poly-MUMPs.

Cuando el dispositivo es expuesto a la presencia de una fuente de calor, se transfiere energía a su estructura y se incrementa su temperatura. La diferente geometría de las vigas estructurales resulta en una expansión neta de la viga superior lo que genera una deflexión vertical en la dirección del sustrato.

El desplazamiento bidireccional (tanto hacia arriba como hacia abajo) puede lograrse si el calor se aplica aisladamente a través de uno solo de los anclajes. En tal situación, la temperatura a lo largo de la estructura decrece conforme se avanza en la dirección del flujo térmico según lo dictado por la teoría de transferencia de calor. Por lo tanto, una de las vigas estructurales necesariamente se dilata más que la otra obligando un desplazamiento en la dirección de la capa estructural que se encuentre a menor temperatura.

Entre las diversas opciones que pueden utilizarse para controlar la aplicación de calor sobre alguno de los anclajes aisladamente se encuentra la técnica conocida como *flip-chip* [7]. La técnica *flip-chip* permite remover el dispositivo de su sustrato original liberando los anclajes para transferirlo a algún otro sustrato y/o realizar microensambles.

Para llevar a cabo el análisis térmico del dispositivo VTA presentado en la Fig. 3, se tratará las dos microvigas como elementos conectados en serie según se ilustra en el sistema de coordenadas de la Fig. 4. La longitud total del dispositivo es  $L_T + L_V + L_B$ , donde el segmento  $L_B$  es más grueso que  $L_T$  de acuerdo con lo descrito anteriormente. El análisis a continuación asume que el calor es aplicado aisladamente a través del anclaje de la viga superior, mientras que el anclaje de la viga inferior se mantiene en contacto con el sustrato a temperatura ambiente.

La ecuación fundamental que describe la conducción de calor en forma tridimensional es la llamada “ecuación de difusión térmica”:

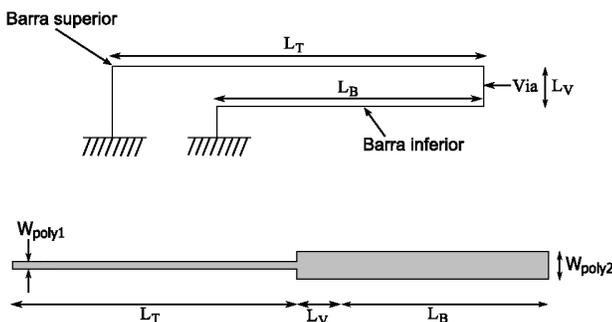


FIGURA 4. Imagen superior: Sistema de coordenadas simplificado. Imagen inferior: Diagrama de la estructura “desdoblada” del actuador mostrando las microestructuras conectadas en serie.

$$\Delta^2 T + \frac{q}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \tag{1}$$

donde el Laplaciano

$$\Delta^2 T = \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad \text{y} \quad \alpha = \frac{k}{\rho C}$$

es conocida como la constante de difusividad térmica.  $T$  es la temperatura,  $k$  es la constante de conductividad térmica del material,  $\rho$  representa la densidad del material y  $C$  es la capacidad de calor específico, mientras que el término  $q$  [W/m<sup>3</sup>] considera la posibilidad de generación de calor dentro del volumen del elemento.

En el caso de dispositivos micromecánicos accionados térmicamente, los aspectos más importantes que se requiere conocer son el incremento de temperatura cuando se ha alcanzado el estado estable, la distribución de temperatura a lo largo de la microestructura, y la deflexión neta que resulta por la expansión térmica. Es por tanto que la ecuación diferencial parcial de difusión térmica dada en (1) puede ser simplificada de forma significativa al considerar solamente el comportamiento estático en estado estable en combinación con algunas suposiciones razonables. Por ejemplo, si se trata de un actuador MEMS fabricado mediante un proceso de micromaquinado de superficie, la longitud del dispositivo es muy grande en comparación a su sección transversal y el análisis puede tratarse como un problema unidimensional. En segundo lugar, debido a que este proyecto se concentra en el aprovechamiento de una fuente de calor externa para activar sistemas MEMS, se asume que no existe generación de calor dentro del volumen del elemento y la Ec. (1) se reduce a una ecuación diferencial ordinaria de la forma:

$$\frac{d^2 T}{dx^2} = 0 \tag{2}$$

Así, la forma unidimensional de la transferencia de calor por conducción está dada según la Ley de Fourier con base en:

$$Q = -kA \frac{dT}{dx} = 0 \tag{3}$$

donde  $Q$  es la tasa de conducción de calor en Watts,  $x$  es el eje unidimensional en la dirección del flujo térmico, y  $A$  es el área de la sección transversal del elemento en la dirección del flujo de calor.

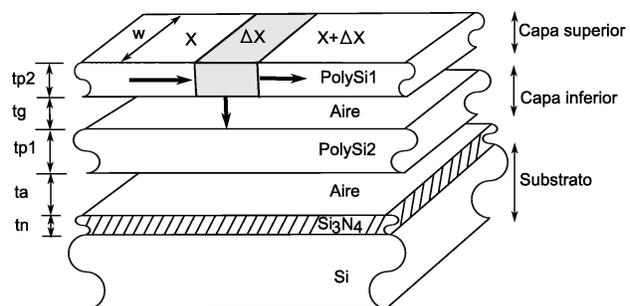


FIGURA 5. Corte transversal de longitud  $\Delta X$  de la estructura del VTA de doble viga.

La distribución térmica espacial en estado estable puede derivarse examinando un elemento diferencial del dispositivo como se ilustra en la Fig. 5.

Tomando un elemento diferencial de longitud  $\Delta x$  a partir de la Fig. 5 y siguiendo la primera ley de la termodinámica que establece la conservación de energía en estado estable, se tiene que la energía que se conduce hacia el elemento en el punto  $x$  es igual a la energía que es conducida fuera del elemento en el punto  $x+\Delta x$  más la energía que es transferida al ambiente por convección:

$$-kA_T \frac{dT}{dx} \Big|_x = -kA_T \frac{dT}{dx} \Big|_{x+\Delta x} + hA_s(T - T_a) \quad (4)$$

El calor transferido por radiación térmica será despreciado debido a que se sabe que el efecto de la radiación es significativo sólo a altas temperaturas ( $> 1000^\circ\text{C}$ ) [8], mientras que las temperaturas de operación para el microdispositivo en cuestión son relativamente bajas.

Ahora, substituyendo el área transversal de conducción como  $A_T = w * t_{si}$  y el área de la superficie de convección como  $A_s = w * \Delta x$ , se obtiene:

$$-kwt \frac{dT}{dx} \Big|_x = -kwt \frac{dT}{dx} \Big|_{x+\Delta x} + hw(T - T_a)\Delta x \quad (5)$$

donde  $k$  es la constante de conductividad térmica del material estructural,  $T$  es la temperatura del elemento,  $T_a$  la temperatura ambiente, y  $h$  el coeficiente de convección térmica a través del aire.

Reacomodando la Ec. (5) y tomando el límite cuando  $\Delta x \rightarrow 0$  se obtiene la ecuación diferencial:

$$\frac{d^2T}{dx^2} - \frac{h}{kt}(T - T_a) = 0 \quad (6)$$

Ahora, agrupando variables en la forma de  $\theta = T - T_a$  y  $B = \sqrt{h/kt}$ , la solución general de la Ec. (6) tiene la forma:

$$T_{(x)} = T_s + C_1 e^{Bx} + C_2 e^{-Bx} \quad (7)$$

donde la solución particular para las condiciones  $\theta_{(0)} = \theta_2$  y  $\theta_{(L)} = 0$  es:

$$C_1 = \frac{\theta_2}{1 - e^{2BL}}, C_2 = \theta_2 - C_1 \quad (8)$$

La geometría final del actuador VTA optimizado se resume en la Tabla I y las propiedades de los materiales considerados se presentan en la Tabla II.

