

Figura 3.19: Layout dels dispositius uniaxials i triaxials. Amplada del marc i posició dels elements de test, R1 i R2.

La disposició dels pads de sortida, del marc tancat i el layout dels sensors es mostra a la Figura 3.19. A la figura s'ha inclòs també la situació de dos elements de test dissenyats al marc del xip anomenats *rosette*. Aquestes estructures es detallen a l'apartat 3.3.1. En aquest apartat només donarem les dades de la seva posició sobre el marc del xip.

Paràmetre (μm)	D2U-2.5g	D2U-1.5g	D2U-10g	Triaxial
a	1100	950	600	1150
b	1150	1200	950	1050
c	1300	1150	950	-
R1.1	1450	1450	1450	300
R1.2	180	180	180	200
R2.1	1250	1250	1250	2380
R2.2	220	220	150	200

Taula 3.13: Dimensions d'amplada del marc i posició de les estructures *rosette* respecte el marc tancat de soldadura.

A la Taula 3.13 donem els valors d'amplada del marc i posició de les estructures *rosette* definits a la Figura 3.19. Aquests valors seran emprats en les simulacions posteriors del procés de refosa de la pasta de soldadura i, com explicarem al capítol 4, tenen influència sobre el rendiment de muntatge dels dispositius. Tal i com es recull a la Taula 3.5 les dimensions geomètriques dels tres dissenys d'acceleròmetres uniaxials són diferents, per tant, degut a que la mida del xip és fixada, això requereix que la mida del marc sigui diferent per a cada disseny. En el cas dels acceleròmetres triaxials tots tres dissenys tenen una mateixa amplada de marc del xip.

3.3 Disseny del xip de test.

Per a l'estudi i determinació dels estressos provocats pel procés d'encapsulat sobre els acceleròmetres es va pensar a dissenyar un xip de referència que permetés obtenir un mapa

de la distribució dels estressos superficials del xip. Es tractava de poder mesurar la influència, principalment, de dues de les etapes més importants del procés d'encapsulat: la soldadura anòdica amb una oblia de vidre i el procés de soldadura *flip-chip*. En el primer cas els problemes d'estressos es deriven de la diferència de CTE entre el silici i el vidre Pyrex (veure Taula 3.2), doncs la soldadura es produeix a 400°C i després el conjunt es refreda amb CTEs diferents. En el muntatge *flip-chip* els problemes poden venir del material de soldadura emprat, l'aliatge Sn/Pb, amb un coeficient d'expansió tèrmica 10 vegades superior al del silici. El fet de treballar amb mòduls multixip amb substrat de silici minimitza aquests problemes però el disseny d'un marc tancat amb pasta de soldadura pot afegir estressos desconeguts. La geometria que inicialment es va pensar per aquest xip de test és la que es mostra a continuació a la Figura 3.20.

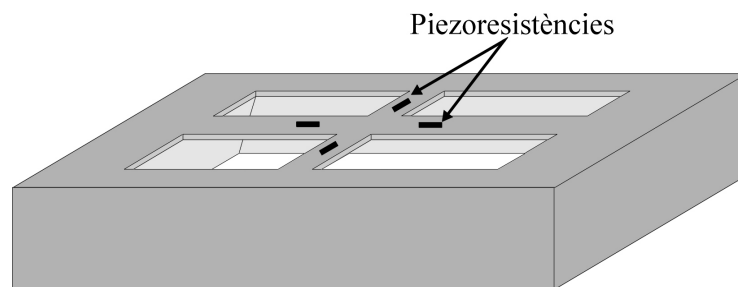


Figura 3.20: Xip de test per a la mesura d'esforços d'encapsulat, inclòs al joc de màscares CNM149

Mitjançant el gravat anisòtrop s'obre una obertura quadrada al centre del xip deixant només una membrana formada per la capa de silici superficial de les oblies BESOI. A continuació i mitjançant gravat sec s'estructuren els ponts de 450µm d'ample que es creuen en un punt central. Per poder fer extensiu els resultats del xip de test als acceleròmetres, les dimensions del xip, així com la posició dels pads i la mida del marc del xip de test havien de reproduir les dels acceleròmetres. La idea original que hi havia darrere aquest disseny era la d'obtenir regions on l'estrès derivat de l'expansió tèrmica fos molt important, fos homogeni i a més es pogués diferenciar entre els estressos longitudinals i transversals. S'ha fet servir uns ponts prims de només 15µm, degut a que els esforços sobre una membrana prima són més importants que sobre el marc dels xips. El disseny en creu dels ponts crea regions desacoblades on només una de les dues components de l'estrès és important, facilitant d'aquesta manera la seva mesura. Per tant, només quedava determinar les àrees concretes on l'estrès fos més homogeni per situar-hi les estructures de test. Aquest estudi es va realitzar mitjançant el simulador d'elements finits ANSYS.

3.3.1 Els elements de test: L'estructura Rosette.

Els xips de test que inclouen piezoresistències per a la mesura de l'estrès són molt utilitzats per mesurar els danys causats per les etapes de procés. També s'utilitzen per conduir estudis de fiabilitat de l'encapsulat com poden ser els cicles tèrmics, envelliment tèrmic o absorció d'humitat. Com ja hem comentat amb anterioritat, una única piezoresistència no és útil per la mesura dels estressos. Sovint cal emprar més d'una i de tipus n i tipus p conjuntament, disposades en configuració roseta, per obtenir unes dades fiables. Les *rosettes* són un element bàsic del disseny de xips de test per a l'estudi de l'estrès dels encapsulats i per a la mesura dels coeficients piezoresistius del silici [8], [9]. La

estructura que nosaltres hem implementat és una rosette de dos elements, dues piezoresistències tipus p col·locades ortogonalment i amb mesura KELVIN (veure Figura 3.21).

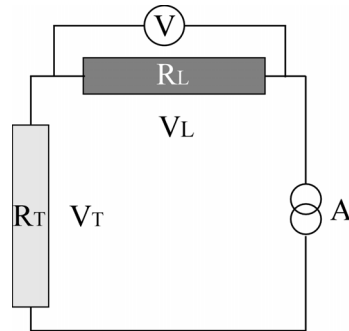


Figura 3.21: Esquema elèctric de l'estructura rosette en configuració de mesura Kelvin.

En principi, una configuració *rosette* com la de la Figura 3.21 hauria de ser suficient per determinar independentment cadascuna de les components en el pla de l'estrès. Això però no és possible degut a la elevada sensibilitat de les piezoresistències amb la temperatura. A l'annex A hem donat la relació que expressa la variació d'una piezoresistència amb els estressos que pateix (veure equació A.16). A aquesta relació hi manca el terme de la dependència amb la temperatura. Considerem una *rosette* de dos elements amb R1 orientada al llarg de la direcció [110] i R2 rotada un angle de 90° respecte aquesta direcció. La variació de les cadascuna de les resistències és la següent:

$$\frac{\Delta R_1}{R_1} = \left(\frac{\pi_s + \pi_{44}}{2} \right) \sigma_{11} + \left(\frac{\pi_s - \pi_{44}}{2} \right) \sigma_{22} + \alpha T$$

(3.2)

$$\frac{\Delta R_2}{R_2} = \left(\frac{\pi_s - \pi_{44}}{2} \right) \sigma_{11} + \left(\frac{\pi_s + \pi_{44}}{2} \right) \sigma_{22} + \alpha T$$

on $\pi_s = (\pi_{11} + \pi_{12})$ i $T = (T - T_{ref})$ és la diferència de temperatura respecte una temperatura de referència. Generalment, les piezoresistències presenten una variació del seu valor nominal amb la temperatura, o TCR (*Temperature Coefficient of Resistance*), i a més els coeficients piezoresistius també varien amb la temperatura. En aquestes expressions s'ha considerat que la dependència amb la temperatura queda ben reflectida amb la TCR de les piezoresistències i no es té en compte la dependència dels coeficients piezoresistius. Si es vol aïllar d'aquestes expressions els valors de les components dels esforços queda:

$$\sigma_{11} = \frac{\left[\frac{\Delta R_1}{R_1} + \frac{\Delta R_2}{R_2} \right]}{2\pi_s} + \frac{\left[\frac{\Delta R_1}{R_1} - \frac{\Delta R_2}{R_2} \right]}{2\pi_{44}} - \frac{\alpha T}{\pi_s}$$

(3.3)

$$\sigma_{22} = \frac{\left[\frac{\Delta R_1}{R_1} + \frac{\Delta R_2}{R_2} \right]}{2\pi_s} - \frac{\left[\frac{\Delta R_1}{R_1} - \frac{\Delta R_2}{R_2} \right]}{2\pi_{44}} - \frac{\alpha T}{\pi_s}$$

Es pot veure que en el càlcul de les components dels esforços, la temperatura hi juga un paper molt important. Un valor típic de TCR per les piezoresistències sol ser de 1000ppm/°C, això suposa per un grau de temperatura un error a la mesura de l'estrès de 20MPa!!!. Degut a la dificultat de poder mesurar la temperatura amb aquesta precisió o amb la calibració necessària, només es pot conèixer amb confiança el valor de la diferència entre les dues components de l'estrès, perquè en el seu càlcul la dependència amb la temperatura s'anul·la, tal i com ho expressa l'equació (3.3).

$$\frac{\Delta R_1}{R_1} - \frac{\Delta R_2}{R_2} = \frac{\pi_{44}}{2} (\sigma_{11} - \sigma_{22})$$

(3.4)

Encara que no es puguin mesurar els valors de les components de l'estrès per separat, la diferència és suficient, en la majoria dels casos, per comparar amb les simulacions FEM tal i com veurem més endavant. Aquest tipus d'elements de test són els que també s'han inclòs en el marc dels xips sensors per la mesura de l'estrès a prop del marc tancat de soldadura. Aquests elements són, sovint, emprats per validar els resultats de les simulacions mecàniques quan es dona una situació de manca d'informació fiable per les relacions constitutives dels materials emprats en l'encapsulat.