TABLA I. Dimensiones optimizadas del actuador térmico VTA propuesto en la Fig. 3.

| Parámetro geométrico   | Valor | Unidad        |
|------------------------|-------|---------------|
| Longitud viga superior | 185   | $\mu\text{m}$ |
| Longitud viga inferior | 210   | $\mu\text{m}$ |
| Ancho viga superior    | 18    | $\mu\text{m}$ |
| Ancho viga inferior    | 26    | $\mu\text{m}$ |
| Grosor viga superior   | 1.5   | $\mu\text{m}$ |
| Grosor viga inferior   | 2.0   | $\mu\text{m}$ |

TABLA II. Propiedades físicas de los materiales involucrados.

| Propiedades del Material                    | Valor                  | Unidad                                     |
|---|------------------------|--|
| Densidad $\rho$                             | $2.23 \times 10^{-15}$ | $\text{kg}/\mu\text{m}^3$                  |
| Calor específico $C$                        | $1 \times 10^2$        | $\text{J}/\text{kg K}$                     |
| Coeficiente de Expansión Térmica $\beta$    | $4.7 \times 10^{-6}$   | $\text{C}^{-1}$                            |
| Conductividad Térmica del Polisilicio $k_p$ | $148 \times 10^{-6}$   | $\text{W } \mu\text{m}^{-1} \text{C}^{-1}$ |
| Conductividad Térmica del Aire $k_v$        | $0.026 \times 10^{-6}$ | $\text{W } \mu\text{m}^{-1} \text{C}^{-1}$ |
| Conductividad del Nitruro $k_n$             | $2.25 \times 10^{-6}$  | $\text{W } \mu\text{m}^{-1} \text{C}^{-1}$ |
| Módulo de Young del Polisilicio             | $162 \times 10^9$      | Pa   |

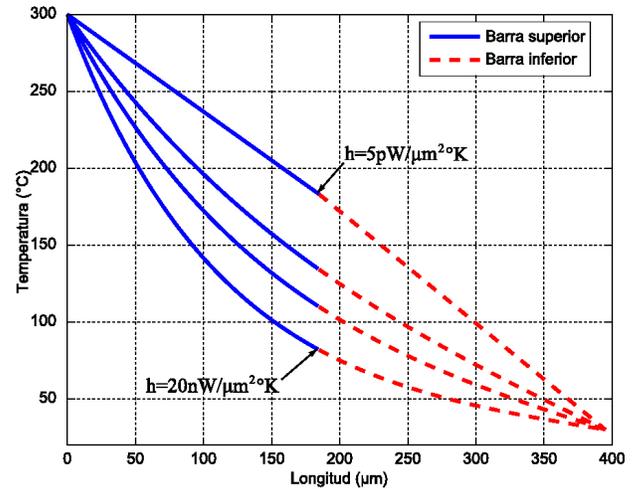


FIGURA 6. Solución para la distribución espacial de temperatura a lo largo de las vigas del actuador para diferentes valores del coeficiente  $h$ .

Con base en las Ecs. (7) y (8) y los parámetros de la Tabla I se obtiene la distribución térmica a lo largo de las vigas del actuador con una longitud en serie total de  $395\text{-}\mu\text{m}$  como se muestra en la Fig. 6.

Según se expone en [9], el valor del coeficiente de convección pueden variar sobre un amplio rango de hasta seis órdenes de magnitud dependiendo de las circunstancias exactas en las que opera el dispositivo. Así pues, para el análisis térmico se cubrió un rango amplio de posibles valores de  $h$  desde  $20 \text{ nW}/\mu\text{m}^2\text{K}$  hasta  $5 \text{ pW}/\mu\text{m}^2\text{K}$ . El efecto del valor del coeficiente de convección sobre el perfil de temperatura puede apreciarse en la Fig. 6 conforme la distribución cambia de una forma lineal a una exponencial.

Para llevar a cabo el análisis termomecánico, primero se obtiene la expansión térmica para cada una de las vigas del actuador integrando a lo largo de su estructura según:

$$\Delta L_{\text{Barra-sup}} = B \int_0^{L_T} (C_1 e^{Bx} + C_2 e^{-Bx}) dx \quad (9)$$

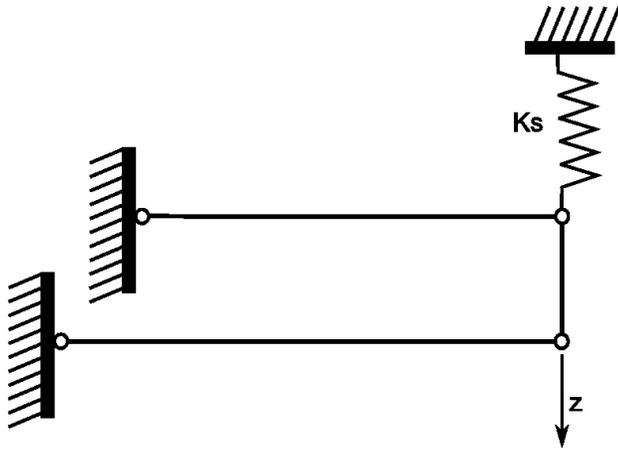


FIGURA 7. Modelo mecánico simplificado que representa el actuador como una estructura en un plano rígido.

$$\Delta L_{\text{Barra-inf}} = B \int_0^{L_B} (C_1 e^{Bx} + C_2 e^{-Bx}) dx \quad (10)$$

La deflexión mecánica del actuador puede estimarse analizando los momentos de torsión que actúan sobre la estructura. El problema del VTA puede plantearse a partir del modelo mostrado en la Fig. 7 en el que el elemento que representa la barra superior es tratado como un resorte cuya punta se dobla hacia arriba o abajo y se restituye con una constante de resorte  $K_s$ , y el elemento que representa la barra inferior rota en torno al primer elemento (barra superior). La constante de resorte de la barra  $K_s$  puede encontrarse con base en la deflexión de la estructura en la dirección del eje  $z$ .

La deflexión del VTA puede calcularse siguiendo alguno de los métodos de análisis estructural como el presentado en Ref. 6. El anclaje del plano rígido se puede reemplazar por dos componentes de fuerza  $X_1$  y  $X_2$  como se ilustra en la Fig. 8. Las fuerzas pueden calcularse resolviendo la siguiente ecuación:

$$\begin{bmatrix} f_{11} & f_{12} \\ f_{21} & f_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_1 \\ X_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta L_T - \Delta L_B \\ 0 \end{bmatrix} \quad (11)$$

donde los términos de la forma  $f_{ij}$  representan los coeficientes de flexibilidad definidos como la deflexión en la dirección

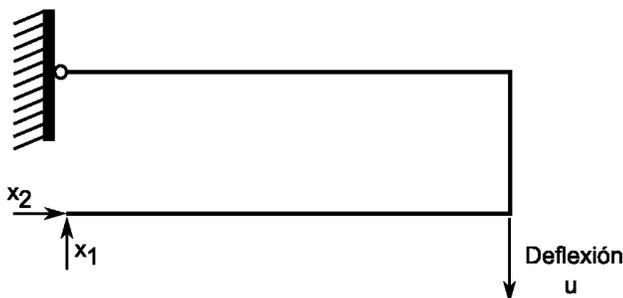


FIGURA 8. Diagrama del modelo del plano rígido para el análisis mecánico.

$i$  debida a la fuerza que actúa en la dirección  $j$ , y que a su vez están dados por:

$$f_{11} = \frac{L_B^3}{3El_B} + \frac{L_B^2 L_V}{El_V} + \frac{L_B^2 L_T}{El_T} - \frac{L_T^3}{3El_T} \quad (12)$$

$$f_{21} = \frac{L_T^2 L_V}{2El_T} - \frac{L_B L_V L_T}{El_T} - \frac{2L_V^2 L_B}{3El_V} \quad (13)$$

$$f_{12} = f_{21} \quad (14)$$

$$f_{22} = \frac{L_V^3}{3El_V} + \frac{L_V^2 L_T}{El_T} \quad (15)$$

donde,  $I_T, I_B, I_V$  representan los momentos de inercia de la barra superior, la barra inferior, y el segmento de la vía respectivamente;  $E$  es el módulo de Young del polisilicio.

Así, el momento de torsión debido a la expansión térmica (es decir a las componentes  $X_1$  y  $X_2$ ) está dado por:

$$M = X_1 x + X_1 (L_B - L_T) - X_2 L_V \quad (16)$$

Y el momento de torsión debido a una fuerza virtual,  $P$ , como función de la posición de la barra superior se define como sigue:

$$\bar{M} = (L_T - x)P \quad (17)$$

Y de acuerdo al método de fuerza virtual, la deflexión del sistema en un plano rígido se calcula con:

$$\begin{aligned} \bar{u} &= \frac{1}{El_T} \int_0^{L_T} M \bar{M} dx \quad (18) \\ &= \frac{1}{El_T} \left( -\frac{1}{3} X_1 L_T^3 + \frac{1}{2} X_1 L_T^2 L_B - \frac{1}{2} X_2 L_T^2 L_V \right) \quad (19) \end{aligned}$$

Finalmente, la deflexión  $u$  en la punta del actuador debido a la expansión térmica puede representarse como una fuerza

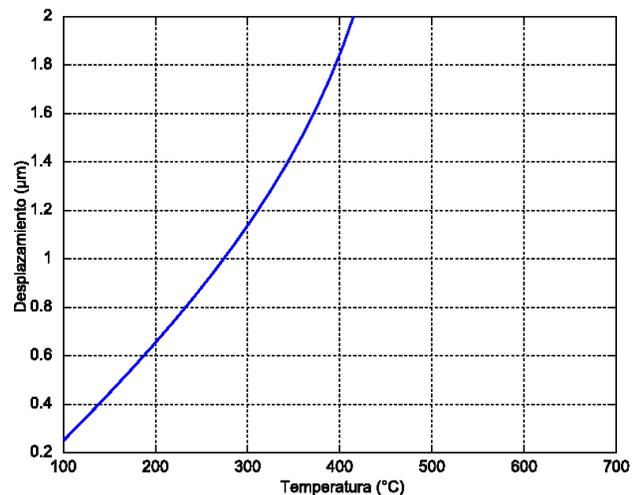


FIGURA 9. Desplazamiento como función de la temperatura aplicada usando una fuente de calor externa.

equivalente,  $F$ , que actúa sobre la punta del actuador y genera exactamente la misma deflexión. De esta forma, se puede establecer una relación con la constante del resorte  $K_s$  donde  $F = uK_s$ .

La deflexión esperada como función de la temperatura aplicada para el actuador VTA que se propone se presenta en la gráfica de la Fig. 9.

Con el fin de verificar el diseño propuesto analíticamente, el actuador térmico ha sido simulado empleando análisis por elemento finito (FEA). Para llevar a cabo las simulaciones computacionales correspondientes, se utilizó el paquete de software ANSYS™ disponible comercialmente [10]. Para realizar el análisis numérico se usaron modelos multifísicos incluyendo los dominios mecánico y térmico e imponiendo las condiciones de frontera según el diseño descrito anteriormente. El modelo toma en cuenta los parámetros característicos del proceso de fabricación Poly-MUMPs y los datos geométricos y de materiales dados en la Tabla I y Tabla II.

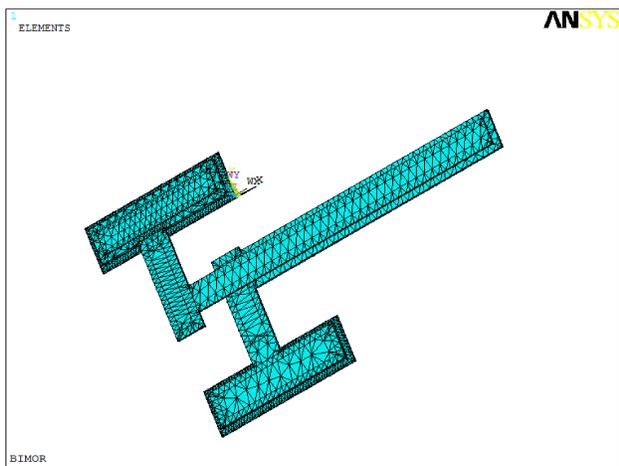


FIGURA 10. Modelo de elemento finito en 3D del actuador VTA optimizado.

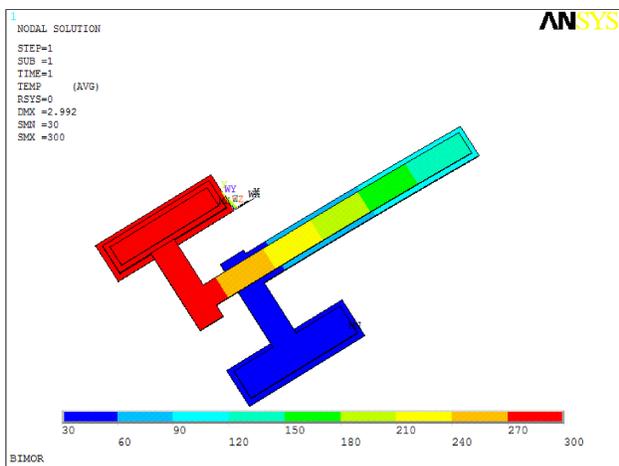


FIGURA 11. Termograma del actuador ilustrando la distribución térmica sobre el VTA.

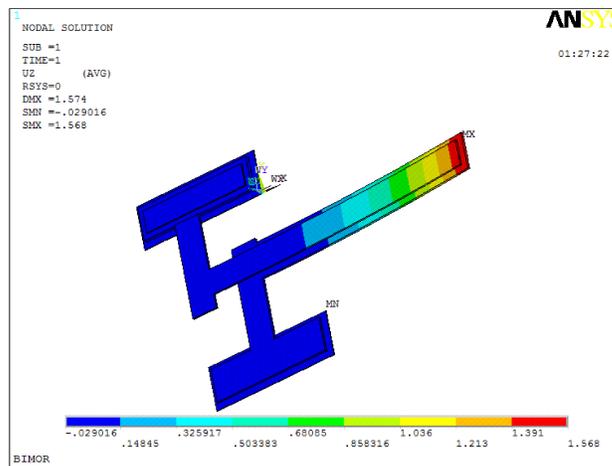


FIGURA 12. Resultados del análisis numérico mostrando la deflexión estimada para una temperatura dada.

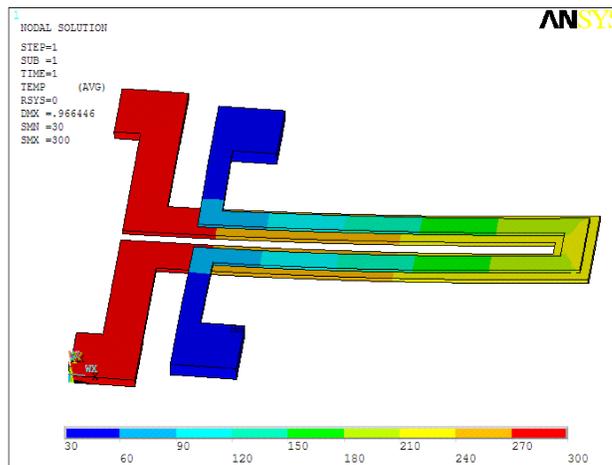


FIGURA 13. Termograma del actuador VTA en forma de "U".

Los resultados de las simulaciones numéricas confirman la viabilidad del diseño optimizado del VTA. La imagen del modelo tridimensional por elemento finito se presenta en la Fig. 10. La Fig. 11 presenta la distribución térmica sobre la estructura del actuador cuando el calor es transferido por una fuente externa aplicada al anclaje de la capa superior. Finalmente, la Fig. 12 muestra los resultados para la deflexión del actuador en la dirección fuera del plano cuando el calor se aplica sobre la capa inferior.

Con el fin de poder comparar los beneficios y el desempeño del nuevo diseño contra el del popular VTA en forma de "U", se realizó también el análisis de este último. La Fig. 13 presenta los resultados de la distribución térmica en ANSYS para el actuador en forma de "U" y la Fig. 14 contrasta el desplazamiento esperado para cada uno de estos dispositivos bajo la influencia de una fuente de calor externa.