3.3.2 Simulacions del xip de test.

De nou el procés de simulació per elements finits se'ns mostra molt útil, en l'etapa de disseny del component. En aquest cas, per decidir quina era la millor col·locació de les piezoresistències es va realitzar una simulació mecànica del comportament del xip sota una deformació constant, és a dir sota una expansió o contracció. Aquest estudi es correspon amb els efectes derivats de l'etapa de soldadura anòdica, on la diferència entre les CTE del silici i el vidre poden provocar una deformació forçada de l'òbvia. Així doncs, vam aplicar una deformació de 10nm tant en la direcció x com en la direcció y i vam analitzar els resultats d'estrès sobre els ponts centrals. Els resultats es mostren a la Figura 3.22.

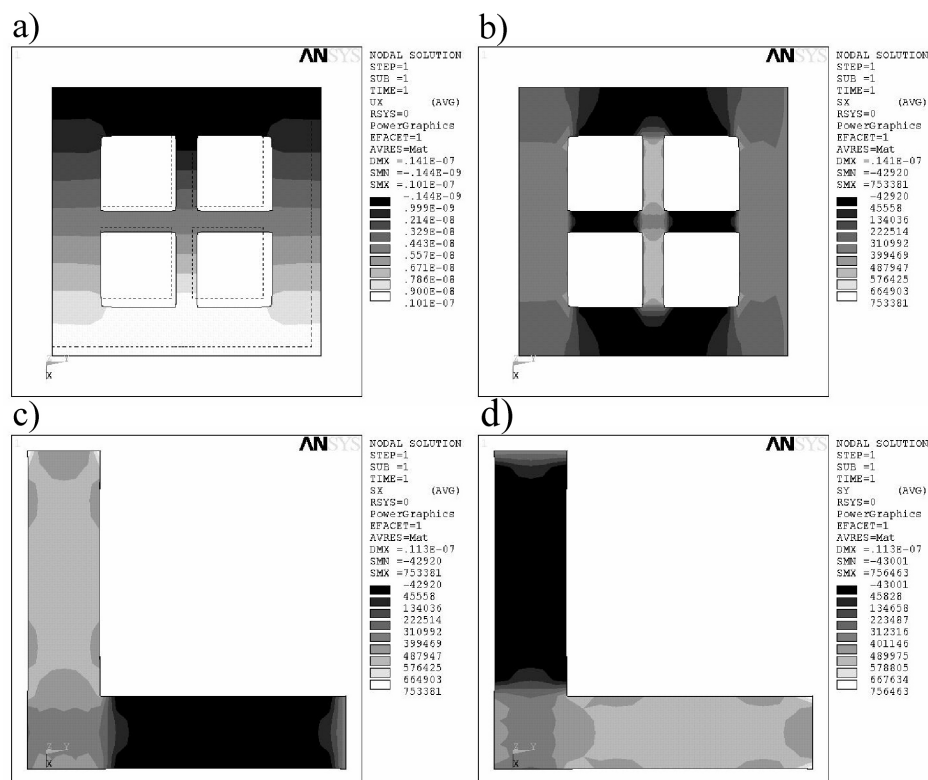


Figura 3.22: Resultats per la simulació sota deformació constant del xip de test.
a) Deformació aplicada en la direcció x (m), b) Resultats dels esforços mecànics en la direcció x per tota la superfície del xip (Pa), c) i d) Esforços mecànics en dos dels ponts centrals en la direcció x i en la direcció y, respectivament.

La figura 1.22.a) mostra el desplaçament forçat de 10nm aplicat al disseny. La figura 1.22.b) és el resultat dels esforços mecànics que pateix la estructura en la direcció x amb un valor màxim de 0.75MPa. Els resultats per la direcció y són idèntics. Les figures 1.22.c) i d) mostren el detall dels estressos patits als ponts centrals. Els esforços mecànics són molt uniformes en dos dels ponts centrals i a més es té que, en una mateixa branca, els valors per una de les dues components dels estressos són molt importants, de l'ordre de 0.5MPa, mentre que per l'altre component són gairebé menyspreables.

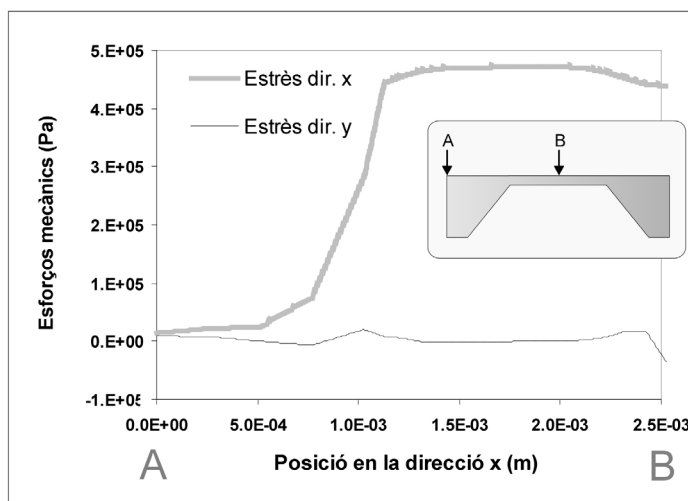


Figura 3.23: Perfil d'esforços mecànics en la superfície del xip de test per una deformació forçada de 10nm.

Per obtenir més informació hem realitzat un perfil dels esforços, a nivell de superfície, des de l'extrem del xip fins al centre al llarg de la direcció x (veure Figura 3.23). Com esperàvem els esforços són més importants als ponts centrals degut al disseny de pont prim. A més la component x i la component y dels esforços presenten una gran diferència cosa que ajuda en la seva mesura. El valor de S_x al pont central és de 0.45 MPa, mentre que el valor de S_y és de l'ordre de 1000Pa. Es conclou que els ponts centrals són un lloc molt adequat per a la col·locació de les piezoresistències, doncs els estressos són molt uniformes i els trobem dividits en components cosa que els fa més fàcilment mesurables pels elements *rosette*. Es van definir un total de quatre estructures *rosette*, una en cada pont. Per la identificació de quina *rosette* presenta o no variació es pot deduir en quina direcció i de quin valor està essent la compressió.

Els resultats de les simulacions del xip de test durant el procés de muntatge *flip-chip* es comenten a l'apartat següent.

3.4 Simulacions del procés de soldadura.

Un dels problemes més importants, i sobre el qual més desconeixíem, era la possibilitat que l'encapsulat *flip-chip* afegís estressos a un dispositiu sensible als esforços mecànics, com és el cas dels acceleròmetres. Els estressos termo-mecànics, és a dir, derivats de la diferència d'expansió tèrmica entre materials, no solen ser importants en un mòdul multixip sobre substrat de silici on no existeix aquesta diferència de CTE entre xip i substrat. El material que pot aportar estressos és el material de soldadura, més tou que el silici però amb un coeficient d'expansió tèrmica 10 vegades més gran (veure taules 3.1 i 3.2). En un mòdul multixip estàndard, el disseny de les boles de soldadura fa que aquest estrès sigui de caràcter local. En el nostre cas, no només tenim les boles sinó un tancament quadrat de soldadura. Per analitzar els efectes d'aquest tancament es van dur a terme una sèrie de simulacions termo-mecàniques, prèvies al disseny dels sensors.

El procés de muntatge *flip-chip* comença amb el dipòsit, mitjançant *screen-printing*, de la pasta de soldadura sobre el substrat. El xip i el substrat es munten i s'alineen i el conjunt es porta a la temperatura de refosa del material, en el nostre cas Sn63Pb37 amb una $T_{\text{fusió}} = 183^{\circ}\text{C}$. Aquesta pasta és un aliatge eutèctic, és a dir, on la temperatura de *liquidus* i *solidus* coincideixen, fet que el fa un material molt adequat pel muntatge de components. Durant la rampa de pujada la pasta no afegeix estressos al muntatge. En el moment de la refosa les forces de tensió superficial i del pes del xip hi actuen conjuntament per donar la forma definitiva a les boles o al marc de soldadura. Els estressos es generen durant la rampa de refredament de la pasta on aquesta ja és un sòlid amb un mòdul de *Young* diferent del silici, i a més amb un comportament no elàstic. És aquest moment de l'etapa del muntatge *flip-chip* la que estudiarem mitjançant les simulacions FEM.

3.4.1 Teoria del comportament del material de soldadura.

El comportament termo-mecànic dels diferents tipus de materials de soldadura ha estat estudiat en profunditat per part de la indústria de ICs i de fabricació de circuits sobre PCB, pels efectes que té sobre la fiabilitat dels encapsulats. Hem de pensar que la majoria de les connexions no són només contacte elèctric sinó també mecànic. El principal estudi que es realitza sobre les soldadures dels components, i darrerament sobre els bumps propis de la

tècnica *flip-chip*, són estudis de fatiga tèrmica on es tracta de predir la resposta o fallida de la soldadura quan aquesta és sotmesa a cicles de temperatura [10], [11]. Tots aquest estudis han aportat molta informació sobre les propietats del material i sobre el comportament mecànic de les connexions *flip-chip*. Així i tot, en la literatura, no es troba una uniformitat en els valors degut a que les condicions de l'experiment (l'equip de mesura, l'espècimen, la temperatura de la prova) hi influeixen decisivament. Per que les dades siguin vàlides per una simulació d'un muntatge *flip-chip* és necessari que l'estudi s'hagi realitzat sobre muntatges soldats i no sobre el material verge, per tal de tenir en consideració els efectes de la mida del grà i dels intermetàl·lics.

La relació matricial entre las tensions (σ) i les deformacions (ε) ve donada per l'expressió generalitzada de la llei de Hooke:

$$\sigma = D\varepsilon \quad (3.5)$$

on D és l'anomenada matriu de rigidesa. D és una matriu constant en el cas d'un material elàstic i lineal. En el cas en que les propietats del material variïn amb la deformació, la relació anterior deixa de ser vàlida i s'ha de substituir per expressions més complexes dependents de la deformació o de la història de la deformació. L'expressió (3.4) passa a ser no lineal i es parla de no-linealitat del material. Existeixen diferents tipus de no-linealitats: la elasticitat no lineal, la plasticitat, la viscositat, la fluència o *creep*, etc.

És generalment acceptat, que els materials de soldadura presenten una combinació de dos tipus de comportament: un comportament anomenat elàstic-plàstic dependent de la temperatura i un comportament de fluència. La fluència es dona a temperatures per sobre del $0.5 \cdot T_{\text{fusió}}$ i a elevades tensions. És el mecanisme de comportament principal en el cas de la degradació per fatiga tèrmica associada a cicles tèrmics. En aquest estudi, nosaltres considerarem únicament el comportament elàstic-plàstic amb dependència de la temperatura, degut a que ens interessin els estressos just després de la refosa. La fluència actua com a relaxació dels estressos, però actua a temperatures elevades i, a més, la seva escala de temps és llarga.

En un comportament elàstic-plàstic el material presenta dues regions de comportament segons sigui el valor de la tensió o estrès. Per sota el punt anomenat de límit elàstic (*Yield stress*) el seu comportament és elàstic. La tensió és lineal amb la deformació i estan relacionats segons el mòdul de *Young* (E_Y). Per sobre d'aquest punt es poden trobar dos tipus de comportament. El material, bé es deforma sense possibilitat de recuperació, comportament conegut com **perfectament plàstic**, o bé el punt de límit elàstic va augmentant amb la deformació, en aquest cas rep el nom **d'enduriment per deformació**. El material de soldadura presenta aquest darrer tipus de comportament. En la majoria dels casos, la relació tensió-deformació és també dependent de la temperatura. A la Figura 3.24 es mostra el model d'enduriment per deformació utilitzat en les simulacions i emprat per *Wiese* en els seus treballs [12].

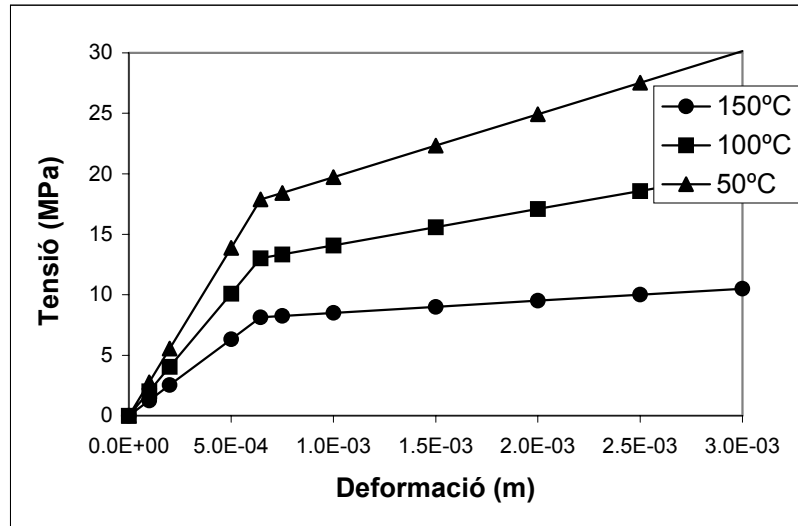


Figura 3.24: Relació tensió-deformació pel material SnPb37. Model elàstic-plàstic dependent de la temperatura.

A la Figura 3.24 es veuen els dos trams existents en un comportament elàstic-plàstic. El primer tram és el tram elàstic on les deformacions són recuperables i el pendent, anomenat mòdul elàstic o mòdul de *Young*, disminueix amb la temperatura. El colze de la funció és el límit elàstic (σ_Y) que marca la diferència entre el tram elàstic i el plàstic. El pendent del segon tram, corresponent a la regió d'enduriment de la deformació, s'anomena mòdul tangent (E_T). Com es veu tant el límit elàstic com el mòdul tangent disminueixen amb la temperatura. La variació del mòdul de Young amb la temperatura emprat a les simulacions ha estat el proposat per *Darveaux* [13].

$$E(T) = 35300 - 151T(^{\circ}C)MPa \quad (3.6)$$

Els resultats de les simulacions poden variar molt d'emprar un model de comportament del material o un altre i d'emprar unes dades o unes altres, fins que nosaltres no disposem de dades sobre el nostre material de soldadura, els resultats que es mostren a continuació s'han de considerar com a orientatius.

3.4.2 Construcció del model.

L'estudi que es va realitzar va ser una simulació estructural sota càrregues tèrmiques. La càrrega en qüestió era una rampa descendent de temperatura des de la temperatura de *solidus* del material de soldadura fins a temperatura ambient, en total 150°C. Per a simular aquest procés es va dissenyar un model d'acceleròmetre muntat sobre un substrat MCM. La connexió *flip-chip* es va modelar com un marc quadrat que tancava tota la estructura de l'acceleròmetre. Les dimensions del marc són 150µm d'ample i 75 µm d'alçada. Degut a la simetria de l'estructura, en el cas uniaxial es va poder simular únicament la meitat del model i en el cas triaxial es va simular una quarta part. El model es va mallar amb hexaedres emprant l'element SOLID45 del programa ANSYS.

El model pel comportament de materials implementat en ANSYS ha estat el de l'enduriment bilineal cinemàtic que considera una variació no isotròpica del límit elàstic amb la deformació. Aquest model pren com a criteri de plastificació el de *von Mises*. En el cas de tensió uniaxial, per decidir en quin punt s'està donant plasticitat únicament es compara la tensió uniaxial amb el valor de límit elàstic. En els casos multiaxials cal definir un paràmetre vàlid per comparar-lo amb el límit elàstic. El criteri de *von Mises* calcula un escalar a partir de les tensions en les direccions principals del material (σ_1 , σ_2 i σ_3). Aquest escalar rep el nom d'estrès equivalent de *von Mises* i es defineix com:

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (3.7)$$

Una no-linealitat en les propietats del material converteix l'anàlisi en un anàlisi no-lineal. Un anàlisi no-lineal no pot ser resolt amb un conjunt d'equacions lineals. Per resoldre un problema d'aquest tipus s'aplica la càrrega de forma incremental i es realitza un procés iteratiu d'aproximacions lineals amb correccions. Aquest mètode rep el nom de *Newton-Raphson Method*. Si es té en compte que una iteració dura tant com un anàlisi lineal complert, és fa evident que els anàlisis no lineals augmenten molt el temps de càlcul de la simulació.

3.4.3 Resultats pel model triaxial.

La simetria del model triaxial va permetre implementar només una quarta part de l'estructura aplicant condicions de simetria en les direccions x i y. Per comprovar que les condicions de simetria reproduïen realment el model sencer, es va dur a terme una simulació una vegada amb el disseny sencer i es va comprovar que els resultats coincidien.

A la Figura 3.25.a) es mostra el mallat d'una quarta part del model triaxial. Es pot veure l'estructura de l'acceleròmetre, el marc del xip, el marc quadrat de soldadura i la oblia de Pyrex soldada al dors de l'acceleròmetre. Les diferents tonalitats corresponen a diferents materials. L'ample del marc del xip és de 1100 μm i la distància a la que s'ha situat el marc quadrat de soldadura respecte al pont lateral és de 700 μm . La zona d'estudi més crítica, la situada entre el marc de soldadura i els ponts laterals, es va mallar amb elements de 50 μm . Per la resta del model es van emprar elements més grans. Aquesta mida de malla ja dona resultats prou satisfactoris tal i com explicarem més endavant.

Les Figura 3.25.b), c) i d) mostren els desplaçaments conseqüència de la contracció provocada per la baixada de temperatura en els diferents materials. La regió del marc de soldadura és on trobem un màxim de desplaçament en la direcció z, doncs la pasta de soldadura té un coeficient d'expansió tèrmica 10 vegades més gran que el silici.

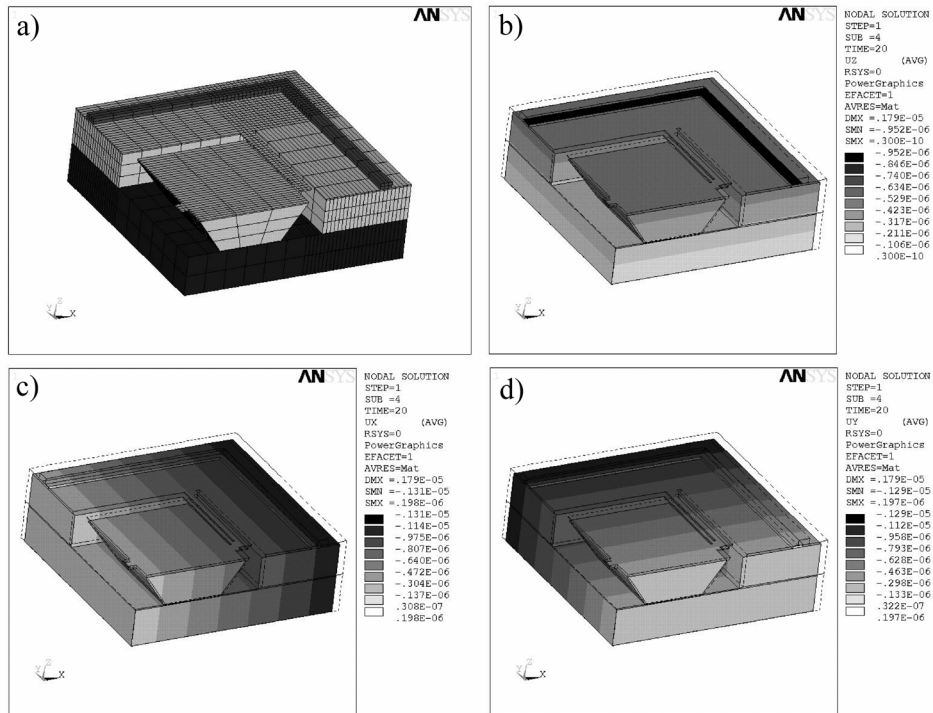


Figura 3.25: Resultats de simulació del procés de soldadura per l'acceleròmetre triaxial. a) Mallat d'una quarta part del model, b), c) i d) desplaçaments provocats per la contracció tèrmica en les direccions z, x i y respectivament.