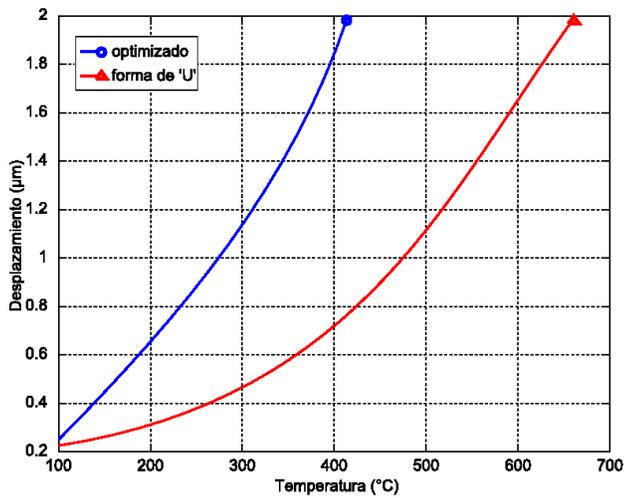


FIGURA 14. Comparativo desplazamiento vs temperatura aplicada para el actuador VTA en forma de “U” y el actuador VTA optimizado.

#### 4. Fabricación y preparación de prototipos

Los dispositivos VTA antes descritos fueron fabricados usando el proceso multiusuario Poly-MUMPs [11]. El proceso Poly-MUMPs es una tecnología de micromaquinado de superficie que ofrece tres capas de polisilicio como material estructural y dos capas de sacrificio de cristales de fosfosilicato (PSG) todo sobre una película de nitruro de silicio como aislante eléctrico del sustrato. Los últimos dos niveles de polisilicio pueden ser liberados para formar estructuras móviles y una capa de oro también puede ser depositada sobre el último nivel de polisilicio al final del proceso usando el método de LPCVD.

El proceso Poly-MUMPs fue seleccionado debido a que se trata de una tecnología estándar de bajo costo y disponible comercialmente, todo lo cual incrementa las posibilidades de que los dispositivos propuestos en este trabajo tengan oportunidad de ser llevados a la práctica en aplicaciones concretas dentro de un contexto industrial o comercial. Además el proceso Poly-MUMPs es, en general, compatible con la tecnología de fabricación de circuitos integrados.

Después de la fabricación, las capas de sacrificio son removidas usando generalmente un baño de ácido fluorhídrico (HF). Sin embargo, este método para remover las estructuras de polisilicio suele introducir fallas en los dispositivos que se adhieren unos con otros o con el sustrato mismo debido a fuerzas capilares y electrostáticas [12]. Por lo tanto, en el caso de los prototipos fabricados para este trabajo de investigación, se optó por usar una técnica de secado rápido del microchip por medio de la transformación supercrítica de dióxido de carbono (CO<sub>2</sub>) que elimina la tensión superficial y otras fuerzas capilares entre estructuras adyacentes luego de ser expuestas al baño de HF [13].

La Fig. 15 muestra la imagen de uno de los microchips prototipo fabricados tomada con un microscopio de barrido electrónico (SEM por sus siglas en inglés). El microchip mi-

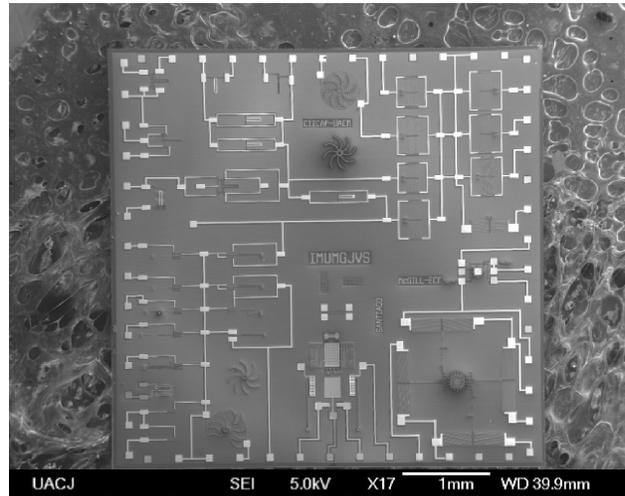


FIGURA 15. Imagen SEM del microchip fabricado que contiene los prototipos MEMS desarrollados.

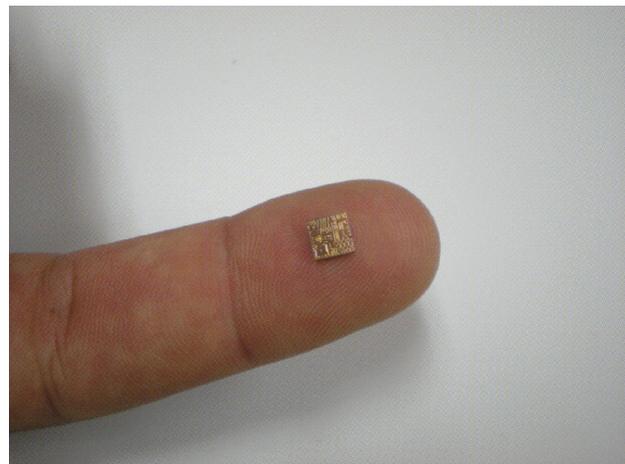


FIGURA 16. Fotografía del microchip que contiene más de 40 microdispositivos MEMS.

de 5-mm por lado y contiene más de 40 dispositivos MEMS y estructuras de prueba. La dimensión del chip puede apreciarse en la fotografía de la Fig. 16.

Para probar los prototipos fabricados se decidió hacer experimentos tanto directamente sobre el microchip desnudo como sobre algunos que fueron empaquetados. Para este último propósito se escogió un paquete tipo DIP-40 debido a que tiene la capacidad para alojar apropiadamente el chip dentro de su cavidad y cuenta con suficiente número de terminales para conectar la mayoría de los dispositivos en el chip. Mientras que las pruebas realizadas sobre un chip encapsulado son más rápidas y pueden automatizarse con cierta facilidad ya que el microchip se encuentra protegido y puede manipularse con seguridad, también se dejaron prototipos sin encapsular para poder realizar pruebas de precisión sobre el chip desnudo y caracterizar los dispositivos bajo diversas condiciones de operación como se expondrá a continuación.

La calibración del dispositivo se validó mediante el uso de un microscopio de barrido electrónico (SEM) modelo

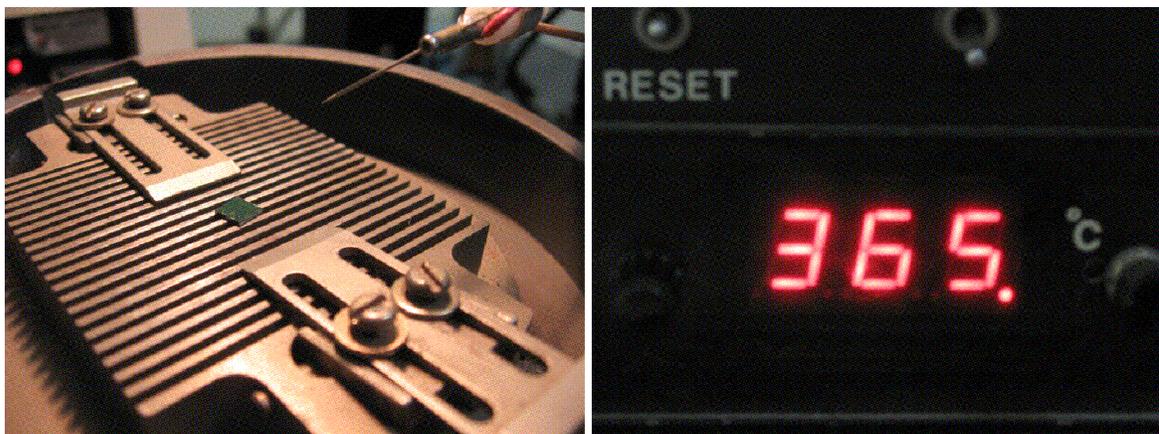


FIGURA 17. Fotografías de las pruebas realizadas calentando el sustrato del microchip usando una resistencia calefactora controlada electrónicamente.