Els resultats que nosaltres buscàvem eren els esforços mecànics provocats per aquesta contracció tèrmica sobre el xip de l'acceleròmetre. A la Figura 3.26 es mostren els resultats pels esforços termo-mecànics a nivell del silici superficial, és a dir, no es mostra l'estrès al material de soldadura.

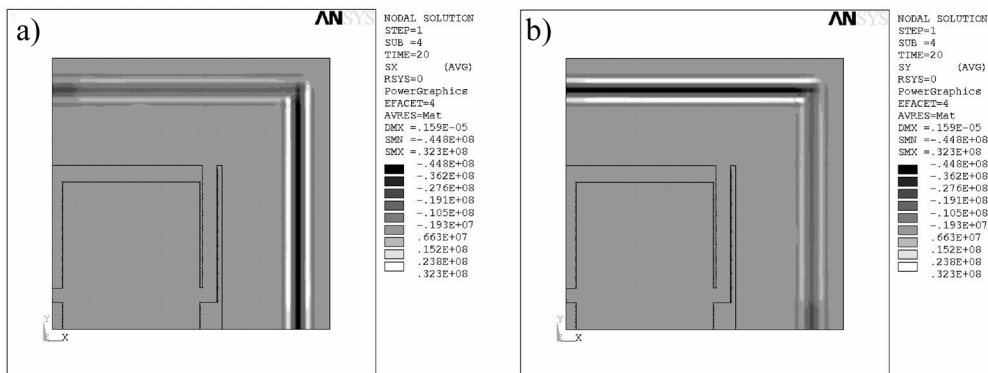


Figura 3.26: Valors dels esforços termo-mecànics en la direcció x (Sx) i y (Sy), respectivament pel model triaxial (en Pascals).

Si analitzem la Figura 3.26.a), veiem que es produeix una compressió al centre del marc de soldadura de valor màxim $S = -45\text{MPa}$. A ambdós costats, en el punt on s'acaba el marc quadrat, els esforços canvien de signe i arriben a $S = 32\text{MPa}$ com a reacció. A partir d'aquest punt els estressos van disminuint, conforme ens allunyem del marc. El comportament és idèntic pels esforços en la direcció y.

Per a realitzar un estudi més en profunditat del que realment passa a la regió entre el marc i els ponts, vam realitzar un perfil a nivell de superfície des de la posició del marc fins al pont lateral, al llarg de la direcció y . Aquest perfil el vam fer, però, sobre una simulació amb una mida de malla de $25\mu\text{m}$. A la Figura 3.27 es pot veure com es distribueixen els esforços en funció de la distància al marc. Si comparem els valors d'aquesta gràfica amb els del resultat anterior comprovem que un augment de la malla fa variar els valors dels estressos màxims en prop d'un 18%. Així i tot, el nivell d'estressos a la regió dels ponts laterals només varia un 6%. Aquests fets són els que ens permeten considerar com a vàlids els resultats per a una mida de malla de $50\mu\text{m}$. Incrementar encara més el mallat podria arribar a ser contraproductiu, perquè en els punts singulars del model un augment del mallat fa augmentar indefinidament l'estrès. Hem de tenir en compte que un augment en la densitat de la malla augmenta de forma molt important el temps i els recursos de càlcul. Així doncs, s'ha de trobar un punt d'equilibri, entre la precisió dels resultats i els esforços de simulació emprats.

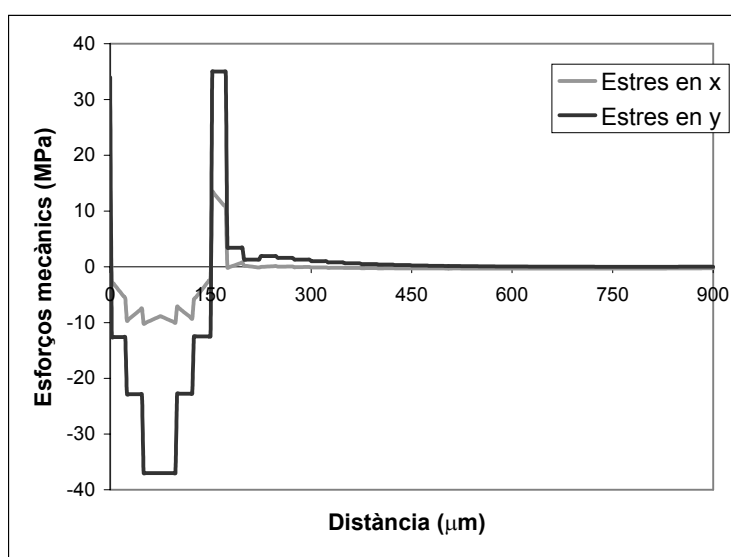


Figura 3.27: Perfil en la direcció y , dels esforços termo-mecànics a nivell de la superfície del sensor (Mida de malla = $25\mu\text{m}$).

Analitzem ara la Figura 3.27. Des de 0 a $150\mu\text{m}$ ens trobem als punts per sota del marc tancat de soldadura. Veiem que és en aquesta regió on hi ha el màxim d'esforços tant per a la direcció x com per a la y . El valor màxim per S_y és de -37MPa , mentre que els estressos per la direcció x són bastant inferiors, del valor de -9.2MPa . En el punt on sortim de l'ample del marc, a una distància de $150\mu\text{m}$ a la Figura 3.27, la tensió augmenta fins fer-se positiva i d'un valor gairebé igual al de la compressió interior arribant fins a 35MPa . A partir d'aquí, S_y torna a baixar i va disminuint fins a la posició dels ponts. Cal destacar que en la regió a prop del marc, els esforços en la direcció x i en la y mantenen sempre el mateix signe, compressors o tensors, però S_y continua positiva fins a fer-se molt petit a la regió dels ponts i S_x comença a fer-se negatiu com a reacció amb un valor més gran. La forma esglaonada de la Figura 3.27 es deu al mallat discret de l'estructura. Si augmentéssim el mallat la forma del perfil s'aniria suavitzant, però ja hem comentat l'elevat cost que suposa la reducció de les dimensions del mallat. Si bé hem dit, que els valors màxims dels esforços són molt dependents del mallat hem pogut comprovar que, a distàncies grans respecte el marc tancat, el valor límit cap al qual tendeixen les tensions gairebé no varia un 6% per mallats diferents. El que realment ens interessa, però, és el valor de les tensions en la posició dels ponts laterals. Les Figura 3.28.a) i b) mostren els esforços als ponts laterals del disseny triaxial.

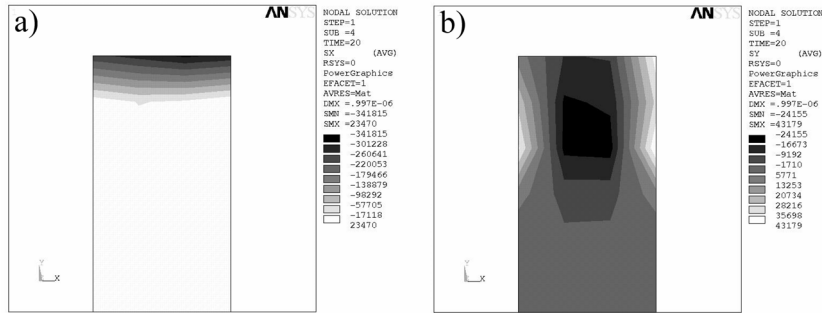


Figura 3.28: Esforços termo-mecànics als ponts laterals del disseny triaxial a) en la direcció x i b) en la direcció y.

Com havíem comentat, en els ponts laterals l'estrès en la direcció y ha disminuït molt i gairebé ha desaparegut, mentre que l'esforç en x a l'inici del pont encara té un valor significatiu però que va disminuint ràpidament cap al centre del pont. Aquests ponts, en el cas triaxial, estan situats a una distància de $700\mu\text{m}$ i en aquest punt el valor de les tensions és de $S_x = -0.30\text{MPa}$ i $S_y = 0.02\text{MPa}$. Aquests valors representen per una sola piezoresistència una variació relativa de 100ppm. En el cas del triaxial l'efecte que podria tenir aquesta variació en la sortida del sensor és mínima. Tal i com estan col·locades les piezoresistències, una a cada pont lateral (veure Figura 3.9), totes haurien d'augmentar el mateix i, per tant, la sortida del pont de *Wheatstone* en teoria seria nul·la, tret dels efectes de *mismatching* de les piezoresistències. Així doncs l'efecte esperat és nul o la presència d'un petit offset a la sortida del pont.

3.4.4 Resultats pel disseny uniaxial.

Pel disseny uniaxial, només es va implementar la meitat de l'estructura. A la Figura 3.29a) es mostra el mallat de l'estructura amb una mida d'element de $50\mu\text{m}$. Es pot veure la capa superior que modela el substrat MCM.

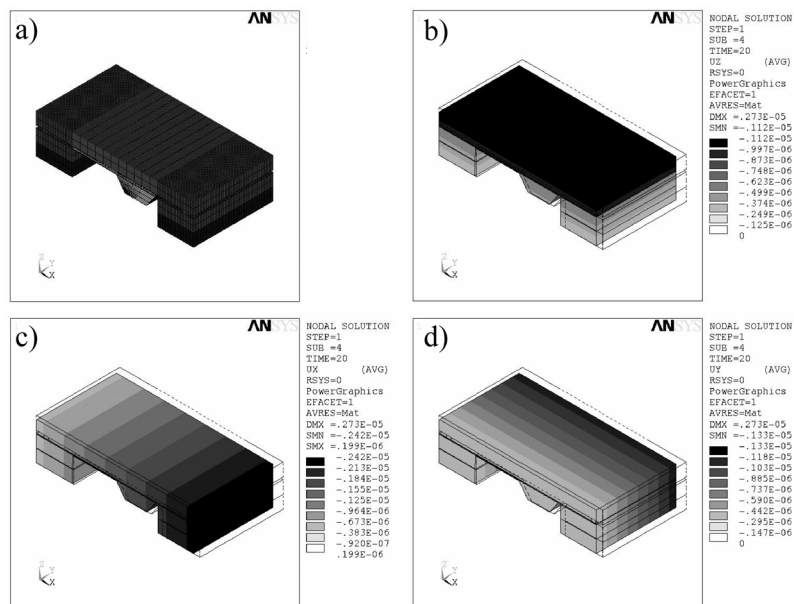


Figura 3.29: Resultats de simulació pel procés de soldadura. a) Mallat de la meitat del model, b), c) i d) desplaçaments de l'estructura pel disseny D2U-2.5g en les direccions z, x i y respectivament.

A la Figura 3.30 s'han representat els esforços mecànics en les direccions x i y a nivell de la superfície del sensor.

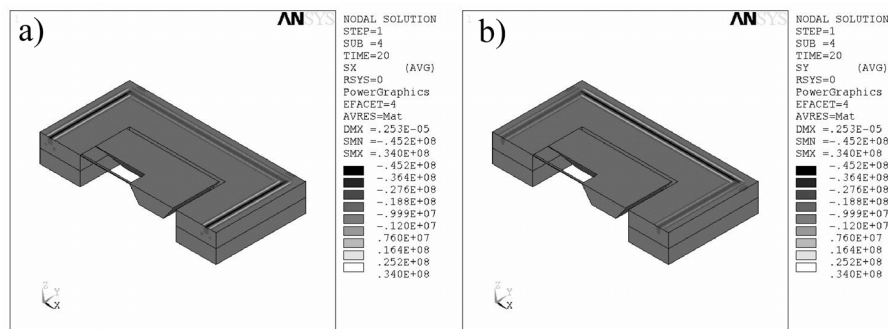


Figura 3.30: Valors dels esforços termo-mecànics en la direcció x (Sx) i y (Sy), respectivament pel model D2U-2.5g (en Pascals).

Observem que els resultats són molt semblants al cas triaxial només amb petites diferències degudes al mallat. Això és degut a que l'estrès de la soldadura és un efecte local i no depèn del disseny ni de la seva posició al marc del xip. Com hem comentat abans, ens fixarem només en els resultats dels ponts sensors i, en aquest punt, els resultats gairebé no varien amb un canvi de mallat.

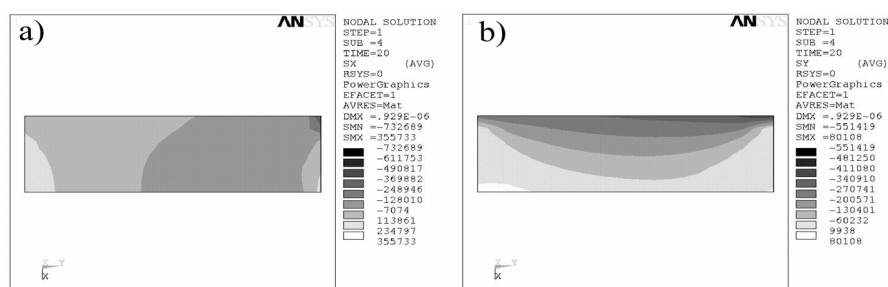


Figura 3.31: Esforços termo-mecànics als ponts laterals del disseny D2U-2.5g a) en la direcció x i b) en la direcció y (en Pascals).

La distribució dels esforços sobre els ponts pel sensor D2U-2.5G es representen a les figures 3.31.a) i b). Els valors d'estressos màxims a la zona del marc de soldadura són idèntics pels tres dissenys uniaxials, no passa el mateix per la zona dels ponts sensors. Això és degut a les diferències en l'amplada del marc dels xips per cadascun dels dissenys uniaxials. Les dimensions dels xips dissenyats es van fixar en 5.5mm de costat, però les mides de cadascuna de les parts mòbils dels dispositius varia per adaptar-se a les especificacions. D'aquesta manera les dimensions del marc es veien reduïdes conforme augmentaven les dimensions de la massa i dels ponts (veure Taula 3.13). Com que els estressos tenen el seu màxim al punt de soldadura i van disminuint conforme ens allunyem, és d'esperar que els dissenys amb el marc més estret, i per tant més a prop del tancat de soldadura, pateixin d'un més gran nivell d'esforços als ponts laterals.

	D2U-2.5g	D2U-1.5g	D2U-10g
Distància al marc (μm)	900	750	550
Esforços en x (MPa)	-	0.02	0.036
Esforços en y (MPa)	-0.27	-0.31	-0.45

Taula 3.14: Valors dels esforços mecànics als ponts laterals pels tres dissenys uniaxials.

La Taula 3.14 mostra els valors dels esforços provocats pel tancament de pasta en un punt situat al centre i a $50\mu\text{m}$ del punt d'ancoratge dels ponts laterals, així com la distància d'aquests respecte el tancament. Com era d'esperar el disseny D2U-10g presenta el nivell d'estressos més alt. En aquest cas la posició de les piezoresistències fa que l'estrès es tradueixi directament en una tensió d'offset a la sortida del pont. Si comparem els valors de la Taula 3.14 amb els valors de la simulació en presència d'acceleracions (Taula 3.6) veiem que el nivell d'esforços és comparable. L'offset típic que presenten aquestes disseny és de 10mV . Aquests offset es deu principalment al *mismatching* de les piezoresistències i en menor grau a l'estrès dels dispositius. La expressió que ens dona la tensió de sortida del pot de *Wheatstone* respecte els esforços mecànics del pont és la següent:

$$\frac{V_{out}}{V_{dd}} = 0.7(71.8 \cdot \sigma_x - 66.3 \cdot \sigma_y) \cdot 10^{-11} \quad (3.8)$$

Si substituïm aquest valor d'offset a l'expressió (5.7) veiem que per aconseguir un nivell equivalent d'offset és necessari uns stressos de l'ordre de 3MPa . Així doncs la presència de tensions per sota d'aquest valor només afegirà stressos d'aquest ordre. Així doncs si considerem el valor de 1MPa assumible pel dispositiu, passarem ara a definir el valor de distància de seguretat com aquella distància per a la qual el nivell d'estressos és inferior a aquest valor. Si analitzem la Figura 3.27, veiem que a $450\mu\text{m}$, $300\mu\text{m}$ respecte l'extrem del marc, ja ens trobem per sota d'aquest valor.

Analitzem ara el comportament de les *rosettes* col·locades al marc dels sensors. Aquestes estructures estan situades a una distància mitja de $200\mu\text{m}$ respecte el marc de soldadura, però tal i com hem vist a la Figura 3.27, en aquesta regió propera al marc els esforços per ambdues direccions presenten el mateix signe. Si recordem que la variació del valor d'una piezoresistència de tipus p depèn de la diferència d'esforços, aquesta distribució d'esforços és difícilment detectable per a una única piezoresistència i, per tant, per la estructura *rosette*.

3.4.5 Resultats pel xip de test.

Els resultats de les simulacions del procés de soldadura amb el model físic del xip de test van donar els mateixos resultats que pel cas del triaxial i del uniaxial. Degut a que els ponts del xip de test estan situats a $900\mu\text{m}$ del marc tancat de soldadura no esperem que es puguin detectar aquests stressos. Així i tot, vam decidir muntar aquests dispositius en un encapsulat multixip, per comprovar que les simulacions eren correctes. Els resultats dels esforços termo-mecànics pel xip de test són els de la Figura 3.32. La simetria del xip de test va permetre simular només una quarta part del model físic.

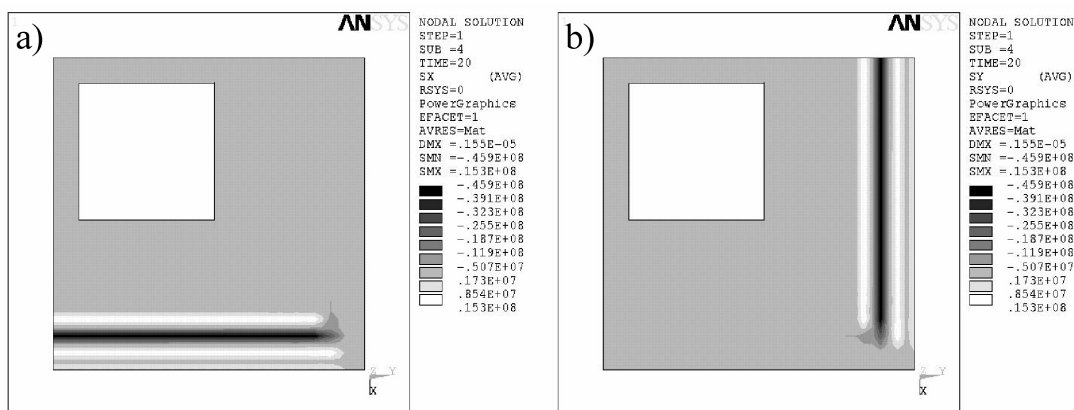


Figura 3.32: Esforços termo-mecànics derivats del procés de soldadura pel xip de test a) en la direcció x, b) en la direcció y.