JEOL JSM7000F y una estación de pruebas modelo Signatone 1160 A. Para la caracterización experimental de los dispositivos MEMS contenidos en el microchip se prepararon y utilizaron distintos escenarios de prueba. El primero de éstos consiste en activar los dispositivos usando el método tradicional de calentamiento por efecto Joule haciendo circular una corriente eléctrica a través de la estructura del actuador y formando un circuito cerrado entre dos de sus anclajes.

El segundo escenario comprende la aplicación de calor sobre ciertos anclajes de la estructura de forma selectiva. En este experimento el calor se transfiere al resto de la estructura del actuador por mera conducción térmica. Para llevar a cabo esta prueba se forma un circuito eléctrico a través del anclaje exclusivamente sin que haya circulación de corriente en la estructura del actuador (únicamente a través del ancla seleccionada). Este arreglo permite simular una fuente de calor externa y controlar la temperatura aplicada por medio del voltaje y corriente utilizados según la Ley de Lenz-Joule.

Un tercer experimento hace uso de una resistencia calefactora (análoga a las que se emplean en planchas y estufas eléctricas) para elevar la temperatura del sustrato de todo el microchip y activar los dispositivos por conducción térmica a través del sustrato. La resistencia calefactora está conectada a un termómetro digital y su temperatura se controla digitalmente. Las condiciones para realizar esta prueba se ilustran en la Fig. 17.

La mayoría de las pruebas se realizaron usando tanto el chip desnudo como el chip empaquetado. Para los experimentos en que se realizaron mediciones directamente sobre el dado o chip desnudo se utilizó una estación de pruebas con microscopio y cámara digital como se ilustra en la Fig. 18. Como puede apreciarse, en este caso se utilizaron micropuntas conectadas a una fuente de poder de DC para aplicar los niveles de voltaje requeridos en cada caso. La posibilidad de probar directamente sobre el chip sin empaquetar permite realizar mediciones precisas de la resistencia eléctrica de los dispositivos y manipular mecánicamente los dispositivos cuando es preciso.

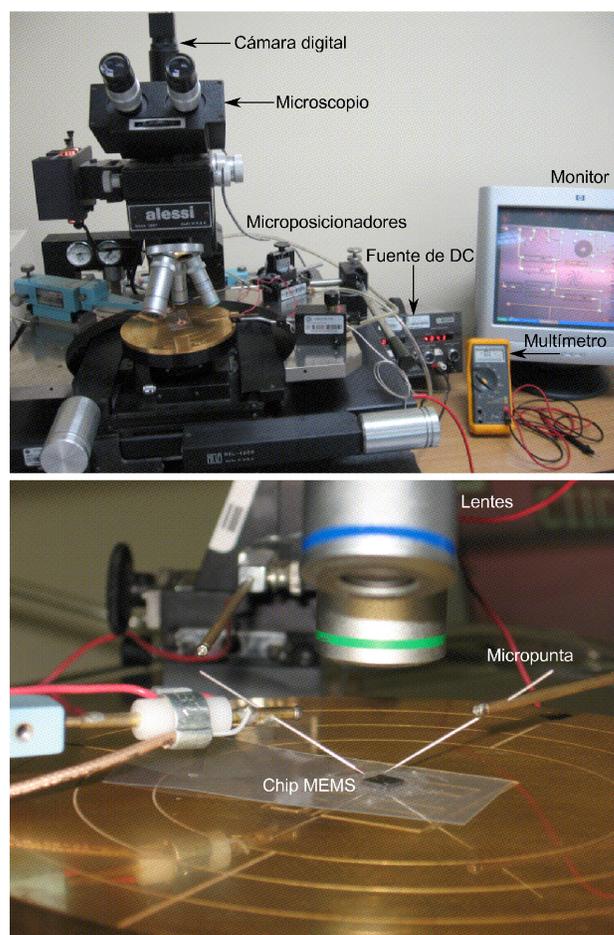


FIGURA 18. Fotografías del arreglo utilizado para probar el microchip desnudo.

## 5. Resultados experimentales

La Fig. 19 presenta imágenes SEM mostrando los resultados de la fabricación de actuadores verticales (VTA) como los descritos en las Secs. 2 y 3. Como puede verse, se fabricaron prototipos tanto del actuador optimizado como del clásico ac-

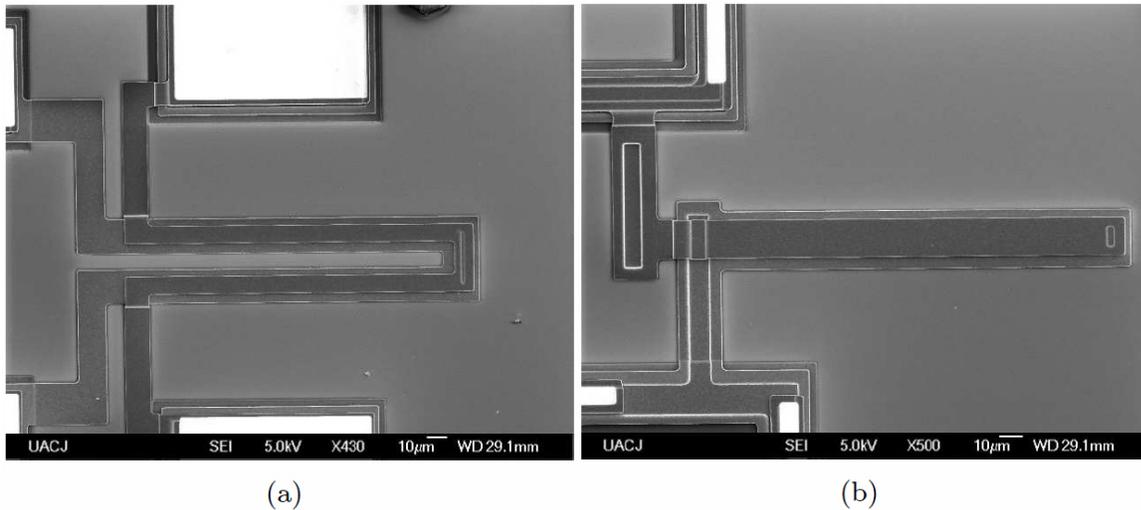


FIGURA 19. Imágenes SEM de los actuadores verticales (VTA) fabricados: a) Actuador clásico en forma de “U”. b) Actuador optimizado de doble viga.

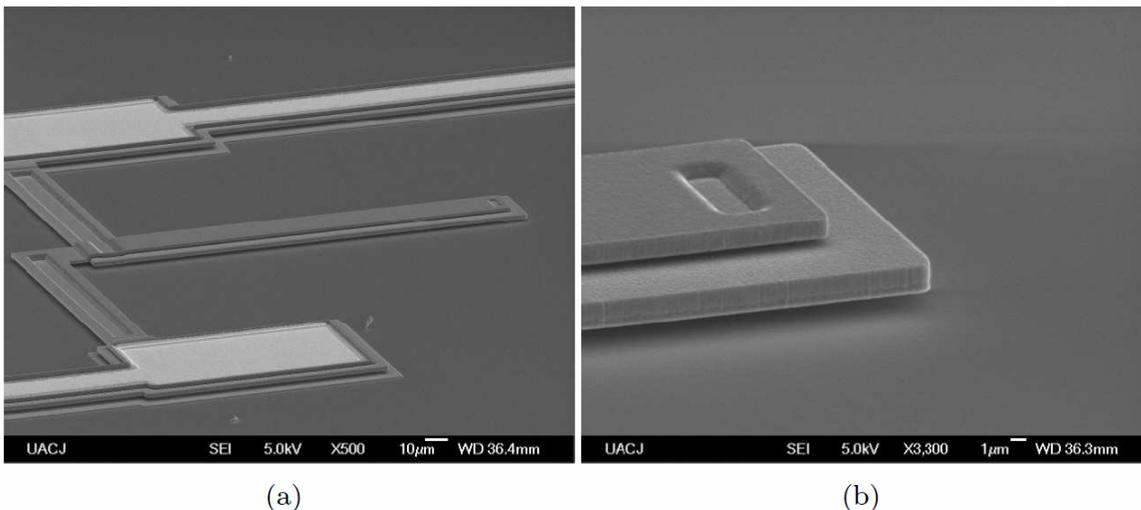


FIGURA 20. a) Vista tridimensional del actuador VTA optimizado. b) Acercamiento a la punta del actuador mostrando la separación de  $2\text{-}\mu\text{m}$  con respecto a la superficie del sustrato.

tuador en forma de “U” con el fin de comparar su desempeño de manera experimental y contrastar los resultados obtenidos con aquellos estimados analíticamente. La Fig. 20 ofrece la vista tridimensional del prototipo fabricado.