3.5 Disseny dels substrats MCM.

Per a aquest projecte s'han dissenyat dos tipus de substrats MCM. Un substrat únicament de test per la mesura i el testejat del muntatge MCM d'acceleròmetres i un substrat amb tecnologia CMOS25, que a partir d'ara anomenarem substrat intel·ligent. El primer substrat està fabricat amb tecnologia de mòduls muxixip i conté únicament pistes d'interconnexió. El substrat intel·ligent està fabricat amb una combinació de tecnologia CMOS i etapes MCM que es presenta com a novetat en aquest projecte. Aquest substrat conté una etapa d'acondicionament de senyal del sensor que inclou, una compensació passiva de l'offset del sensor i una etapa pre-amplificadora. El disseny dels substrats pel muntatge dels acceleròmetres del joc de màscares CNM149 ha donat lloc al joc de màscares CNM156.

3.5.1 Substrat de test.

Aquest substrat s'ha fabricat exclusivament amb tecnologia MCM Pura descrita a l'apartat 2.2.4.1, i s'han dissenyat les connexions per treure el senyal desl *bump pads* cap a uns pads de soldadura per fil situats a la perifèria del substrat. En el dissenys dels substrats MCM, la matriu de *bump pads* és la imatge especular de la del *flip-chip* que hi ha d'anar muntat. També es dissenya el marc de soldadura amb el metall soldable i es dissenyen unes marques anomenades *fiducials* que permeten el correcte alineament del *flip-chip* mitjançant la màquina de pick&place. La posició dels pads de *wire-bonding* ve determinada per la distància mínima de l'extrem del *flip-chip* per tal de permetre el lliure recorregut de l'agulla que realitza el *wire-bonding*.

S'han dissenyat dos tipus de substrat de test pels dispositius del joc de màscares CNM149, un pel muntatge dels dissenys uniaxials i el xip de test, i un altre pel muntatge dels dissenys triaxials. Es van dissenyar dos tipus diferents de substrat de test. Un amb la presència del marc tancat dissenyat igual que a l'acceleròmetre amb la tricapa metàl·lica i un segon substrat sense aquest marc, només amb les boles de soldadura pel contacte elèctric.

Això ens permetria observar les diferències que poguessin haver entre la presència o no de marc de soldadura.

3.5.2 Substrat intel·ligent.

Tal i com hem vist en els darrers apartats, les sensibilitats esperades pels nostres dissenys d'acceleròmetres es troben en el rang dels milivolts i els valors de tensions de sortida esperats, per exemple pel disseny uniaxial D2U-10g per una tensió d'alimentació de 5 V i en el rang $\pm 1g$, no superen els 5mV. Aquests dispositius presenten també una tensió d'offset elevada bé deguda a les diferències entre els valors nominals de les piezoresistències que conformen el pont de *Wheatstone* o bé a causa de la presència d'estressos residuals en els components provinents del procés de fabricació. Molt sovint aquest offset és superior fins i tot a la tensió de fons d'escala del dispositiu. Es fa evident, doncs que el senyal de sortida d'aquest tipus de sensors ha de ser tractat i amplificat. Un altre problema que presenta la lectura de sensors piezoresistius, és la dependència de les piezoresistències amb la temperatura. Aquesta dependència es tradueix tant en una variació de la sensibilitat del pont amb la temperatura, definida pel coeficient de temperatura de la sensibilitat ó TCS i en una variació de la tensió de l'offset, TCO.

Per al disseny de la circuiteria de senyal dels sensors, hi ha dues aproximacions principals, l'aproximació analògica o la digital. En l'aproximació digital el senyal és ràpidament convertit al domini digital i totes les operacions d'amplificació i correcció del senyal es realitzen en aquest domini. L'aproximació que hem emprat nosaltres és l'aproximació analògica, a nivell de substrat, amb amplificació analògica i compensació passiva de l'offset del sensor.

Les tasques dutes a terme en el disseny del substrat intel·ligent han estat:

- ❑ Correcció de l'offset
- ❑ Amplificació del senyal
- ❑ Incorporació d'elements sensors de temperatura

- ❑ **Correcció de l'offset.**

L'offset que presenten els ponts de *Wheatstone* formats per piezoresistències prové de dos factors: la diferència en el valor nominal de les piezoresistències i la presència d'un estrès inicial en el dispositiu. Les diferències en els valors de les piezoresistències provenen de les petites inhomogeneïtats del procés d'implantació de les impureses al llarg de la superfície de la oblea. Aquest fet s'intenta reduir col·locant les piezoresistències el més properes possibles. No obstant, això no sempre és possible tal i com ho demostren els nostres propis dissenys. Quant a la presència d'estressos inicials, són conseqüència de la presència de diferents materials i de les etapes de temperatura en el procés de fabricació i encapsulat. El fet d'emprar oblies BESOI ha reduït de manera molt significativa la presència d'aquests stressos en els nostres dispositius.

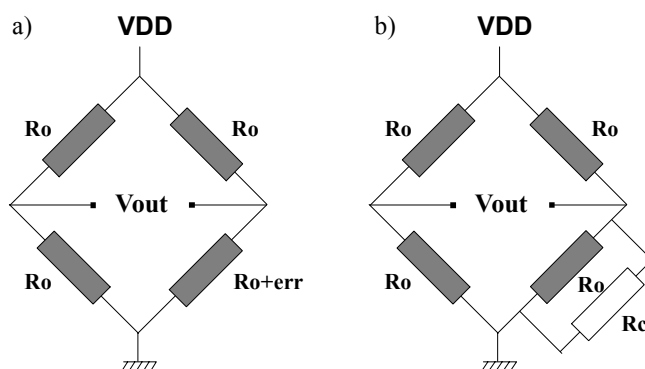


Figura 3.33: Exemple de font d'error degut al *mismatching* d'una de les piezoresistències, b) Tècnica de correcció de l'offset, amb resistència en paral·lel.

Si suposem que una de les resistències té un valor $R_o + \text{err}$ (veure Figura 3.33a), on R_o és el valor nominal de les piezoresistències del pont, llavors en primera aproximació la tensió d'offset ve donada per l'expressió:

$$V_{\text{offset}} = \frac{\text{Err}}{4R_o} V_{DD} \quad (3.9)$$

Si la tensió d'alimentació és de 5 Volts i amb un valor nominal de $2\text{K}\Omega$, una diferència de només 10Ω és tradueix en una tensió d'offset de 6mV .

L'aproximació que vam decidir utilitzar per reduir el nivell de tensió d'offset és una aproximació passiva, emprant resistències en paral·lel en una branca del pont i connectades a aquest a través de *fuse links* (veure Figura 3.33.b). Els *fuse links* o fusibles són components que poden ser permanentment eliminats mitjançant l'aplicació d'un corrent elevat. Aquests components es solen fabricar en metall o en polisilici. Nosaltres vam decidir emprar el primer nivell de metall de la tecnologia CMOS25 del CNM al que a partir d'ara anomenarem METAL1. Abans del disseny dels *fuse links* es va realitzar un estudi del comportament d'aquest metall. El fenomen del trencament de les pistes està relacionat amb valors alts de corrent aplicat i degut a això es van estudiar diferents estructures cadascuna amb valors de secció transversal diferent. En aquestes estructures es podia mesurar l'amplada real de pista i per tant tenir una estimació més acurada de la densitat de corrent aplicat. Es va treballar sobre dues estructures amb amplades diferents a nivell de màscara, 2 i $3\mu\text{m}$, a les que anomenarem **Em2** i **Em3**, respectivament, i sobre dues oblies amb metal·litzacions de 1 i $1.5\mu\text{m}$ de gruix de l'aliatge Al,0.5%Cu (Oblia 1 i Oblia 2). L'estudi va consistir en l'aplicació d'impulsos de corrent continu fins que s'arriba al trencament de les pistes. Els resultats d'aquest estudi es mostren a la Taula 3.15.

		Secció (μm^2)	Corrent de ruptura (mA)	Densitat de corrent ($\text{mA}/\mu\text{m}^2$)
Oblia 1	Em2	0.64	110	171
	Em3	1.40	200	143
Oblia 2	Em2	0.90	120	133
	Em3	1.8	220	122

Taula 3.15: Resultats de les proves de corrent de ruptura per METAL1.

Les estructures Em2 presentaven una desviació molt important en l'ample de les pistes i això es traduïa en una dispersió en els valors del corrent de ruptura. Finalment ens vam decidir per les estructures de $3\mu\text{m}$, perquè el valor de corrent que es necessita per la ruptura és compatible amb la integritat de la resta de les pistes metàl·liques.

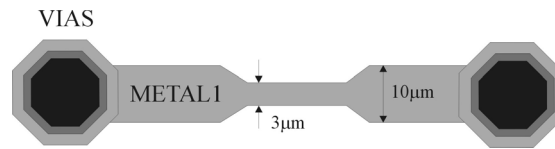


Figura 3.34: Dibuix dels fuse links implementats.

El disseny finalment implementat pels *fuse links* és el que es mostra a la Figura 3.34. Les connexions que arriben fins a aquests components a través de les VIES estan dissenyades amb metall MCM. Aquest metall és de gruix superior al metall CMOS $1.5\mu\text{m}$ i a més les pistes es dissenyen més amples perquè els elevats corrents no els afectin i assegurar que la ruptura es produeix al fusible.