El desempeño de los dos actuadores mostrados en la Fig. 19 fue investigado aplicando calor por efecto Joule de la manera convencional y aplicando calor transferido a la estructura del dispositivo por simple conducción térmica a través de sus anclajes.

La Fig. 21 presenta los resultados de las mediciones efectuadas sobre el actuador VTA en forma de “U” y el actuador optimizado de doble viga. Puede notarse que, cuando los dispositivos son accionados por efecto Joule, el actuador en forma de “U” tiene un mejor desempeño que el actuador optimizado. Esto obedece a que el actuador en forma de “U” provee una trayectoria “activa” para el flujo de corriente que circula por la estructura del dispositivo de tal forma que toda la energía eléctrica aplicada se emplea para calentar solamente

una capa o nivel de material; mientras que en el caso del actuador optimizado la potencia consumida por la capa inferior no contribuye al desplazamiento del actuador y es desperdiciada en calentar la viga inferior cuya dilatación se opone incluso a la deflexión del dispositivo. Sin embargo, cuando los actuadores son accionados por el efecto de una fuente de calor externa, el VTA optimizado exhibe un mejor desempeño debido a su estructura mecánica simplificada y su menor superficie convectiva que minimiza las pérdidas de calor. Cabe mencionar que el máximo desplazamiento en la dirección del sustrato se encuentra limitado por la altura del dispositivo con respecto al sustrato y que en este caso es de  $2\text{-}\mu\text{m}$ .

Puede observarse que los desplazamientos obtenidos son suficientemente grandes y útiles para muchas aplicaciones típicas de microsistemas, lo cual muestra la viabilidad para implementar esta clase de actuadores térmicos en muchas situaciones donde ya se tiene disponible una fuente de calor.

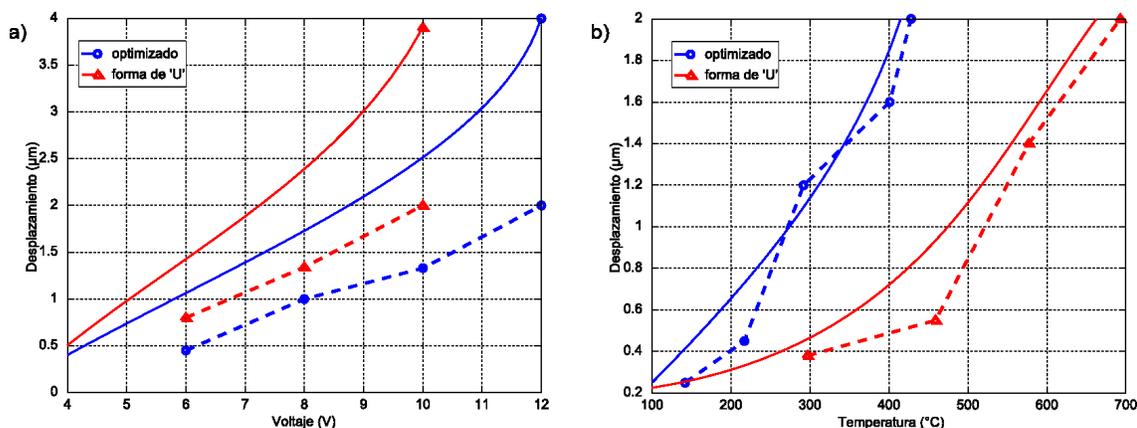


FIGURA 21. Comparación de resultados experimentales (líneas punteadas) y teóricos (líneas sólidas) para las dos topologías VTA a) Desplazamiento como función del voltaje cuando se opera por efecto Joule b) Desplazamiento como función de la temperatura cuando se opera usando una fuente de calor externa.

En la Fig. 21 puede observarse también la comparación entre los resultados experimentales y teóricos. Mientras que las mediciones para el desplazamiento como función de la temperatura aplicada concuerdan bien con los datos teóricos, las discrepancias para los resultados del desplazamiento como función del voltaje son considerables. Estas diferencias se deben principalmente a las variaciones entre la temperatura real y la estimada analíticamente para un voltaje dado. La conducción de calor a través de los anclajes que actúan como disipadores, y las pérdidas de calor por convección a través de la superficie de las estructuras del actuador son los mecanismos dominantes en la disipación de calor. Por lo tanto, cuando se utiliza el calentamiento eléctrico por efecto Joule, el modelo matemático usado para el diseño y optimización de parámetros requiere ser ajustado con base en datos experimentales para considerar la tasa adecuada de conducción térmica a través de los anclajes y para establecer el valor preciso del coeficiente de convección  $h$ .

La respuesta en frecuencia de los dispositivos se probó aplicando calor y dejándolo de aplicar alternadamente sobre uno de los anclajes permitiendo que el actuador alcanzara su máxima deflexión y que luego tuviera tiempo suficiente para enfriarse y recuperar su posición original. Experimentalmente se comprobó que los actuadores pueden operar efectivamente a frecuencias del orden de 30-Hz sin presentar atenuación en la amplitud de su desplazamiento. Debido a las limitaciones del equipo de medición, no fue posible caracterizar la respuesta a frecuencias más altas.

### 6. Ejemplo de aplicaciones potenciales

Las posibles aplicaciones del microdispositivo VTA desarrollado y presentado en este trabajo son innumerables. El dispositivo mostrado puede ser operado tanto como un actuador o como un sensor dependiendo del objetivo o aplicación particular que se persiga. Algunas de las aplicaciones inmediatas que se vislumbran para este micromecanismo térmicos se resumen en la Tabla III.

TABLA III. Ejemplos de aplicaciones para los microdispositivos térmicos desarrollados.

| Dispositivo MEMS                                  | Aplicaciones          |
|---|-----------------------|
|   | Interruptor térmico   |
| Actuador/Sensor térmico vertical (VTA) optimizado | Sensor de temperatura |
|   | Oscilador             |
|   | Microgenerador        |

Debido a que la deflexión del actuador es una función de su temperatura, el VTA optimizado puede funcionar como un interruptor térmico calibrado para que al alcanzar cierta temperatura límite la punta del dispositivo cierre un circuito y active una alarma, abra una válvula, mueva un objeto, etc. Una de las principales ventajas de este sistema con respecto a otras alternativas disponibles es que no requiere baterías y por lo tanto puede realmente ser desplegado a la escala micro y a un costo muy bajo.

Otra aplicación que se lista en la Tabla III es como sensor de temperatura de ultra-bajo consumo de potencia; ejemplos de sistemas MEMS para el sensado de temperatura pueden consultarse en Refs. 14 y 15. En este caso, el actuador puede cargarse eléctricamente de tal forma que su punta forme un capacitor en relación a una placa fija colocada sobre el sustrato como se muestra en la Fig. 22. Conforme la temperatura varíe, la altura de la punta del actuador cambiará de posición y por lo tanto la capacitancia alterará su valor proporcionalmente según lo dictado por la Ec. (20):

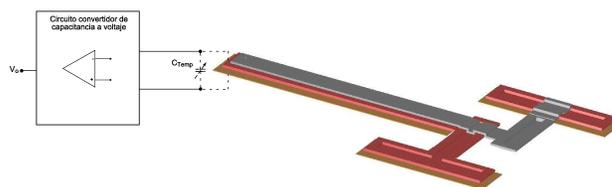


FIGURA 22. Modelo del sistema que emplea el actuador VTA como sensor de temperatura.

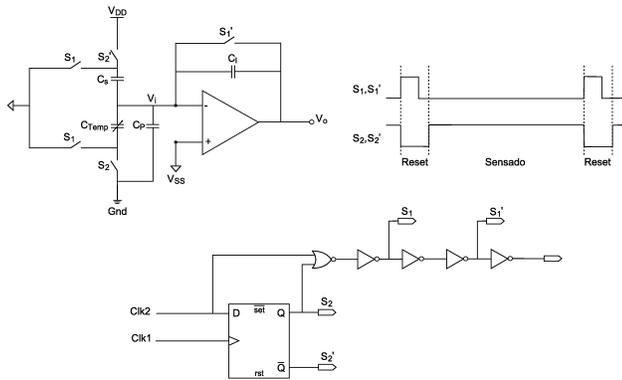


FIGURA 23. Circuito electrónico para detectar pequeñas variaciones de capacitancia. Imagen superior izquierda: Convertidor de capacitancia a voltaje. Imagen superior derecha: Señales de control. Imagen inferior: Circuito de control.

$$C_T = \epsilon \frac{A}{d} \tag{20}$$

donde \$C\_T\$ es la capacitancia formada por el sensor de temperatura, \$\epsilon\$ es la permitividad del dieléctrico entre las placas del capacitor, \$A\$ es el área efectiva de las placas, y \$d\$ es la distancia de separación la cual es una función de la temperatura del dispositivo.

La variación de capacitancia puede ser detectada usando un circuito electrónico simple basado en un amplificador operacional como se muestra en el diagrama de la Fig. 23. Este circuito es un integrador de carga que funciona como convertidor de capacitancia a voltaje y que es capaz de detectar variaciones en el rango de 0-0.8 pF como se describe en Ref. 16. En este caso, se aprovecha la compatibilidad del proceso de micromaquinado de superficie con la tecnología de circuitos integrados CMOS para integrar un microsistema completo que involucra elementos mecánicos y electrónicos.

Para ilustrar la viabilidad de este concepto se diseñó un amplificador operacional usando una tecnología CMOS de bajo costo (MOSIS/Orbit SCNA-2 \$\mu\$m) cuya escala o resolución fotolitográfica es similar a la del proceso Poly-MUMPs. El diagrama eléctrico mostrando la arquitectura seleccionada para el diseño del amplificador se presenta en la Fig. 24. Como puede apreciarse, el amplificador incluye un circuito de polarización formado por los transistores Qn8, Qp9 y una resistencia R. Este circuito es una fuente de corriente simple en cascodo la cual provee un voltaje de polarización estable para los transistores Qn5 y Qn7. El par diferencial está formado por los transistores Qn1 y Qn2. Los transistores Qp3 y Qp4 actúan como carga activa de alta impedancia para el par diferencial. La segunda etapa del amplificador está formada por el transistor Qp6 en configuración de fuente común donde el transistor Qn7 actúa como carga activa. El capacitor \$C\_c\$ entre la primera y segunda etapa se incluye para compensación de frecuencia del circuito. El transistor Qpr polarizado en la región de triodo hace las veces de una resistencia en serie con el capacitor \$C\_c\$ para preservar el margen de fase del circuito y garantizar su estabilidad.

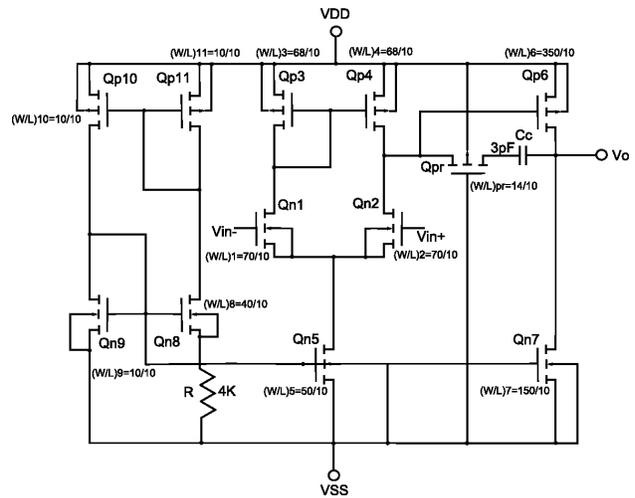


FIGURA 24. Esquemático de la arquitectura del amplificador operacional.

Considerando que la aplicación que se persigue (sensado de temperatura) no requiere de un gran ancho de banda se diseñó el circuito como se resume en la Tabla IV. La Tabla V presenta un resumen de las características finales del amplificador contrastando los valores obtenidos mediante el análisis y mediante simulación usando código de SPICE [17].

Así mismo, la Fig. 25 ilustra los resultados de las simulaciones realizadas sobre el circuito amplificador usando un capacitor de compensación (\$C\_c=1\$ pF) el cual estabiliza el circuito con una caída de -20 dB/dec hasta alcanzar los 0 dB de ganancia.

TABLA IV. Resumen del cálculo de parámetros del diseño.

| Transistor | W/L       | \$I_D\$ (\$\mu\$A) | \$V_{eff}\$ (V) | \$g_m\$ (A/V)           | \$r_o\$ (M\$\Omega\$) |
|------------|-----------|--------------------|-----------------|-------------------------|-----------------------|
| Qn1        | (30/10)   | 10                 | 0.368           | \$54.3 \times 10^{-6}\$ | 2.5                   |
| Qn2        | (30/10)   | 10                 | 0.368           | \$54.3 \times 10^{-6}\$ | 2.5                   |
| Qp3        | (90/10)   | 10                 | 0.358           | \$55.8 \times 10^{-6}\$ | 2.5                   |
| Qp4        | (90/10)   | 10                 | 0.358           | \$55.8 \times 10^{-6}\$ | 2.5                   |
| Qn5        | (60/10)   | 20                 | 0.368           | \$109 \times 10^{-6}\$  | 1.25                  |
| Qp6        | (180/10)  | 20                 | 0.358           | \$112 \times 10^{-6}\$  | 1.25                  |
| Qn7        | (60/10)   | 20                 | 0.368           | \$109 \times 10^{-6}\$  | 1.25                  |
| Qn8        | (600/10)  | 200                | 0.368           | \$1.09 \times 10^{-3}\$ | 0.125                 |
| Qp9        | (1800/10) | 200                | 0.358           | \$1.12 \times 10^{-3}\$ | 0.125                 |

TABLA V. Características del amplificador operacional diseñado para acoplarse con el sensor térmico.

| Especificación                  | Análisis       | Simulación      |
|---------------------------------|----------------|-----------------|
| Ganancia en DC                  | 73.5 dB        | 75.5 dB         |
| Consumo de potencia             | 2.5 mW         | 2.35 mW         |
| Frecuencia de corte (-3dB)      | 7.9 kHz        | 1.18 kHz        |
| Frecuencia de ganancia unitaria | 8.65 MHz       | 4.72 MHz        |
| Velocidad de cambio (slew rate) | 20 V/\$\mu\$ s | 9.6 V/\$\mu\$ s |

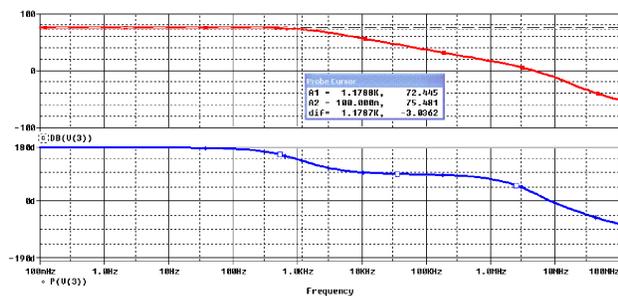


FIGURA 25. Respuesta en frecuencia del circuito. Imagen superior: Magnitud. Imagen inferior: Fase.

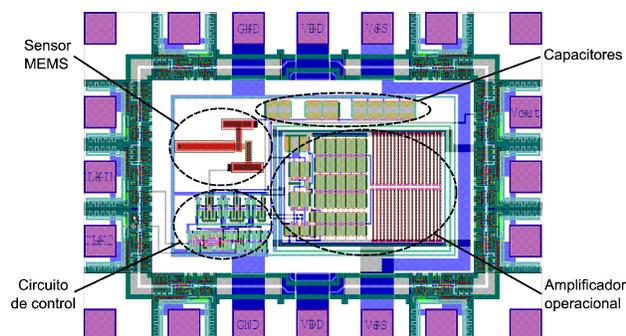


FIGURA 26. Vista del diseño físico (layout) del microsistema que comprende el sensor MEMS y un circuito electrónico en un mismo microchip.