Per a poder aplicar diferents valors de resistències per la compensació es va dissenyar un grup de resistències connectades entre sí també amb *fuse-links*. El grup de resistències que es mostra a la Figura 3.35 està compost per dues branques amb dues resistències cadascuna.

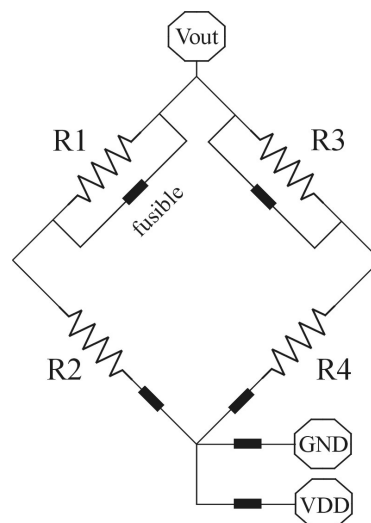


Figura 3.35: Esquema del grup de resistències per a la correcció de l'offset.

Els valors de les resistències emprades són $R1=R2=42\text{K}\Omega$, $R3=R4=200\text{K}\Omega$ i estan fabricades amb el primer nivell de polisilici de la tecnologia CMOS. Una branca permet compensar valors de resistències grans de fins a 100Ω i l'altre valors petits de fins a 10Ω . Els càlculs de les resistències de compensació s'ha realitzat amb el valor esperat de les piezoresistències de $2\text{K}\Omega$. El grup de resistències de compensació està connectat a la sortida, Vout, de només una de les dues branques del pont de Wheatstone, l'altra extrem està connectat tant a V_{DD} com a GND a través de *fuse links*. D'aquesta manera, el grup es pot utilitzar per corregir bé la resistència de dalt de la branca, bé la de sota segons la tensió de sortida sigui negativa o positiva, respectivament. El paràmetre de la correcció és el valor de la tensió d'offset, no el valor de cadascuna de les piezoresistències per separat.

□ **Etapa de pre-amplificació: L'amplificador *Chopper*.**

Es sabut que els amplificadors CMOS poden aportar offset DC i soroll de baixa freqüència al senyal amplificat. Les fonts més típiques de soroll són el soroll *flicker*, o $1/f$, el qual és molt important a baixa freqüència, el soroll tèrmic, un soroll blanc i per tant constant all llarg de l'espectre i el soroll associat a les línies de voltatge de 50-60Hz. Una tensió d'offset típica d'un amplificador CMOS es pot trobar entre els 5-15mV. En la nostra aplicació, de baixa freqüència i en casos com el del triaxial amb valors de sensibilitat de dècimes de milivolt, aquestes dades poden aportar un error important a la mesura. Per tal d'eliminar aquests errors, que són inherents a la tecnologia de fabricació, s'apliquen tècniques d'amplificació que ajuden a reduir el soroll i l'offset dels amplificadors La tècnica que hem escollit nosaltres és la estabilització Chopper o *Chopper Stabilization (CHS)*. Aquesta tècnica és utilitzada en moltes aplicacions de sensors que requereixen de baix soroll i baixa freqüència [14], [15]

La tècnica d'amplificació *chopper*, encara que manté aquest nom per raons històriques, és una tècnica de modulació, semblant a la tècnica d'autozero (AZ). La tècnica CHS es va introduir fa 50 anys per tal d'assolir guanys DC d'elevada precisió amb amplificadors acoblats en AC. Originàriament es van fabricar amb tubs de buit, però avui dia es poden implementar dins d'un xip aprofitant els commutadors integrats. La Figura 3.36 és un esquema del funcionament de la tècnica *chopper*. A continuació passarem a descriure breument el seu funcionament i explicarem els aspectes més importants a tenir en compte per tal de dissenyar l'amplificador. A la referència [16] es pot trobar un anàlisi més detallat del que succeeix amb la modulació.

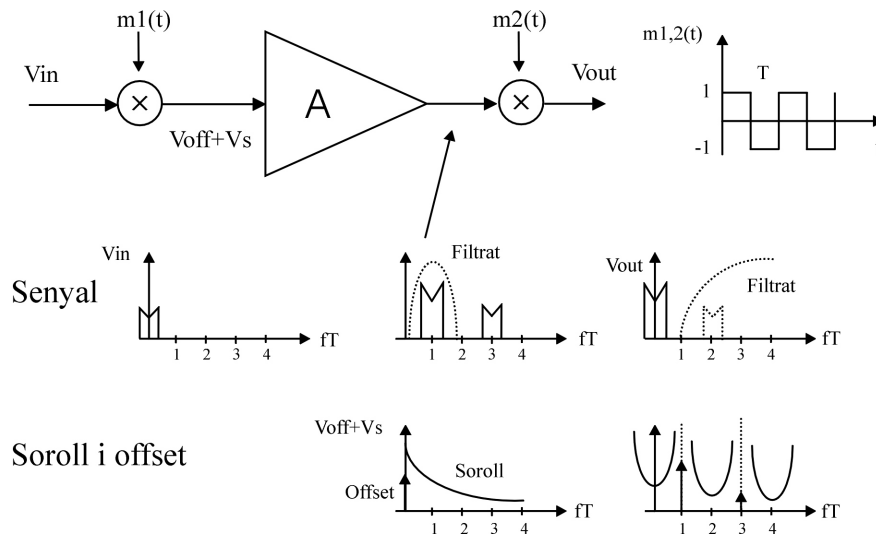


Figura 3.36: Principi de funcionament de la tècnica chopper.

A la Figura 3.36 es mostra l'anàlisi freqüencial tant del senyal com de la tensió d'offset. El senyal d'entrada, V_{in} , és multiplicat per una ona quadrada moduladora, amb un període $T = 1/f_{chop}$, que el porta als harmònics senars de la freqüència *chopper*. A continuació el senyal s'amplifica selectivament i es demodula portant-lo de nou a la freqüència original. Per últim es fa passar per un filtre passa-baixos per eliminar els harmònics superiors afegits pel demodulador. L'offset de l'amplificador i el soroll de baixa freqüència, descrits a la figura com $V_{off}+V_s$, només es modulen un cop pel modulador de sortida, que el porta cap als harmònics senars superiors deixant bàsicament soroll blanc a freqüències baixes. No obstant

això, aquesta tècnica no és ideal, doncs a la sortida apareix un soroll residual degut als pics repetitius provocats per la injecció de càrrega dels interruptors del modulador d'entrada. En cada instant de commutació les portes de pas MOS introdueixen una certa quantitat de càrrega ΔQ en les capacitats d'entrada causant un pic amb valor $V_{in} = \Delta Q/C_{in}$. Aquest senyal paràsit és periòdic amb període $T=1/f_{chop}$. Com que el senyal de demodulació també és periòdic amb T , una part substancial de l'energia d'aquests pics de soroll és traslladada a la zona DC causant un offset residual. Aquest offset residual és més gran quan més alta és la freqüència *chopper*. Es pot veure, que existeix un compromís en l'elecció de la freqüència *chopper*, doncs una freqüència més alta ajudarà a reduir el soroll *flicker*, però farà augmentar els soroll residual. Aquest soroll no es pot evitar però es pot reduir filtrant aquests pics adequadament. La opció que hem escollit nosaltres és la de situar un filtre passa banda entre l'amplificador i el demodulador amb la freqüència del filtre centrada a la freqüència *chopper*. D'aquesta manera s'aconsegueix una amplificació selectiva de només el primer harmònic dels pics de soroll i es redueixen els harmònics superiors. Es pot demostrar que aquesta es l'opció que dona una més gran reducció del soroll residual amb la màxima simplicitat de disseny [17]. Finalment doncs l'esquema implementat és el que es mostra a la Figura 3.37.

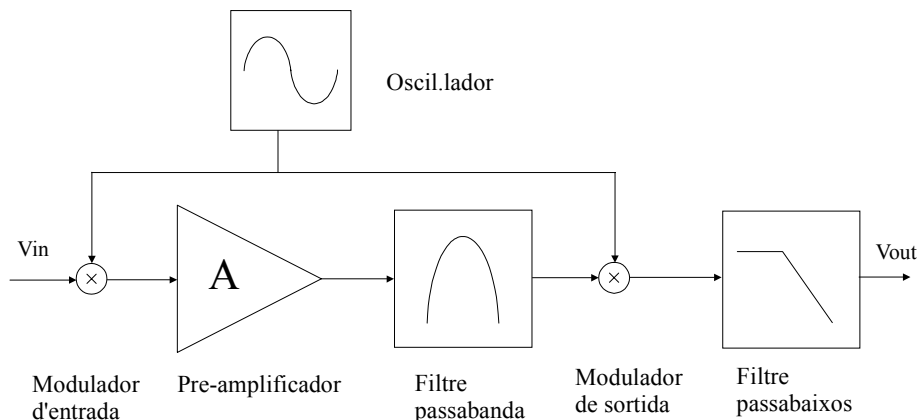


Figura 3.37: Diagrama de blocs de l'etapa d'amplificació.

El sistema consta de dos moduladors, el d'entrada i el de sortida, tots dos controlats pel senyal de l'oscil·lador. A continuació ve l'etapa amplificadora i el filtre passa-banda. I per últim es situa el passabaixos. El senyal s'ha mantingut completament diferencial durant tota l'etapa. A continuació explicarem, breument el disseny i les característiques més importants de cadascun dels blocs. A l'annex B hem inclòs un esquemàtic de cadascun dels blocs i unes imatges del layout final del substrat intel·ligent.

❑ **Pre-amplificador.**

Es tracta d'un amplificador diferencial amb dues etapes d'amplificació. El guany sobre el qual s'ha treballat ha estat de 100dB. Els operacionals emprats han estat els anomenats OVA (*Operational Voltage Amplifier*).