La vista del diseño físico (layout) del microsistema completo incluyendo el sensor de temperatura y el circuito electrónico se muestra en la Fig. 26. Las dimensiones totales del sistema integrado son  $1400 \mu\text{m}$  por  $1000 \mu\text{m}$  incluyendo las terminales (pads) para el microalambrado así como las estructuras de protección contra descargas electrostáticas (ESD). Puede notarse que los pads conectados a las señales de entrada y salida incluyen buffers para proteger la circuitería interna y garantizar un nivel adecuado en la intensidad de dichas señales.

Otra aplicación que ha generado gran interés en el campo de los microsistemas es el uso de micromecanismos como osciladores de referencia para la generación de pulsos de reloj y señales de sincronía en circuitos electrónicos. Las principales ventajas de los osciladores mecánicos en comparación con los más tradicionales osciladores piezoeléctricos a base de cristales de cuarzo y otros materiales exóticos, son su alto factor de calidad y selectividad ( $Q$ ), su tamaño microscópico, y la posibilidad de integrarlos conjuntamente con los circuitos electrónicos dentro de un mismo chip [18–20]. En el caso del actuador térmico VTA la oscilación mecánica puede obtenerse haciendo que la punta del actuador, al flexionarse por el efecto de un aumento en su temperatura, entre en contacto con un pozo térmico o disipador que la haga perder temperatura y retroceder un poco para que luego vuelva a calentarse y el ciclo se repita indefinidamente. La frecuencia de oscilación en este caso puede calibrarse por diseño como función de la longitud del actuador.

A partir de la idea de la oscilación mecánica por un efecto meramente térmico, se puede implementar un microgenera-

dor inspirado en el concepto de la microbatería atómica descrita en Ref. 21 en el que la energía mecánica que resulta de la oscilación sea convertida a energía eléctrica mediante la adición de un cristal piezoeléctrico a la estructura del VTA.

Por supuesto, el actuador vertical optimizado también puede ser usado como un actuador térmico de propósito general que forme parte de algún micromecanismo más complejo, etc.

## 7. Conclusiones

La idea de explotar el calor disponible en el ambiente para energizar dispositivos MEMS resulta sumamente atractiva. Este trabajo contribuye al avance en el estado del arte en materia de microsistemas accionados térmicamente con la introducción de optimizaciones que extienden las capacidades de operación de los sistemas tradicionales bajo condiciones en las que el calor es transferido a los dispositivos desde una fuente externa. Esta idea ha sido llevada desde la etapa de concepto hasta la implementación y caracterización experimental de prototipos pasando por un proceso de análisis y modelado formal.

Los resultados experimentales son alentadores ya que al calentar los microdispositivos externamente se obtienen desplazamientos relativamente grandes y útiles para muchas aplicaciones prácticas. El desempeño de los prototipos optimizados presentados es indicativo de la viabilidad para implementar este tipo de sistemas térmicos en una variedad de situaciones donde ya se cuenta con una fuente de calor.

En el diseño de los prototipos MEMS se consideraron factores críticos que afectan su aplicabilidad y potencial de comercialización tales como la facilidad de manufactura y el costo de fabricación. Por esto, todos los dispositivos propuestos pueden ser fabricados usando un proceso estándar de micromaquinado superficial compatible con la tecnología de circuitos integrados CMOS y sin requerir etapas de post-procesamiento o microensamble ni del uso de materiales especiales.

Las aplicaciones para el dispositivo VTA aquí considerado incluyen sensores de temperatura e interruptores térmicos autónomos (sin baterías). Así mismo, con la incorporación de un disipador de calor se puede implementar un resonador u oscilador térmico con potencial para usarse como microgenerador.

La posibilidad de contar con micromecanismos y sistemas que puedan operar directamente con energía térmica y sin necesidad de baterías ofrece enormes ventajas en materia de ahorro de energía, resultando además en productos más pequeños, más ligeros, con mayor rango de operación y de menor costo ya que las baterías actualmente ocupan una gran porción del volumen disponible.

## Agradecimientos

Los autores agradecen al Prof. Anas A. Hamoui de la Universidad de McGill, y a los doctores Antonio Ramírez Treviño

del CINVESTAV-GDL, José Mireles Jr. y Perla García de la Universidad Autónoma de Cd. Juárez por brindarnos acceso a procesos de microfabricación y equipo de pruebas de la-

boratorio respectivamente. Parte de este trabajo fue realizado con el apoyo de una beca CONACYT.

- 
- i.* Acrónimo del inglés *Very Large Scale Integration*
1. K. Fu, A. Knobloch, F. Martinez, D.C. Walther, A.C. Fernandez-Pello, A.P. Pisano, and D. Liepmann, *Proc. of ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, Paper IMECE2001/MEMS 23925, (New York, NY, November 2001).
  2. Y. Cheng, G. Xu, D. Zhu, W. Zhu, L. Luo, *IEEE Trans. Comp. Packag. Technol.* **29-1** (2006) 39.
  3. C. JM. Lasance, R.E. Simons, *Electronics Cooling Magazine* (2005). Available on-line at: [www.electronics-cooling.com/articles/2005/2005\\_nov\\_article2.php](http://www.electronics-cooling.com/articles/2005/2005_nov_article2.php)
  4. J.H. Comtois, V.M. Bright, *Sensors and Actuators A* **58** (1997) 19.
  5. W.D. Cowan, V.M. Bright, *Proc. SPIE* **3226** (1997) 137.
  6. D. Yan, A. Khajepour, R. Mansour, *J. Micromech. Microeng.* **14** (2004) 841.
  7. J.H. Lau, *Flip chip technology* (McGraw-Hill, New York, 1995).
  8. R. Hickey, M. Kujath, T. Hubbart, *J. Vac. Sci. Technol.* **1** (2002) 971.
  9. J.H. Lienhard, J.H. Lienhard, *A Heat Transfer Textbook*, (Phlogiston Press, Cambridge Massachusetts, 2006).
  10. ANSYS Inc., *Ansys Verification Manual*, (Release 9.0, 0022114, Nov. 2004).
  11. J. Carter, A. Cowen, B. Hardy, R. Mahadevan, M. Stonefield, S. Wilcenski, *PolyMUMPS Design Handbook*, (MEMSCAP Inc., Revision 11.0, 2005).
  12. H.J. De los Santos, *Introduction to Microelectromechanical (MEM) Microwave Systems*, (Artech House Publishers, Boston, 1999).
  13. Y. Lee, K.H. Park, J. Lee, C.S. Lee, H.J. Yoo, C.J. Kim, Y.S. Yoon, *J. Microelectromechanical Systems* **6-3** (1997) 226.
  14. B. Ando, S. Baglio, N. Savalli, C. Trigona, *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement* **60-4** (2011) 1348.
  15. L.C. Chou, Y.L. Lai, Y.Z. Juang, C.Y. Tsai, C.Y. Lin, S.C. Huang, J.C. Chiou, *Proc. of IEEE International Conference on Nano/Micro Engineered and Molecular Systems (NEMS)*, (Feb. 2011, Kaohsiung, Taiwan).
  16. S. Lichun, M. Palaniapan, T. Woei-Wan, *Journal of Physics: Conference Series* **34** (2006) 1014.
  17. L.W. Nagel, D.O. Pederson, *SPICE (Simulation Program with Integrated Circuit Emphasis)*, (University of California, Berkeley, Memorandum No. ERL-M382, Apr. 1973).
  18. F. Nabki, T.A. Dusatko, M.N. El-Gamal, *Proc. of IEEE Custom Integrated Circuits Conference* (Sep. 2008, San Jose, CA).
  19. I. Voiculescu, M.E. Zaghoul, R.A. McGill, E.J. Houser, G.K. Fedder, *IEEE Sensors Journal* **5-4** (2005) 641.
  20. O. Brand, H. Baltes, U. Baldenweg, *IEEE Transactions on Electron Devices* **40-10** (1993) 1745.
  21. A. Lal, R. Duggirala, H. Li, *IEEE Pervasive Computing* **4-1** (2005) 53.