❑ **Filtre passa banda.**

Es una filtre passa banda diferencial, basat en el filtre passa banda de banda angosta.

Les característiques més destacades del filtre són:

Freqüència de ressonància: $f_{chopper} = 110 \text{ kHz}$

Ample de banda: $\Delta\omega = 40 \text{ kHz}$

□ **Oscil·lador.**

Format per un multivibrador d'oscil·lació lliure i un comparador. Per aconseguir que les dues freqüències, la de ressonància del filtre i la de l'oscil·lador s'aproximin el més possible. En el disseny de l'oscil·lador s'han emprat els mateixos blocs que pel disseny del filtre, i al layout, s'intenta aparellar al màxim els blocs comuns d'ambdós dissenys.

□ **Filtre passa-baixos.**

Filtre passa-baixos diferencial basat en un filtre Butterworth de 40dB/dècada. La freqüència de tall del filtre passa-baixos està situada a 10kHz.

□ **Divisor de freqüència.**

Com hem vist a l'apartat el disseny del triaxial i del triaxial-opt, requereixen d'una commutació en les alimentacions del pont x-y per tal d'obtenir les lectures per cadascuna de les acceleracions. Aprofitant l'existència de l'oscil·lador hem emprat un divisor de freqüències que alimenta alternativament el pont x-y. D'aquesta manera la sortida d'aquest pont serà una senyal quadrada on cada mig període donarà informació sobre l'acceleració en un o altre eix.

□ **Diodes de mesura de la temperatura.**

Com un primer pas cap a la compensació en temperatura de la resposta dels sensors piezoresistius, en el disseny del substrat MCM s'han inclòs elements sensors de temperatura, els quals s'empraran per corregir la sortida dels acceleròmetres, mitjançant l'ajut d'un microcontrolador. Aquestes elements sensors són diodes fabricats amb la tecnologia CMOS25. En situació estacionària (temperatura ambient) la temperatura de tot el mòdul és la mateixa, però en cas que existeix un gradient de temperatura entre el *flip-chip*, el sensor, i el substrat MCM, la mesura de la temperatura al substrat permet extrapolar la temperatura al sensor, doncs les característiques de resistència tèrmica del mòdul multixip són conegudes i han estat àmpliament estudiades [18].

3.6 Conclusions.

Gràcies al programa d'element finits ANSYS, i fent ús del mòdul d'optimització que incorpora s'han dissenyat els acceleròmetres emprats en aquest treball. S'han realitzat tres dissenys diferents pel tipus uniaxial amb sistema d'autotest, i tres més pel tipus triaxial de doble massa. En el cas uniaxial, els tres dissenys presenten sensibilitats diferents per rangs de treball diferents. En el cas triaxial, s'ha treballat la disminució de la sensibilitat creuada dels ponts laterals i a la vegada l'increment de sensibilitat en aquests.

S'ha dissenyat un xip de test dedicat a l'avaluació dels esforços mecànics en tota la cadena d'encapsulat de sensors, des de la soldadura anòdica fins a el muntatge *flip-chip*. Hem simulat estructuralment el xip de test sota un desplaçament forçat, equivalent a una diferència de expansió tèrmica entre el vidre Pyrex i el silici, i s'ha pogut comprovar que el disseny d'aquest xip amb dos ponts primis creuant-se en el centre és molt adequat per detectar aquesta mena d'estressos. El seu disseny permet, a més, identificar en quina direcció s'estan donant els stressos. La posició dels elements de test, també s'ha decidit en base a aquestes simulacions.

S'han dut a terme una sèrie de simulacions termo-mecàniques del procés de soldadura *flip-chip*. En aquestes simulacions s'ha comprovat, que efectivament el marc de soldadura afegeix estressos de fins a 45MPa en la regió sota el marc. Aquests valors són molt importants però decauen ràpidament amb la distància al marc. El valors dels estressos en la regió de les piezoresistències sensores s'ha reduït ja en dos ordres de magnitud, i els efectes que pugui produir són només d'un petit offset en els pont de *Wheatstone* dels dissenys uniaxials. Si comparem aquest offset amb el que ja presenten els ponts degut al *mismatching* de les piezoresistències, serà sempre més petit o, com a molt, del mateix ordre. Per propers dissenys, hem definit el valor de distància de seguretat o valor mínim al qual es pot situar el marc tancat de soldadura respecte els ponts per tal de no produir variacions significatives en el comportament del sensor. Aquesta distància la hem assignat a un valor d'estrès de 1MPa i correspon a 300µm respecte el marc tancat. De tota manera, els resultats d'aquestes simulacions s'han de contrastar amb els resultats experimentals, degut a que les dades pel material de soldadura, s'han agafat de la literatura i no corresponen als valors del nostre material.

Al disseny del substrat intel·ligent per a la lectura del senyal del sensor, s'han incorporat element de compensació passiva de l'offset, diodes de temperatura i una etapa pre-amplificadora amb modulació chopper per eliminar el soroll i l'offset dels amplificadors CMOS. Aquest substrat s'ha dissenyat amb tecnologia CMOS25 de doble metall i etapes MCM.

3.7 Referències.

- [1] H.A.C. Tilmans, M.D.J. Van de Peer, E. Beyne, (2000) *The Indent Reflow Sealing (IRS) Technique – A Method for the Fabrication of Sealed Cavities for MEMS Devices*, Journal of Microelectromechanical Systems, vol. 9, n°2, pp. 206-217.
- [2] J.A. Plaza Plaza, (1997) *Microaccelerómetros de Silicio*. Tesis doctoral, Universitat Autònoma de Barcelona, Facultat de Ciències.
- [3] J.A. Plaza et al., (1999) *Simulación FEM de Microsistemas*, IV Congreso de Métodos Numéricos en Ingeniería, 7-10 Junio, 1999, Sevilla, España, R. Abascal; J. Domínguez; G. Bugada (eds.). [Barcelona] : SEMNI. 19 p. ISBN 84-89925-45-3.
- [4] F. Schilling et al., (1997) *Simulation of Thermally Induced Package Effects with Regard to Piezoresistive Pressure Sensors*, Sensors and Actuators, vol. A, n° 60, pp.37-39.
- [5] L. M. Roylance, J.B. Angell, (1979) *A Batch-Fabricated Silicon Accelerometer*, IEEE Transactions on Electron Devices, ED-26, pp. 1911-1917.
- [6] F. Pourahmadi, L. Christel, K. Petersen, (1992) *Silicon Accelerometer with New Thermal Self-Test Mechanism*, Technical Digest Solid-state Sensor and Actuator Workshop, Hilton Island, South Carolina, pp. 122-125.
- [7] M.-H. Bao, (2000) *Piezoresistive Accelerometers*, en: *Micro mechanical transducers : pressure sensors, accelerometers, and gyroscopes*. Amsterdam : Elsevier. p. 281-318. (Handbook of sensors and actuators ; 8). ISBN 0-444-50558-X
- [8] J.C. Suhling, R.C. Jaeger, (2001) *Silicon Piezoresistive Stress Sensors and Their Application in Electronic Packaging*. IEEE Sensors Journal, vol. 1, n° 1, pp. 14-29.

- [9] R.C. Jaeger, J.C. Suhling, (1993) *Off-Axis Sensor Rosettes for Measurement of the Piezoresistive Coefficients of Silicon*. IEEE Transactions on Components, Hybrids and Manufacturing Technology, vol. 16, nº 8, pp. 925-931.
- [10] J. H. L. Pang, T. Tan, S. K. Sitaraman, (1998) *Thermo-mechanical Analysis of Solder Joint Fatigue and Creep in a Flip Chip on Board Package Subjected to Temperature Cycling Loading*, Electronic Components and Technology Conference, pp. 878-883.
- [11] J.H. Lau; Y.-H. Pao, (1997) *Design for Reliability*, En: *Solder joint reliability of BGA, CSP, Flip Chip, and fine pitch STM assemblies*. New York [etc.] : Mc Graw-Hill. p. 91-152. ISBN 0-07-036649-9
- [12] S. Wiese, F. Feustel, S. Rzepcka, E. Meusel, (1999) *Creep and Crack Propagation in Flip Chip SnPb37 Solder Joints*, Electronic Components and Technology Conference, pp. 1015-1020.
- [13] R. Darveaux, K. Banerji, (1992) *Constitutive Relations for Tin-Based Solder Joints*, IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology, vol. 15, nº 6, pp. 1013-1024.
- [14] C. C. Enz, E. A. Vittoz, F. Krummenacher, (1987) *A CMOS Chopper Amplifier*, IEEE Journal of Solid-State Circuits, vol. 22, nº 3, pp. 335-342.
- [15] H. Takao, Y. Matsumoto, M. Ishida, (1999) *A Monolithically Integrated Three-Axis Accelerometer Using CMOS Compatible Stress-Sensitive Differential Amplifiers*, IEEE Transactions on Electron Devices, vol. 46, nº 1, pp. 109-115.
- [16] C. C. Enz, G. C. Temes, (1996) *Circuit Techniques for Reducing the Effects of Op-Amp Imperfections: Autozeroing, Correlated Double Sampling, and Chopper Stabilization*, Proceedings of the IEEE, vol. 84, nº 11,
- [17] C. Menolfi, Q. Huang, (1997) *A Low-Noise CMOS Instrumentation Amplifier for Thermoelectric Infrared Detectors*, IEEE Journal of Solid-State Circuits, vol. 32, nº 7, pp. 968-976.
- [18] A. Collado, (2000) *Desenvolupament de Mòduls Multixip de Tipus-D per a Aplicacions de Potència*, Treball d'investigació, Universitat Autònoma de Barcelona, Escola Tècnica Superior d'Enginyeria.